République Algérienne Démocratique et Populaire
Ministère de l'Enseignement Supérieure et de la Recherche Scientifique
UNIVERSITE YAHIA FARES DE MEDEA
FACULTE DE TECHNOLOGIE
Département de Génie des Procédés et Environnement

Thèse présentée pour l'obtention du diplome de Doctorat En Sciences

En Génie des Procédés

Spécialité: Génie des Procédés

Thème

Analyse et modélisation du comportement thermomécanique des cibles de l'uranium faiblement enrichi LEU pour la production du molybdène

Présentée par :

Mr. Sayah MISSAOUI

Soutenu publiquement le: 07/11/2020, devant le jury composé de :

Mr. ABUDURA Salam	**Professeur**	**Université de Médéa**	**Président**
Mr. BOUMAHDI Mouloud	**MCA**	**Université de Médéa**	**Examinateur**
Mr. KADI Rabah	**DCR&D**	**SONATRACH**	**Examinateur**
Mr. KEZRANE Cheikh	**MCA**	**Université de Djelfa**	**Examinateur**
Mr. HANINI Salah	**Professeur**	**Université de Médéa**	**Directeur de thèse**
Mr. SALHI Mhamed	**Chercheur principal**	**CRNB de Birine**	**Co-Directeur de thèse**

Dédicaces

À ma tendre mère qui m'a toujours aidée par sa présence, ses conseils et ses prières.
À ma chère épouse.
À mon petit ange MOHAMMED.
À mes chers frères
À mes chères sœurs
À tous mes amis et mes collègues.

Remerciements

Ce travail a été réalisé au sein du Centre de Recherche Nucléaire de Birine (CRNB).

Je voudrais en premier lieu remercier chaleureusement mon directeur de thèse Monsieur **HANINI Salah**, qui a suivi et a encadré ce travail avec intérêt et disponibilité. Je le remercie aussi de m'avoir initié avec autant de talents à ce travail de recherche ; aussi pour ses directions scientifiques, ses qualités pédagogiques,

Je tiens également à remercier mon codirecteur de thèse Monsieur **SALHI Mhamed, Directeur** de la Division des Techniques et Applications Nucléaires du CRNB pour m'avoir proposé ce sujet de recherche, et, pour tout son dynamisme et ses compétences scientifiques qui m'ont permis de mener à bien cette thèse,

Je tiens particulièrement à remercier vivement le Docteur **MOHAMEDI Brahim**, le chercheur principal du Centre de Recherche Nucléaire de Birine pour tous les efforts qu'il a fait pour moi, je lui adresse toute ma reconnaissance.

Je tiens aussi à remercie spécialement le Docteur **MELLEL Nacim,** le chercheur principal du Centre de Recherche Nucléaire de Birine pour l'aide précieuse qu'il m'a apportée.

Je remercie Monsieur **ABUDURA Salam**, Professeur à l'Université Yahia Farès de Médéa, pour avoir assuré la présidence du jury. Je tiens aussi à remercier les membres de jury Messieurs les Docteurs Mr. **BOUMAHDI Mouloud**, Mr. **KADI Rabah** et Mr. **KEZRANE Cheikh** pour avoir accepté à évaluer ce travail.

Enfin, le soutien et encouragements de ma mère, de mes amis, de ma famille, ont été très importants pour la réussite de cette thèse. Qu'ils trouvent ici l'expression de ma profonde affection.

Résumé

Le radio-isotope médical le plus utilisé aujourd'hui est le technétium-99m. Chaque année, environ 30 millions de personnes dépendent de ce radio-isotope pour les procédures de diagnostic et thérapie médicale.
Le technétium-99 (^{99m}Tc) est une substance artificielle de courte période physique ($T_{1/2}$= 6h) obtenue par la décroissance du molybdène-99 ($T_{1/2}$ = 66 h).
Le Mo-99 peut être produit soit le bombardant des cibles de molybdène naturel ou de molybdène enrichi en Mo-98 soit par une autre méthode consiste à irradier des cibles d'uranium U-235. La grande quantité du Mo-99 produit dans le monde provient de l'irradiation des cibles de combustible d'uranium fortement enrichi HEU (High Enriched Uranium), mais malheureusement l'utilisation des cibles HEU pose le problème de la prolifération des armes nucléaires. Le programme RERTR a été crée en 1978 appuyer la politique américaine de non-prolifération des armes nucléaire. Le programme RERTER vise la conversion des cibles d'uranium fortement enrichi (HEU, ^{235}U > 90%) à des cibles d'uranium faiblement enrichi (LEU, ^{235}U < 20%). Il existe environ 250 réacteurs de recherche dans le monde, mais seuls cinq réacteurs fonctionnent à l'échelle industrielle pour les radio-isotopes produits à des fins médicales. Cependant, tous les cinq réacteurs approchent de 50 ans de fonctionnement et des pannes temporaires ont causé des problèmes d'approvisionnement dans le passé. Cette recherche vise à réduire le Pénurie de Tc-99m dû aux vieillissements des réacteurs de recherche pour combler les besoins mondiaux de Tc-99m, et il vise également à remplacer les cibles HEU par LEU.
Dans le présent travail, une analyse thermohydrauliques par le code de calcul ANSYS Fluent et thermomécanique par le code de calcul Static-structural des cibles d'uranium faiblement enrichi (LEU) irradiées dans un réacteur de recherche destinées à la production du molybdène de fission est effectuée dans le but de déterminer, les marges de sûreté thermohydrauliques, la distribution des contraintes Von Mises et les déformations de la cible LEU.
Les principaux critères dont il faut s'assurer sont :

- Le début d'ébullition nucléée ONB (Onset of Nucleate Boiling) ;
- L'échauffement critique DNB (Departure from Nucleate Boiling).

L'analyse thermomécanique par le code commercial Static structural menée dans ce travail s'intéresse à l'étude de la distribution des déformations et des contraintes thermiques pour évaluer la tenue aux différentes conditions de test de la cible plaque d'Uranium à faible enrichissement LEU irradiée pour la production du Molybdène 99.

Mots clés : Cible LEU irradiée, Production de molybdène-99, Analyse thermohydraulique, Analyse thermomécanique, Marges de sureté, CFD

Abstract

The most widely used medical radioisotope today is technetium-99m. Each year, around 30 million people depend on this radioisotope for diagnostic procedures and medical therapy.
Technetium-99 (99mTc) is an artificial substance with a short physical period (T1 / 2 = 6h) obtained by the decay of molybdenum-99 ($T_{1/2}$ = 66h).
Mo-99 can be produced either by bombarding targets of natural molybdenum or molybdenum enriched in Mo-98 or by another method consists in irradiating targets of uranium U-235. The large quantity of Mo-99 produced in the world comes from the irradiation of targets of fuel of highly enriched uranium HEU (High Enriched Uranium), but unfortunately the use of targets HEU poses the problem of the proliferation of nuclear weapons. The RERTR program was created in 1978 to support the American policy of non-proliferation of nuclear weapons. The RERTER program aims to convert targets with low enriched uranium (LEU, ^{235}U <20%) to targets with high enriched uranium (HEU, ^{235}U> 90%). There are around 250 research reactors in the world, but only five reactors are operating on an industrial scale for radioisotopes produced for medical purposes. However, the five reactors are approaching 50 years of operation and temporary outages have caused supply problems in the past. This research aims to reduce the shortage of Tc-99m due to aging research reactors to meet global needs for Tc-99m, and it also aims to replace HEU targets with LEU.
In the present work, a thermohydraulic by the ANSYS Fluent and thermo-mechanical analysis by the Static-structural of the targets of low enriched uranium (LEU) irradiated in a research reactor intended for the production of fission molybdenum is carried out in order to determine, the thermohydraulic safety margins, the distribution von Mises constraints and deformations of the LEU target.
The main criteria are:
- The margin at the Onset of Nucleate Boiling (ONB);
- The Departure from Nucleate Boiling (DNB)
The thermo-mechanical analysis by the commercial ANSYS Static structural code conducted in this work is interested in the study of the distribution of deformations and thermal stresses to assess the resistance to different test conditions of the target of low enrichment Uranium plate LEU irradiated for the production of Molybdenum 99.

Keywords: Irradiated LEU target, Molybdenum-99 production, Thermo-mechanical analysis, Thermal hydraulic analysis, safety margins, CFD

ملخص

يعتبر التكنيسيوم-99 من أكثر النظائر المشعة الطبية استخداما حول العالم، حيث يعتمد عليه أكثر من 30 مليون مريض في كل سنة وذلك لإجراء التشخيص والعلاج الطبي. التكنيسيوم-99 مادة صناعية ذو فترة زمنية قصيرة جدا (فترة عمر النصف حوالي 6 ساعات). يتم الحصول عليه من الموليبدنيوم-99. الذي يتحلل عن طريق الانتقال المصاوغ (نوع من الاضمحلال) إلى التكنيسيوم 99 الذي له عمر نصف يقدر ب 66 ساعة. الموليبدنيوم -99 بدوره يمكن إنتاجه إما عن طريق قصف أهداف الموليبدنيوم-99 الطبيعي أو عن طريق عن طريق تشعيع أهداف وقود اليورانيوم-235. أكبر كمية الموليبدنيوم -99 يتم إنتاجها سنويا يتم فيها استعمال أهداف وقود اليورانيوم-235 العالي التخصيب ولكن للأسف ، فإن استخدام أهداف اليورانيوم عالي التخصيب يطرح مشكلة انتشار الأسلحة النووية. تم إنشاء برنامج " تخفيض التخصيب في مفاعلات البحث والاختبار " في عام 1978 لدعم السياسة الأمريكية في منع انتشار الأسلحة النووية. يهدف هذا البرنامج إلى تحويل أهداف اليورانيوم العالي التخصيب إلى أهداف اليورانيوم المنخفض التخصيب. يوجد حوالي 250 مفاعل أبحاث في العالم ، لكن خمسة مفاعلات فقط تعمل على نطاق صناعي للنظائر المشعة المنتجة للأغراض الطبية. ومع ذلك، تقترب هذه المفاعلات الخمسة من 50 عامًا من التشغيل، وقد تسبب قدم هذه المفاعلات في انقطاع مؤقت في مشاكل الإمداد بالنظائر الطبية في الماضي. يهدف هذا البحث إلى تقليل النقص في نظير التكنيسيوم-99م بسبب تقادم مفاعلات الأبحاث لتلبية الاحتياجات العالمية لهذا النظير الطبي، كما يهدف أيضًا إلى استبدال أهداف اليورانيوم العالية التخصيب الى ضعيفة التخصيب.

في هذا العمل، يتم إجراء تحليل هيدروليكي حراري بواسطة الرمز الحسابي انسيس فليونت وميكانيكي حراري بواسطة الرمز الحسابي الثابت الهيكلي لأهداف اليورانيوم المنخفض التخصيب المشعع في مفاعل البحث النووي مخصص لإنتاج الموليبدنيوم، وتهدف هذه الدراسة إلى، تحديد هوامش السلامة الهيدروليكية-الحرارية، وتوزيعات قيود فون ميزس والتشوهات في هدف اليورانيوم المنخفض التخصيب. هوامش السلامة الهيدروليكية الحرارية هي:

- الهامش في بداية الغليان المنوي (بداية غليان النوى)؛
- هامش التسخين الحرج (المغادرة من غليان النواة).

يهتم التحليل الميكانيكي الحراري بواسطة البرنامج التجاري أنسيس، الذي نحاول من خلاله دراسة الضغوط الحرارية وتوزيع التشوهات وذلك لتقييم مقاومة ظروف الاختبار لهدف اليورانيوم المنخفض التخصيب المستعمل في صناعة الموليبدنيوم-99.

الكلمات الرئيسية: اليورانيوم المنخفض التخصيب ، إنتاج الموليبدنيوم -99 ، التحليل الهيدروليكي الحراري ، التحليل الميكانيكي الحراري ، هوامش السلامة الهيدروليكية-الحرارية.

Sommaire

INTRODUCTION…… 1

Chapitre. I. Le molybdène-99, intérêt médical et évolution

I.1 Introduction…….. 5
I.2 Utilisation du molybdène……. 5
I.2.1 Le technétium-99m…… 6
I.3 Rapport d'OCDE…… 6
I.4 Réacteurs en production de ^{99}Mo…… 6
I.5 Futures réacteurs pour la production du ^{99}Mo…….. 7
I.6 Conversion des cibles HEU vers LEU…… 8
I.7 Recherche et développement pour la conversion en LEU……... 8
I.7.1 Fabrication cible……. 9
I.7.2 Développement de processus…….. 9
I.7.3 Gestion des déchets…….. 9
I.8 Production de Mo-99 avec cible LEU…….. 9
I.8.1 Développement de nouveaux alliages d'Uranium…… 9
I.8.1.1 Le combustible UAlx……. 10
I.8.1.2 Les siliciures d'uranium……. 11
I.8.1.3 UMo : combustible du futur pour les réacteurs de recherches…… 12
I.9 Procédé de dissolution des cibles LEU…….…. 13
I.9.1 Procédé CINTICHEM modifié……... 13
I.9.1.1 Description du processus…….. 13
I.9.2 Procédé de dissolution d'U_3Si2 ……. 13
I.9.2.1 Comportement mécanique sous irradiation……. 13
I.10 Comportement du future combustible UMo sous irradiation……. 13
I.10.1 Gonflement dû aux produits de fission……. 14
I.10.2 Dilatation de la gaine …….. 14
I.11 Déchets radioactifs…….. 15
I.12 Techniques de production de molybdène-99……. 15
I.12.1 Activation neutronique de molybdène 98……. 15
I.12.2 Processus de photoneutron ^{100}Mo (γ, n) ^{99}Mo……. 16
I.12.3 Photofission de l'uranium U-238 ^{238}U (γ, f) ^{99}Mo……. 16
I.12.4 Réacteur aqueuse homogène …… 17
I.13 Revue critique de la littérature des recherches antérieures…….. 19
I.13.1 Cibles de combustible cylindriques…… 19
I.13.2 Cibles de combustible de type plaque … …… 22
I.14 Conclusion……... 25

Chapitre. II. Éléments fondamentaux de production de Mo-99

II.1 Introduction……. 26
II.2 Interactions des neutrons avec la matière…….. 26
II.2.1 Diffusion……. 26
II.2.2 Capture radiative……. 26
II.2.3 La fission……. 26
II.2.4 Réaction en chaîne……. 27
II.3 Méthodes de production de Mo-99…… 27
II.3.1 Production de réacteurs……. 27

II.3.2	Accélérateur……..……..……..……..…….	28
II.4	Les réacteurs de recherche…….…….……	29
II.4.1	Principaux types de réacteurs de recherche…….……	30
II.4.1.1	Les réacteurs à eau lourde…….…….……	30
II.4.1.2	Les réacteurs à l'eau légère…….……..	30
II.4.1.2.1	Les réacteurs piscine à cœur ouvert……	30
II.4.1.2.2	Les réacteurs piscine à caisson……	31
II.4.2	Utilisations des réacteurs de recherche…….……..	31
II.4.2.1	Formation…….…….……	31
II.4.2.2	Recherche fondamentale…….……..	31
II.4.2.3	Irradiations expérimentales…….……..	32
II.4.2.4	Applications industrielles…….…….……	32
II.5	Production de radio-isotopes autour du réacteur de recherche…….	32
II.6	Aspects de sûreté liés à la production de molybdène de fission ……	33
II.6.1	Refroidissement de la cible de Molybdène de fission ……..……	34
II.6.2	Début de l'ébullition nucléée ……..……	34
II.7	Cibles uranifère pour la production de ^{99}Mo…….……..	35
II.7.1	Cibles HEU…….…….…….…….……..	35
II.7.1.1	Comportement d'UAl sous irradiation…….……	35
II.7.2	Cibles LEU…….…….…….…….……	36
II.7.3	Comparaison entre les cibles HEU et LEU dans la production de ^{99}Mo.	36
II.8	Processus chimique de production de molybdène de fission…….	37
II.9	Conclusion…….……..	38
Chapitre III : Modélisation thermohydrauliques et thermomécanique		
III.1	Introduction…….	39
III.2	Notions de base thermohydraulique……...	39
III.2.1	Equations principales……	40
III.2.1.1	Conservation de la masse…….	40
III.2.1.2	Conservation de la quantité de mouvement…….	40
III.2.1.3	Conservation de l'énergie ……	41
III.3	Les régimes d'ébullition stationnaires…… …….	41
III.3.1	Convection forcée……	42
III.3.2	Corrélations pour le flux thermiques en ébullition nucléée……..	42
III.3.2.1	Corrélation de Rohsenow…….	43
III.3.2.2	Correlation de Cooper……	43
III.3.2.3	Correlation de Gorenflo and Kenning…….……..	44
III.3.3	Crise d'ébullition……..……..…….	44
III.3.4	Ecoulement monophasique……..	45
III.3.4.1	Coefficient d'échange convectif monophasique…….	45
III.3.5	Début de l'ébullition nucléée……	46
III.3.6	Début de l'instabilité de l'écoulement (OFI) . ……..	46
III.3.6.1	Corrélations pour la prédiction l'OFI…….....	47
III.3.6.1.1	Corrélation de Ledinegg……..……..….	47
III.3.6.1.2	Corrélation de Whittle et Forgan……...	47
III.3.6.1.3	Corrélation de Winkler. ……..…….	47
III.3.7	Flux thermique critique CHF…….……..…	48
III.3.7.1	Corrélations de CHF…….……..….	48
III.3.7.1.1	Corrélation de Sudo et Kaminaga… ……..…… …..	48
III.3.7.1.2	Corrélation de Labuntsov……..……..	50
III.3.7.1.3	Corrélation de Mirshak et al…….……..…….	51

III.3.7.1.4 Corrélation de Tong-75…… 51
III.3.8 Convection naturelle…… 51
III.3.8.1 Corrélations pour le calcul de h en convection naturelle…… 52
III.3.8.1.1 Corrélation de Sudo et al…… 52
III.3.8.1.2 Corrélation de Churchill et Usagi…… 52
III.4 Modélisation mathématique …… 53
III.4.1 Equations principales…… 53
III.5 Modélisation de la turbulence…… 54
III.5.1 Modèle de la turbulence…… 54
III.6 Notions de base thermomécanique…… …… 55
III.6.1 Tenseur des contraintes…… 55
III.6.2 Contrainte normale et tangentielle…… 56
III.6.2.1 Contrainte normale…… 56
III.6.2.2 Contrainte tangentielle…… 56
III.6.3 Tenseur de déformation…… 57
III.6.4 Élasticité…… …… 58
III.6.6 Plasticité…… 58
III.6.7 Dilatation thermique…… 59
III.6.8 Critères de plasticité…… 60
III.6.8.1 Critères de Von mises…… 60
III.6.8.2 Critère de Tresca…… 61
III.7 Calcul les paramètres de l'étude thermohydraulique…… 61
III.7.1 Calcul de diamètre hydraulique D_h…… 61
III.7.2 Calcul de nombre de Reynolds…… 61
III.7.3 Calcul du coefficient d'échange thermique h…… 62
III.7.4 Calcul de la température à ONB…… 62
III.7.5 Calcul du flux de chaleur critique…… 62
III.8 Conclusion…… 63

Chapitre IV : Validation numérique

IV.1 Introduction …… 64
IV.2 Modalisation thermohydraulique…… 64
IV.2.1 Logiciel de simulation ANSYS…… 64
IV.2.2 Conditions de fonctionnement et description du domaine…… 64
IV.2.3 Propriétés thermo physique des matériaux…… 66
IV.2.3.1 Le combustible U_3Si_2…… 66
IV.2.3.2 L'aluminium Al6061…… 67
IV.2.4 Simulation thermohydraulique par l'ANSYS-Fluent…… 67
IV.2.4.1 Canaux de refroidissement…… 68
IV.2.4.2 Maillage…… 69
IV.2.4.3 Conditions aux limites…… 70
IV.2.4.5 Intensité de la turbulence…… 72
IV.2.4.6 Solution numérique…… 72
IV.3 Modélisation thermomécanique…… 73
IV.3.1 Procédure et étapes de modélisation…… 73
IV.3.2 Modèle analytique et équations principales…… 74
IV.3.3 Equations de déflexion …… 75
IV.3.4 Simulation thermomécanique par le code ANSYS Static structural…… 76
IV.3.4.1 Maillage et conditions aux limites…… 77
IV.4 Analyses thermohydrauliques et neutroniques de Jo et al…… 79
IV.4.1 Configuration du cœur de réacteur…… 79

IV.4.2 Cibles de Molybdène de fission…… 80
IV.5 Analyse neutronique et thermohydraulique pendant l'irradiation…… 81
IV.5.1 Analyse neutronique…… 81
IV.5.2 Analyse thermohydraulique…… 82
IV.6 Analyse neutronique et thermohydraulique après l'irradiation…… 83
IV.7 Choix du maillage …… 84
IV.6 Choix du modèle de turbulence…… 86
IV.9 Validation du code…… 88
IV.10 Comparaison des résultats pendant l'irradiatio…… 88
IV.11 Flux de chaleur critique CHF et le DNB…… 90
IV.12 Comparaison des résultats après l'irradiation…… 92
IV.13 Conclusion…… 93
Chapitre V : Résultats et discussions
V.1 Introduction…… 94
V.2 Distribution de la température le long de la plaque combustible…… 94
V.3 Calcul les Marges de sûreté thermohydraulique…… 100
V.3.1 Début d'ébullition nucléée ONB à l'état BOC…… 100
V.3.2 Début d'ébullition nucléée ONB à l'état MOC…… 101
V.3.3 Début d'ébullition nucléée ONB à l'état EOC…… 102
V.4 Début de l'instabilité de l'écoulement (OFI) …… 103
V.5 Flux de chaleur critique CHF et le DNBR…… 104
V.6 Calcul les Marges de sûreté thermohydraulique après l'irradiation…… 105
V.7 Contraintes et déflexions thermiques …… 109
V.8 Effet de la puissance du réacteur…… 110
V.9 Effet de la vitesse d'entrée du réfrigérant…… 112
V.10 Conclusion…… 115
Conclusion générale…… 116
Référence bibliographique

LISTE DES FIGURES

Fig. I.1	Un examen de médecine nucléaire ……..	5
Fig. I.2	Vue d'ensemble d'une zone de gonflement ……	14
Fig. I.3	Réacteur aqueuse homogène ……	17
Fig. II.1	Schéma d'ensemble de la réaction en chaîne de fission ……	27
Fig. II.2	Réacteur BR2 ……	31
Fig. II.3	Refroidissement du cœur ……	34
Fig. III.1	Diagramme de Nukiyama……... ……	41
Fig. III.2	Corrélation CHF pour les écoulements dans les canaux rectangulaires verticaux..	48
Fig. III.3	Couplage thermomécanique……	55
Fig. III.4	Volume élémentaire représentant contraintes autour du point M……..……	56
Fig. III.5	Contrainte normale et tangentielle en un point M……	56
Fig. III.6	Dilatation thermique de la cible type plaque ……..……	59
Fig. III.7	Limite élastique ……..	60
Fig. IV.1	Cible de Molybdène de fission chargée dans le canal d'irradiation ……	65
Fig. IV.2	Concept de la feuille d'uranium LEU entre deux plaques en Aluminium……	65
Fig. IV.3	Schéma synoptique du processus de simulation……	78
Fig. IV.4	Géométrie des canaux de refroidissement ……	68
Fig. IV.5	Géométrie du domaine de simulation……	69
Fig. IV.6	Indépendance de la solution du maillage……	70
Fig. IV.7	Maillage de la cible de Molybdène avec les canaux de refroidissement……	70
Fig. IV.8	Section transversale da la géométrie avec les conditions aux limites…….	71
Fig. IV.9	Organigramme de calcul thermomécanique en ANSYS……..……..…	74
Fig. IV.10	Géométrie d'une plaque ……..…….……..	75
Fig. IV.11	Déflexion de la plaque ……..……..…	76
Fig. IV.12	Couplage Fluent – Static Structural pour l'analyse thermomécanique……..	77
Fig. IV.13	Géométrie de la plaque utilisée pour l'étude des conditions aux limites…….	78
Fig. IV.14	Conditions aux limites appliquées pour la simulation de la plaque ……..…….	78
Fig. IV.15	Configuration du cœur de réacteur ……..……..…	79
Fig. IV.16	Cible de Molybdène de fission chargée dans le canal d'irradiation…….....	80
Fig. IV.17	Influence du maillage sur la température maximale du réfrigérant……...	85
Fig. IV.18	Influence du maillage sur la température maximale de la gaine……..…….	85
Fig. IV.19	Influence du maillage sur la température maximale du combustible……	86
Fig. IV.20	Influence du modèle de turbulence sur la distribution axiale de la température de la gaine au milieu du cycle (MOC) ……..……..…….	86
Fig. IV.21	Influence du modèle de turbulence sur la distribution axiale de la température du combustible au milieu du cycle (MOC) ……...……	87
Fig. IV.22	Influence du modèle de turbulence sur la distribution axiale de la température de réfrigérant au milieu du cycle (MOC) ……..……..……	87
Fig. IV.23	Comparaison entre les températures et la marge à ONB au BOC……..	89
Fig. IV.24	Comparaison entre les températures et la marge à ONB au MOC…….	89
Fig. IV.25	Comparaison entre les températures et la marge à ONB à l'EOC…….	90

Fig. IV.26	Critère de sûreté DNBR : comparaison……..	91
Fig. IV.27	Température maximale de la gaine Al6061……..……	93
Fig. V.1	Distribution de la température le long de la plaque combustible (BOC)…. ……..	94
Fig. V.2	Distributions radiales et axiale de la température au début du cycle (BOC)……..	95
Fig. V.3	Distribution de la température le long de la plaque combustible au MOC …..……	96
Fig. V.4	Distribution de la température le long de la plaque combustible à l'EOC …….	96
Fig. V.5	Distributions radiales et axiale de la température au milieu du cycle (MOC)……...	97
Fig. V.6	Distributions radiales et axiale de la température à la du cycle (EOC) ……..……	98
Fig. V.7	Distributions axiale et radiales de la température pour : BOC, MOC et EOC…….....	99
Fig. V.8	Distributions axiale de la température au début du cycle (BOC) ……..	101
Fig. V.9	Distributions axiale de la température au milieu du cycle (MOC) ……..……	102
Fig. V.10	Distributions axiale de la température à la fin du cycle (EOC) ……..……	103
Fig. V.11	Température maximale de la gaine (Al6061) ……..……..……..	107
Fig. V.12	Contours de la distribution de la température le long de la plaque combustible pour une fraction de puissance de désintégration de 5.753 %.....	107
Fig. V.13	Distributions axiale de la température pour la puissance de désintégration 5.753%..	108
Fig. V.14	Distributions axiale de la température pour la puissance de désintégration 2.820 %	108
Fig. V.15	Distributions axiale de la température pour la puissance de désintégration 0.470 %	109
Fig. V.16	Distribution de la contrainte principale……...……	109
Fig. V.17	Distribution de la déformation totale le long de la plaque sandwich…….. ……..	110
Fig. V.18	Variation de la marge de la température à ONB en fonction de la puissance…….	110
Fig. V.19	Variation de la température à ONB en fonction de la puissance…….	111
Fig. V.20	Variation du DNBR en fonction de la position axiale pour différentes puissances du réacteur……	112
Fig. V.21	Variation de la température à ONB en fonction de la vitesse de réfrigérant ……	113
Fig. V.22	Variation du MDNBR en fonction de la vitesse de réfrigérant ……..	114
Fig. V.23	Variation du MDNBR en fonction de la position axiale le long de la plaque LEU…	114

LISTE DES TABLEAUX

Tableau I.1	Réacteurs produisant du Mo-99 destiné à un usage médical ……..	7
Tableau I.2	Densité et charge en uranium total de différents matériaux uranifères..	10
Tableau I.3	Composition d'U_3Si_2 ……	12
Tableau I.4	Critères pour la production du ^{99}Mo par activation de ^{98}Mo et fission de l'^{235}U …….	16
Tableau I.5	Quantités de production de ^{99}Mo par Photoneutron ……	16
Tableau I.6	Principaux avantages et inconvénients des différentes technologies de production de ^{99m}Tc……	18
Tableau II.1	Comparaison entre les deux méthodes de production, ^{235}U (n, f) ^{99Mo} et ^{98}Mo (n, γ) ^{99Mo} ……..	28
Tableau. II.2	Principaux isotopes produits par les réacteurs……	33
Tableau .II.3	Certaines propriétés des composés uranium-aluminium……	35
Tableau. II.4	Comparaison entre les cibles LEU et HEU……	37
Tableau. III.1	Modes de dépôt de l'énergie de fission……	39
Tableau. III.2	Paramètres de calcul du CHF par la corrélation de Kaminaga et al….	50
Tableau III.3	Constantes du modèle k-ε……	54
Tableau IV.1	Propriétés physique d'U3Si2 à différentes températures ……	66
Tableau IV.2	Conditions aux limites du problème……	71
Tableau IV.3	Paramètres de l'INPUT du modèle……	73
Tableau IV.4	Propriétés de l'Al 6061……	78
Tableau IV.5	Dimensions de la cible de fission ……..	81
Tableau IV.6	Puissance des cibles de Molybdène de fission……	82
Tableau IV.7	Analyses de marges thermiques pendant l'irradiation (convection forcée) …… ..	83
Tableau IV.8	Puissance de décroissance avec le temps. ……	84
Tableau IV.9	Nombres de mailles pour les différents maillages…….	84
Tableau IV.10	Températures maximales et marge de température à ONB……...	88
Tableau IV.11	Flux de chaleur critique CHF……	91
Tableau IV.12	Température maximale de la paroi et la marge de température à ONB par rapport à la puissance de désintégration…….	92
Tableau V.1	Calcul des erreurs relatives……	100
Tableau V.2	Calcul de l'ONB au début du cycle BOC……	101
Tableau V.3	Calcul de l'ONB au milieu du cycle (MOC)……	102
Tableau V.4	Calcul de l'ONB à la fin du cycle (EOC)……	103
Tableau V.5	Calcul des flux de chaleur critiques moyens et des marges de sûreté à l'OFI…….	104
Tableau. V.6	Calcul le CHF et le DNBR: Comparaison……	104
Tableau V.7	Résultats de l'analyse thermohydraulique sous le refroidissement par convection naturelle (dans l'eau) ……..……	105
Tableau V.8	Température maximale de la paroi et la marge de température à ONB par rapport à la puissance de désintégration……..	106
Tableau V.9	Variation de l'ONB et le MDNBR au Milieu du cycle MOC en fonction de la puissance…….	111
Tableau V.10	Variation de l'ONB et le MDNBR au Milieu du cycle MOC en fonction de la vitesse…..…….....	113

NOMENCLATURE

Sigles

AAN	Neutron Activation Analysis	/	Analyse par Activation Neutronique
ANL	Argonne National Laboratory	/	Laboratoire National d'Argonne
ANSTO	Australian Nuclear Science and Technology Organisation	/	Organisation Australienne pour la Science et la Technologie Nucléaire
Ave	Average	/	Moyen
BATAN	Badan Tenaga Atom Nasional	/	Agence Nationale de l'Energie Nucléaire
BOC	Beginning Of Cycle	/	Début du Cycle
BR-2	Belgian Reactor II	/	Réacteur Belge II
CANDU	CANada Deuterium Uranium	/	Réacteur canadien à eau lourde
CEA	Atomic Energy Commission	/	Commissariat à l'Energie Atomique
CFD	Computational Fluid Dynamics	/	Dynamique des Fluides Computationnelle
CHF	Critical Heat Flux	/	Flux Thermique Critique
Ci	Curie	/	Curie
CNEA	National Atomic Energy Commission	/	Commission Nationale de l'Energie Atomique
DNBR	Departure from Nucleate Boiling Ratio	/	Rapport de l'Ebullition nucléé
DOE	United States Department of Energy	/	Département de l'Énergie des États-Unis
EOC	End Of Cycle	/	Fin du cycle
ETB	Boltzmann's transport equation	/	Equation de Transport de Boltzmann
HEU	Highly Enriched Uranium	/	Uranium Hautement Enrichi
HFIR	High Flux Isotope Reactor	/	réacteur isotopique à haut flux
HFR	High Flux Reactor	/	Réacteur à haut flux
IAEA	International Atomic Energy Agency	/	Agence internationale de l'énergie atomique
INVAP	Investigacion Aplicada	/	Recherche Appliqué
INFCE	International Fuel Cycle Evaluation	/	Evaluation Internationale du Cycle du Combustible
JHR	Jules Horowitz Reactor	/	Réacteur de Recherche Jules Horowitz
JRR	Japan Research Reactor	/	Réacteur de recherche japonaise
HLG-MR	High-Level Group on the Security of Supply of Medical Radioisotopes	/	Groupe à haute niveau sur la sureté d'apprivoisement en radio-isotopes médicaux.
MR	Maria Reactor	/	Réacteur Maria
KAERI	Korea Atomic Energy Research Institute	/	Institut de Recherche Coréen pour l'Energie Atomique.

LEU	Low Enriched Uranium	/	Uranium Faiblement Enrichi
LOCA	Loss Of Coolant Accident	/	Accident de Perte de Fluide de Refroidissement
LOFA	Loss Of Flow Accident	/	Accident de Perte de Débit
MCNP	Monte Carlo N-Particle Transport Code	/	code de transport Monte-Carlo *à* N particules
MDNBR	Minimum Departure From Nucleate Boiling Ratio	/	Rapport de l'Echauffement Critique Minimum
MOC	Middle Of Cycle	/	Milieu du Cycle
MOX	Mixed oxide	/	Oxyde mixte
MTR	Materials Test Reactor	/	Réacteurs d'Essai des Matériaux
NAS	National Academy of Sciences	/	Académie Nationale des Sciences
NEA	Nuclear Energy Agency	/	Agence pour l'énergie nucléaire
NRC	National Research Council	/	Conseil National de la Recherche
NRG	Nuclear Research and Consultancy Group	/	Groupe de recherche et de conseil nucléaires
ONB	Onset of Nucleate Boiling	/	Début d'Ebullition Nucléée
ORIGN	Oak Ridge Isotope GENeration	/	Génération des isotopes d'Oak Ridge
Out	Outlet	/	Sortie
PARR	Pakistan Atomic Research Reactor	/	Réacteur de recherche atomique du Pakistan
PWR	Pressurized Water Reactor	/	Réacteur à Eau Pressurisée
RERTR	Reduced Enrichment for Research and Test Reactors	/	Enrichissement Réduit pour les Réacteurs de Recherche et d'Essai
R&D	Research and development	/	Recherche et Développement
Ref	Reference	/	Référence
RJH	Jules Horowitz Reactor	/	Réacteur Jules Horowitz
RHF	High Flux Reactor	/	Réacteur à Haut Flux
RSG-GAS	Reaktor Serba Guna–Gerrit Augustinus Siwabessy	/	Réacteur polyvalent – Gerrit Augustinus Siwabessy
SA	Specific Activity	/	Activité Spécifique
SCK.CEN	StudieCentrum voor Kernenergie	/	Centre d'Etude de l'Energie Nucléaire (Belgique)
SAFARI-1	South Africa Fundamental Atomic Research Installation I	/	Installation de Recherche fondamentale en Afrique du Sud I
SSR	Second Shutdown Rod	/	Deuxième Barre d'Arrêt
TRIGA	Training, Research, Isotopes, General Atomics	/	Formation, Recherche, Isotopes, Atomique Générale
UDF	User Defined Function	/	Fonction Définie par l'Utilisateur

Symboles

A	Surface d'écoulement [m^2]
c_1	Chaleur spécifique du liquide [J / kg K]
C_f	Facteur utilisé pour rendre compte de la configuration.
CHF_W	CHF à la paroi du canal [W/m^2]
Cp	Capacité calorifique massique [J/kg K]
C_s	Facteur de fluide de surface
D_0	Diamètre de référence [m]
D_h	Diamètre hydraulique [m]
e	Hauteur du canal [m]
E	Module de Young
H_{fg}	Chaleur latente de vaporisation à T_{SAT} [J / kg],
f	Facteur de frottement
F_f	Fonction des propriétés des fluides, sans dimension
$F_{P_{rd}}$	Fonction de pression réduite, sans dimension.
F_q	Fonction du flux de chaleur, sans dimension
F_Q	Coefficient de distribution radiale de la puissance
F_W	Fonction de la surface chauffante, sans dimension
F_{WR}	Fonction de la rugosité des parois, sans dimension
F_{WM}	fonction du matériau de la paroi, sans dimension
F_Z	Coefficient de distribution axiale de la puissance
g	Accélération de la gravité [m/s^2]
g_0	Facteur de conversion de force [kgm / Ns^2]
G	Vitesse massique [kg/m^2s]
Gr	Nombre de Graetz
G^*	Vitesse massique adimensionnel
h	Coefficient de transfert thermique [W/m^2K]
h_{fg}	Chaleur latente d'évaporation [kJ/kg].
H’	Hauteur extrapolée du cœur.
J_0	Fonction de Bessel
Ja	Nombre de Jakob
K	Energie cinétique turbulente
l	Echelle de longueur de turbulence
L_e	Longueur effective équivalente [m]
lc	Longueur du canal [m]
L_H	Longueur chauffée [m]
P	Pression [bar]
P	Puissance maximale
R’	Rayon extrapolée du cœur.
R_{TC}	Résistance thermique de contact
R_{aL}	Nombre de Rayleigh
Pr	Nombre de Prandtl

Nu	Nombre de Nusselt
q	Puissance (W)
Q	Flux de chaleur d'ébullition de la piscine nucléée [W / m^2]
q''	Flux de chaleur (W/m^2)
q'''	puissance volumétrique (W/m^3)
q^*_{CHF}	Flux de chaleur critique adimensionnelle
Re	Nombre de Reynolds
S_{app}	la surface apparente de contact [m^2]
S_v	Source volumétrique (W/m^3)
T	Température [K]
T_s	Température de la paroi du canal [K]
T_f	Température du fluide [K].
t_w	Epaisseur du canal [m]
U	Vitesse moyenne [m/ s].
u'	Racine quadratique moyenne des fluctuations de vitesse turbulentes.
V	Vitesse [m/ s]
W	Largeur de la plaque de combustible [m]
W_H	Largeur chauffée [m]
z	Emplacement axial, [m]
μ	Viscosité dynamique [Pa.s]
μ_g	Densité de vapeur [kg / m^3]
α	Diffusivité thermique [m^2/s]
μ_1	Viscosité dynamique du liquide [kg / m.s]
λ	Conductivité thermique [W/m^2K]
β	Coefficient de dilatation thermique volumétrique [K^{-1}]
ρ	Masse volumique du fluide [kg/m^3]
ρ_g	Densité de gaz [kg/m^3]
ρ_1	Densité du liquide [kg / m^3]
ρ_v	Densité de vapeur [kg / m^3]
$\Delta T^*_{SUB,0}$	Sous-refroidissement adimensionnelle
σ	Tension superficielle [N/m]
σ_{eq}	Contrainte équivalente [N/m]
σ_{LE}	limite d'élasticité [N/m]
ε	Déformation [%]
ϵ	Taux de dissipation
τ	Contrainte tangentielle [N/mm^2]
$\dot{m}$	Débit massique [kg/s]
ν	Coefficient de Poisson
η	Paramètre de détachement de bulle

INTRODUCTION

Introduction générale

La médecine nucléaire est la spécialité médicale qui consiste en l'injection des très petites quantités de matières radioactives (isotopes radioactifs) pour examiner la fonction et la structure des organes humains à des fins d'étude, diagnostic et thérapie. Les molécules radio marquées sont considérées comme des médicaments depuis 1992 [1], d'où leur nom de radio-pharmaceutiques, et sont utilisées depuis plusieurs années [2,3]. En fonction du type d'émission radioactive, les différents isotopes peuvent être utilisés en imagerie ou en thérapie.

Pour le diagnostic, l'un des radiopharmaceutiques les plus utilisés dans le monde en médecine nucléaire demeure le technétium-99m (^{99m}Tc), presque 30 millions de patients (malades) par année subissent des procédures utilisant le technétium-99m dans le monde, il représente plus de 80% de toutes les procédures diagnostiques de médecine nucléaire [4]. Le technétium-99 (^{99m}Tc) est une substance artificielle de courte période ($t_{1/2}$= 6h) obtenue par la décroissance du molybdène-99 ($t_{1/2}$ = 66 h).

Le Mo-99 peut être produit soit par réaction (n,γ) en bombardant des cibles de molybdène naturel ou enrichi en Mo-98 soit par réaction de fission en irradiant des cibles d'uranium U-235 et extraire ainsi le Mo-99 comme produit de fission (molybdène de fission). Les deux méthodes de production suscitées peuvent se réaliser avantageusement dans des réacteurs nucléaires à haut flux de neutron. Le molybdène de fission est la méthode la plus utilisée, malgré quelques inconvénients principalement la quantité élevée des déchets radioactifs, car elle permet l'obtention des activités spécifiques beaucoup plus élevée que la première méthode.

Lorsque l'uranium 235 se fissionne après interaction avec un neutron thermique, le Mo-99 est produit avec un rendement d'environ 6,1% [5]. Le taux de production de ^{99}Mo dépend de plusieurs paramètres dont la section efficace de fission des neutrons thermiques de l'^{235}U, du flux de neutrons thermiques qui bombarde la cible d'uranium-235, de la masse de ^{235}U dans la cible et de la demi-vie de ^{99}Mo. Pour atteindre un taux de production maximal, les cibles de fission ^{235}U sont généralement irradiées pendant 5 à 7 jours dans le cœur du réacteur avec des flux de neutrons thermiques typiques de l'ordre de $1x10^{14}$ neutrons/cm^2.s [6].

Après l'irradiation des cibles d'uranium-235, le molybdène-99 est obtenu et récupère par un processus de séparation chimique.

La production de molybdène autour du réacteur nucléaire nécessite des dispositifs d'irradiation, des moyens de transfert à distance des cibles irradiées de haute activités, des

cellules chaudes pour le traitement et une logistique complexe pour assurer à temps la livraison du produit finale. Pour ces raisons peut de réacteurs nucléaires à travers le monde ont investis dans ce domaine. Les grands producteurs de molybdène de fission sont le réacteur SAFARI d'Afrique du sud, le réacteur BR2 de Belgique, le réacteur NRU du canada, le réacteur HFR du pays bas et le réacteur OSIRIS de France. Certains de ces réacteurs sont vétustes (arrêts temporaires de grande durée pour maintenance) et n'ont pas eu de licence d'exploitation pour continuer la production pour cela l'approvisionnement a connu de forte perturbation. Pour remédier à cette carence, d'autres solutions à l'échelle régionale ont été envisagés et même de nouveaux réacteurs nucléaires ont été prévus pour la production de molybdène tel que le réacteur CAAR en chine, le réacteur Jules Horowitz en France. Egalement d'autres réacteurs nucléaires ont envisagés la production de molybdène pour satisfaire le besoin national.

A cela s'ajout l'accroissance de l'utilisation des produits radiopharmaceutiques issues des accélérateurs de particules.

La plus grande partie du Mo-99 produit, soit 95% [7], provient de l'utilisation des cibles à base d'uranium 235 enrichi à un taux > 90% (High Enriched Uranium, (HEU)), ce type de cibles permet d'avoir des activités spécifiques élevée et une pureté meilleure du produit final.

Mais malheureusement l'utilisation des cibles HEU pose le problème de la prolifération des armes nucléaires.

La préoccupation de risque de prolifération des cibles HEU, donc la prolifération des armes nucléaires a conduit à la substitution des cibles HEU par des cibles d'uranium 235 enrichi à un taux < à 20%

La conversion HEU vers le LEU a touché d'abord les combustibles des réacteurs de recherche. L'Agence Internationale à l'Energie Atomique *(*AIEA) à travers son programme RERTR (Reduced Enrichment for Research and Test Reactor) et d'autres programmes ont soutenus les actions de conversion à travers le monde. Depuis, la conversion de combustibles de 70 réacteurs de recherche ont été réalisée. Ce soutient s'est élargie également pour la conversion des cibles destinées à la production de molybdène de fission.

Pour la production de molybdène de fission, la conversion HEU - LEU présentait beaucoup de challenges à savoir dans la fabrication des cibles, les procédés chimiques d'extraction et de purification, l'amélioration du rendement, le comportement sous irradiation des cibles de haute densité en uranium et les aspects liés à la sûreté d'irradiation.

De même, pour avoir une activité équivalente avec les cibles LEU il faut irradier une quantité d'uranium-235 cinq fois plus que la quantité utilisant les cibles HEU. Ceci pose un problème d'encombrement dans le site d'irradiation (cibles de plus grandes dimensions).

Plusieurs laboratoires ont remontés le défit et ils ont développés de nouvelles cibles LEU dont les performances sont prometteurs. On cite le laboratoire national d'Argonne qui a développé des cibles à base d'UO_2 et d'autres à base de silicium U_3Si_2 et U_3Si.

Ce combustible comportait une âme fissile à base de poudres UAlx (avec x = 2, 3 ou 4), produite à partir d'uranium enrichi à 93 % en 235U et dispersée dans une matrice d'aluminium. Les proportions entre ces trois phases varient selon les méthodes de fabrication [8]. Il permet d'atteindre une charge maximale en U de 1,5 gU.cm-3, c'est ainsi qu'il a succédé aux combustibles de type oxyde. Au début des années 60, ces combustibles à base de poudres UAlx rentraient dans la catégorie des « HEU » ou High Enriched Uranium, c'est-à-dire des matières uranifères fortement enrichies. En 1968, en raison des risques de prolifération nucléaire, le traité international de Non Prolifération Nucléaire (TNP) a fixé une limite d'enrichissement à 20 % en ^{235}U [9]. Suite à cette décision politique, une course au développement d'un combustible faiblement enrichi de très haute densité et sans dégradation des performances neutroniques du réacteur a été initiée [10].

Malgré le déplacement de l'équilibre chimique d'UAlx vers UAl_4 qui est le moins stable sous irradiation, les cibles UAlx présentent un bon comportement sous irradiation et une bonne accommodation des gaz de fission [11].

L'étude de comportement sous irradiation des cibles LEU pour la production de molybdène demeure des sujets d'étude. Le changement de la structure et la composition de ces cibles peut altérer la rigidité mécanique et les propriétés physiques sous irradiation. Dans ce contexte, nous avons mené une étude du comportement thermomécanique des cibles utilisés par l'institut KAERI [6] en utilisant le code ANSYS Fluent 14.5 et ANSYS Static Structural. Il s'agit de déterminer les températures maximales (points chauds), les marges de sûreté, les contraintes et déformations mécaniques dues aux éventuels gradients de température ou des obstructions de déplacement des cibles au niveau de point de fixation dans l'assemblage.

- Analyse thermohydraulique d'un assemblage de cibles d'uranium LEU. Ceci est effectué afin de déterminer les températures maximales que peut atteindre les cibles et pour déterminer les marges de sûreté (ONB, DNBR, Flux Critique).
- Analyse thermomécanique des cibles pour s'assurer du comportement mécanique sous irradiation et l'efficacité de la conception mécanique de l'assemblage de cibles.

L'étude s'articule autour de cinq chapitres :

chapitre 1: le premier chapitre, balaie les éléments de contexte en revenant sur l'importance de ^{99}Mo et son utilité dans la médicine nucléaire pour les examens médicaux et les principaux aspects comprennent les techniques et les difficultés rencontrés dans la production de ^{99}Mo.

Chapitre 2 : le deuxième chapitre de ce manuscrit est consacré aux éléments fondamentaux de production de Mo-99 comprenant, les méthodes de production de Mo-99, un descriptif général sur les réacteurs de recherche et les aspects de sûreté liés à la production de molybdène de fission (refroidissement, DNBR, ONB, physique neutronique).

Chapitre 3 : le troisième chapitre a passé en revue l'analyse thermohydraulique et thermomécanique des cibles LEU pour la production du ^{99}Mo. Dans ce chapitre, la problématique du travail présentée avec la formulation du problème, la modélisation numérique, les conditions initiales et aux limites et le maillage.

Chapitre 4 : Dans ce chapitre, nous avons présenté une description des analyses thermohydrauliques et neutroniques des cibles LEU de Daeseong Jo [6] cela nous a servi comme références de comparaison pour la validation de code de calcul ANSYS Fluent. La validation de nos simulations a été faite par la confrontation des résultats de simulation obtenus par ANSYS Fluent avec ceux trouvés par Daeseong Jo [6]. La validation du calcul avec les résultats de Daeseong Jo [6] a été faite en trois cas différents dans le cœur de réacteur, cas de BOC (début du cycle) et MOC (au milieu du Cycle), EOC (Fin du cycle).

Chapitre 5 : cinquième chapitre de présent manuscrit a consacré à la présentation des résultats obtenus par une analyse thermohydraulique et thermomécanique des plaques combustibles irradiées pour la production de Mo-99 en utilisant un code CFD, ANSYS Fluent pour déterminer les marges de sureté thermohydrauliques (T_{ONB}, DNBR, q_{CHF}). Les résultats du calcul thermo hydraulique des cibles de Molybdène de fission obtenus seront utilisés comme données d'entrées dans le calcul thermomécanique en couplant le solveur Fluent avec celui du calcul mécanique (Static-Structural) pour déterminer les contraintes et les déformations subies par la cible au cours du régime de puissance BOC.

CHAPITRE I
LE MOLYBDENE-99, INTERET MEDICAL ET EVOLUTION

CHAPITRE I

I.1 Introduction

Le Mo-99 peut être produit soit le bombardant des cibles de molybdène naturel ou de molybdène enrichi en Mo-98 soit par une autre méthode consiste à irradier des cibles d'uranium U-235. La grande quantité du Mo-99 produit dans le monde provient de l'irradiation des cibles de combustible d'uranium fortement enrichi HEU, mais malheureusement l'utilisation des cibles HEU pose le problème de la prolifération des armes nucléaires. Ce chapitre passe en revue toutes les informations générales concernant ce domaine. Les principaux aspects comprennent les techniques de production de molybdène-99 et la conversion en cible LEU. Ce chapitre est également revu les principaux réacteurs nucléaires produisent le molybdène-99 dans le monde. Un aperçu sur les travaux de la littérature des recherches antérieures présenté a la fin du chapitre.

I.2 Utilisation du molybdène

La médecine nucléaire est une spécialité médicale qui utilise des isotopes radioactifs, appelés radionucléides (^{99m}Tc, ^{18}F, ^{201}Tl, ^{123}I, ^{131}I…) pour diagnostiquer et traiter les maladies. Ces radionucléides sont incorporés dans les produits radiopharmaceutiques et introduits dans l'organisme par injection, ingestion ou inhalation. Les processus physiologiques et métaboliques du corps concentrent les traceurs dans des tissus et organes spécifiques; les émissions radioactives des traceurs peuvent être utilisées pour imager de manière non invasive ces processus ou tuer des cellules dans les régions où les radionucléides se sont concentrés. Les scanners et la scintigraphie permettent aux médecins d'estimer le risque de la maladie, sa progression, ainsi que son propagation. Ils peuvent contrôler la réponse aux traitements en cours et, dans les cas de cancers, détecter au plus tôt les récidives. La médecine nucléaire permet d'effectuer un meilleur traitement et d'adapter rapidement la thérapie à l'évolution de la maladie (Figure I.1).

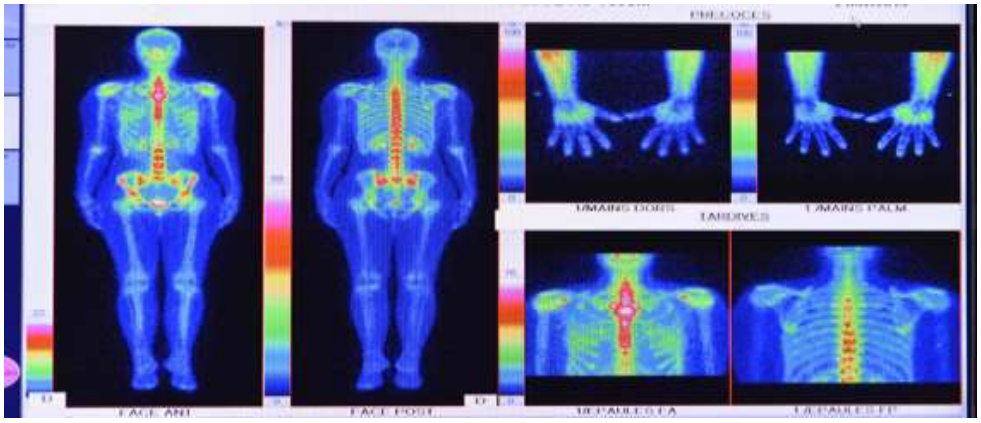


Fig. I.1: Un examen de médecine nucléaire [12]

Le radionucléide le plus intéressant dans le monde est le technétium-99m, le produit de désintégration radioactive du molybdène-99.

I.2.1 Le technétium-99m

Le technétium 99m, noté ^{99m}Tc, est un isomère nucléaire du technétium 99. Il se transforme en ce dernier élément en émettant un rayonnement gamma. Sa période radioactive est courte, de l'ordre de 6 heures. Après 24 heures, il ne subsiste plus qu'environ 6 % du ^{99m}Tc initial. Chaque année, le technétium-99m est utilisé dans environ 80 % de toutes les procédures de médecine nucléaire effectuées dans le monde.

Le Tc-99m est un radioisotope d'imagerie particulièrement utile car :

- Il peut être incorporé chimiquement dans des produits radiopharmaceutiques qui ont des affinités pour différents systèmes tissulaires et organiques.
- Le ^{99m}Tc une demi-vie suffisamment longue ($T_{1/2}$=6 heures) pour être utilisable dans les procédures de médecine nucléaire.
- Le ^{99m}Tc émet des rayons gamma qui peut être détectés efficacement avec les technologies de gamma-caméra largement disponibles.
- Peut être fourni facilement et efficacement aux hôpitaux à l'aide de générateurs de technétium.
- Fournit de faibles doses aux patients pour certaines procédures médicales en raison de sa courte demi-vie $T_{1/2}$=6 heures) et de l'absence de radiations bêta ou alpha.
- Le Tc-99m est utilisé pour diagnostiquer la maladie dans un grand nombre de systèmes tissulaires et organiques, notamment les os, le cerveau, le cœur, les reins, le foie et les poumons.

I.3 Rapport d'OCDE

L'Organisation de Coopération et de Développement Economiques OCDE est un forum intergouvernemental dédié à l'identification, à l'application et à l'évaluation des politiques publiques axées sur le développement économique durable et la stabilité sociale [13].

L'Agence de l'OCDE pour l'énergie nucléaire met en lumière dans son rapport les insuffisances de la chaîne d'approvisionnement en radio-isotopes, le ^{99}Mo et son produit de désintégration, le ^{99m}Tc.

En effet, selon le rapport de l'OCDE, datant de 2010, la production mondiale de molybdène 99 est principalement assurée à 95 % par 5 réacteurs. Or ces 5 réacteurs ont tous plus de 45 ans d'âge et ils ont dépassé leur durée de vie prévue voilà au moins 10 ans. La mise à l'arrêt de longue durée à quelques reprises de l'un ou l'autre de ces réacteurs a entrainé entraîner une pénurie de technétium-99m.

I.4 Réacteurs en production de ^{99}Mo

La production de molybdène-99 précurseur du technétium n'est assurée au niveau mondial que par neuf réacteurs. Cinq de ces réacteurs représentent à eux seuls 90 à 95% de la production mondiale de ^{99}Mo, le réacteur NRU au Canada (1957); le réacteur BR2 en Belgique (1961); le réacteur HFR de Petten, aux Pays-Bas (1961); le réacteur OSIRIS en France (1966) et le réacteur SAFARI en Afrique du Sud (1965). Le tableau I.1 ci- dessous représente les principaux réacteurs produisant du ^{99}Mo destiné à un usage médical.

Tableau I.1: Réacteurs produisant du Mo-99 destiné à un usage médical [14].

Nom du réacteur	Pays	Année de mise en service	% de la production mondiale en ^{99}Mo
NRU	Canada	1957	40 %
HFR	Pays-Bas	1961	30 %
SAFARI-1	Afrique du Sud	1965	10 %
BR-2	Belgique	1961	9 %
OSIRIS	France	1966	3 %
OPAL	Australie	2007	3 %
Maria Research	Pologne	1974	< 10 %
LVR-15 RE2.	Rép. Tchèque	1966	< 3 %

Le réacteur canadien NRU répond à environ 40 % de la demande mondiale de molybdène; les trois réacteurs HFR, BR-2, OSIRIS et le réacteur sud-africain SAFARI -1 produisent à peu de chose près la même quantité, et les plus petits réacteurs satisfont environ 4 % de l'offre mondiale [15]. Des petits réacteurs produisent également du molybdène, mais surtout pour répondre aux besoins locaux ou régionaux. Ainsi, OPAL, CNEA, SIWABESS Y MPR et MARIA sont des fournisseurs régionaux de molybdène. Ensemble, ces réacteurs produisent environ de 5 % de la demande mondiale [15, 16].

I.5 Futures réacteurs pour la production du ^{99}Mo

Il y a une pénurie d'isotopes médicaux dans le monde aujourd'hui, car les plus importants réacteurs producteurs d'isotopes, le Réacteur national de recherche universel (NRU) au Canada et Les réacteurs à haut flux (HFR) aux Pays-Bas, Ils risquent de s'arrêter à chaque fois. En outre, ces deux réacteurs ont près de 50 ans vieux, tout comme les trois autres principaux réacteurs producteurs d'isotopes BR2, OSIRIS et SAFARI. L'avenir d'une part importante de la médecine nucléaire est donc dépend de la construction de nouveaux réacteurs ou des nouvelles technologies en cours de développement. Les futurs réacteurs et projet pour la production du molybdène sont :

Le réacteur Jules Horowitz JHR, France, devrait entrer en service en 2022, repoussé à partir de 2020. Le réacteur de recherche de Kijang (KJRR), Corée du Sud, devrait entrer en service en 2022, repoussé à partir de 2020. Le réacteur RA-10, Argentine, devrait entrer en service après 2020; le réacteur devait commencer à fonctionner en 2020. Le réacteur FRM-II, en Allemagne, devrait commencer à produire du Mo-99 en 2019, repoussé à partir de 2018. Une ou plusieurs entreprises aux États-Unis pourraient commencer à produire du Mo-99.

Une ou plusieurs entreprises au Canada pourraient commencer à produire du Mo-99 ou du Tc-99m.

La Russie pourrait augmenter la production de Mo-99 en introduisant une capacité supplémentaire à partir des installations de production existantes et / ou de nouveaux projets. [17]

I.6 Conversion des cibles HEU vers LEU

L'objectif de cette partie est de décrire et de discuter des considérations techniques importantes pour la conversion de la production de molybdène-99 (Mo-99) de l'uranium hautement enrichi (HEU) en uranium faiblement enrichi (LEU). Tous les réacteurs actuellement utilisés pour la production à grande échelle de Mo-99 ont déjà été convertis en combustible LEU sauf que les deux réacteurs, SAFARI-1 et BR2.

La quasi-totalité du Mo-99 produit à des fins médicales dans le monde aujourd'hui est fabriqué à l'aide de cibles HEU. Ces cibles consistent, généralement un oxyde d'uranium ou un alliage d'uranium métallique, contenue dans une gaine métallique ou en alliage métallique. Trois approches de base existent pour convertir ces cibles en LEU [18]:

- Remplacement direct des cibles HEU par LEU (avec augmentation du nombre de cibles irradiées).
- Augmentez la masse d'U-235 dans la cible LEU en augmentant la taille de la cible.
- Augmentez la masse d'U-235 dans la cible en modifiant la composition du combustible.

Lorsqu'une cible d'uranium fortement enrichi HEU (HEU, $^{235}U > 90\%$) est directement remplacée par une cible d'uranium faiblement enrichi LEU (LEU, $^{235}U < 20\%$) équivalente, le nombre d'atomes d'uranium est réduit d'un facteur 5, tout comme le taux de production de molybdène, ce qui signifie que la conversion de HEU à LEU nécessitera une augmentation de 5 à 6 fois de l'uranium pour obtenir des quantités comparables de molybdène à haute activité spécifique, mais cela n'affectera pas sur la pureté ou le rendement de la production du ^{99}Mo. Pour contrer cet effet, un alliage différent d'uranium et d'aluminium avec une densité d'uranium accrue peut être utilisé et des cibles plus épaisses peuvent être fabriquées.

Des matériaux sont en cours de développement avec des densités d'uranium encore plus élevées. Un exemple est le siliciure d'uranium qui est utilisé comme combustible de réacteur dans le HFR, mais il n'est pas facile d'extraire chimiquement le molybdène de ce matériau.

Il existe également des alliages d'uranium et de molybdène à très fortes densités d'uranium, mais ces alliages rencontrent le même problème que les cibles molybdène: le molybdène initial de la cible se retrouve également dans le produit final conduisant au molybdène de faible activité spécifique.

L'utilisation de cibles LEU pour la production de Mo-99 dans un réacteur nécessite différentes adaptations techniques dans le réacteur. Après irradiation des cibles, des laboratoires de cellules-chaudes vérifient la qualité du radionucléide médical produit.

I.7 Recherche et développement pour la conversion en LEU

L'objectif principal de la recherche et du développement axés sur les systèmes est de développer des cibles LEU bien adaptées aux opérations de processus en aval, en commençant par leur irradiation dans les réacteurs et le traitement chimique ultérieur par la gestion des déchets. La recherche et le développement axés sur les systèmes pourraient se dérouler comme suit [18]:

I.7.1 Fabrication cible

Les travaux de développement sur les cibles LEU viseraient initialement à produire des conceptions qui imitent les caractéristiques des cibles HEU actuellement utilisées. Cela permettrait de réduire le nombre de changements dans les opérations d'irradiation et de traitement des cibles en aval. Idéalement, les cibles seraient à peu près équivalentes en masse d'uranium aux cibles d'UHE qu'elles remplaceraient de sorte qu'elles produisent des quantités à peu près équivalentes de molybdène.

I.7.2 Développement de processus

Dans la mesure où des changements de processus sont nécessaires pour tenir compte des cibles LEU, la recherche et le développement se concentreraient sur l'efficacité de dissolution cible, l'efficacité et la pureté de la récupération du Mo-99 et la minimisation de déchets de procédé.

I.7.3 Gestion des déchets.

La grande majorité de l'uranium contenu dans la cible finit par devenir un déchet quel que soit le procédé utilisé; seule une très petite fraction de l'U-235 dans la cible subit une fission. Cependant, le volume et la forme des déchets peuvent avoir un impact substantiel sur la difficulté et les coûts de leur gestion, stockage et élimination finale.

I.8 Production de Mo-99 avec cible LEU

I.8.1 Développement de nouveaux alliages d'Uranium

Les matériaux d'uranium constituent le cœur du procédé de fission nucléaire dans un réacteur par des neutrons thermiques. Il s'agit de l'uranium ou d'un alliage d'uranium ayant des propriétés d'usage spécifiques. Ce matériau uranifère agit comme combustible pour la production de chaleur dans les réacteurs nucléaires et comme âme fissile pour la production de flux neutroniques et pour l'obtention de radioisotopes médicaux.

Avant les années 1950, les combustibles dédiés aux réacteurs d'essai de matériaux étaient fondamentalement constitués d'alliages d'uranium et d'aluminium présentant une concentration massique en uranium 235 de 93% pour une charge de 1,2 g/cm^3.

Depuis 1977, le programme RERTR développe la technologie nécessaire visant à réduire les risques de prolifération des armes nucléaires et, donc, à abaisser le taux d'enrichissement en uranium des combustibles dédiés aux réacteurs d'essai de matériaux. Par conséquent, nombreuses études ont conduit au développement de nouveaux alliages d'uranium capables d'agir comme combustible nucléaire dans les réacteurs d'essai de matériaux tout en présentant une teneur massique en U-235 ne dépassant pas 20%. Il existe trois principales classes de matériaux uranifères pour les combustibles pouvant être soit (1) une poudre d'un intermétallique d'uranium dispersée dans une matrice d'aluminium avec un revêtement en aluminium, acier inoxydable ou autres, soit (2) une feuille d'alliage d'uranium séparée du gainage en aluminium, soit (3) une poudre céramique uranifère (UO_2). La cible en uranium métal présente plusieurs avantages par rapport à cible en oxydes [19], elle est plus dense, à une bonne conductivité thermique. Les cibles métalliques sont généralement gainées dans l'aluminium ou de l'acier inoxydable.

Dans cette étude, on s'est intéressé aux alliages à base uranium, parce que les alliages à base uranium s'insérer dans la chaîne de production de ^{99m}Tc actuelle.
Les cibles d'uranium métallique ont des avantage mieux que l'utilisation des cibles d'oxyde, car plus dense, plus conductivité thermique, et leur efficacité atteint 100 % par contre 20% pour UO_2 [20]. Le travail effectué par Laboratoire national d'Argonne ANL (Argonne National Laboratory) dans les années 1980 a montré que les films oxyde d'uranium LEU peuvent remplacer directement les cibles HEU, rendre la conception et la fabrication de nouvelles cibles un non-problème relatif [21].
Le tableau I.2 ci-dessus représente de nombreux alliages et composés d'uranium candidats utilisés dans la production de Mo-99.

Tableau I.2 : Densité et charge en uranium total de différents matériaux uranifères [22].

alliages ou composés	Densité Théorique [g/cm^3]	U-Densité [g-U/cm^3]
UAl_x	6.4	4.5
UAl_3	6.8	5.1
UAl_2	8.1	6.6
U_3O_8	8.3	7.0
UO_2	10.9	9.7
U_3Si_2	12.2	11.3
UC	13.6	13.0
UN	14.3	13.5
U_3Si	15.3	14.7
U-7.5Zr-2.5Nb	16.5	14.8
U_6Fe	17.4	16.7
U-0.75Ti	18.6	18.5
Alliage de SiCrAl U	18.7	18.7
U	19.0	19.0

I.8.1.1 Le combustible UAlx

Le combustible UAlx (avec x = 2, 3 ou 4) comportait une âme fissile à base de poudres, produite à partir d'uranium enrichi à 93 % en ^{235}U et dispersée dans une matrice d'aluminium. Les proportions entre ces trois phases varient selon les méthodes de fabrication [8]. Il permet d'atteindre une charge en U de 1,5 gU.cm^{-3}, c'est ainsi qu'il a succédé aux combustibles de type oxyde. Au début des années 60, ces combustibles à base de poudres UAlx rentraient dans la catégorie des « HEU » ou High Enriched Uranium, c'est-à-dire des matières uranifères

fortement enrichies (à opposer aux matières LEU : Low Enriched Uranium). En 1968, en raison des risques de prolifération nucléaire, le traité international de Non Prolifération Nucléaire (TNP) a fixé une limite d'enrichissement à 20 % en ^{235}U [9]. Suite à cette décision politique, une course au développement d'un combustible faiblement enrichi de très haute densité et sans dégradation des performances neutroniques du réacteur a été initiée [10].
Malgré le déplacement de l'équilibre chimique d'UAl_x vers UAl_4 qui est le moins stable sous irradiation, les cibles UAl_x présentent un bon comportement sous irradiation et une bonne accommodation des gaz de fission [11].

I.8.1.2 Les siliciures d'uranium

Le système binaire uranium-silicium possède une gamme de composés qui ont été historiquement étudiés et utilisés dans une mesure limitée comme combustibles pour réacteurs nucléaires. Parmi les multiples composés, U_3Si et U_3Si_2 sont les plus connus; leurs hautes densités d'uranium en ont fait un choix intrigant pour l'incorporation dans les combustibles à plaques composites dans les réacteurs de recherche et autres reconfigurations de cœur à faible puissance où une performance neutronique conservée était souhaitée à des enrichissements inférieurs [23]. Le composé U_3Si_2 a attiré le plus d'intérêt vu son bon comportement sous irradiation. Il est utilisé actuellement comme principal matériau fissile pour les combustibles des réacteurs de recherche à faibles et moyennes puissances [24]. Les EPI sur les siliciures d'uranium sont assez abondants dans la littérature, avec des premiers travaux remontant aux années 1960, jusqu'à des travaux très récents [11].
La solubilité d'Al dans U_3Si_2, U_3Si et USi est très faible (<<1%at.) [25]. C'est ainsi qu'à l'interface entre le matériau uranifère et la matrice, une couche d'interaction se forme dont le rapport de composition chimique Al/Si croît depuis U_3Si-Al, puis U_3Si_2-Al et enfin USi-Al [25]. La réaction entre les siliciures d'uranium et l'aluminium sous irradiation conduit à la formation d'un produit d'interaction $U(Al,Si)_3$ [25]. Ce produit a été observé également dans des expériences hors-pile, lors de recuits à des températures comprises entre 400-600°C (673873 K) [25]. et après irradiation à un maximum de densité de fission de ~1,3.1021 f.cm^{-3} avec une composition proche d'$U_3Al_7Si_2$ [26]. Une couche mince d'$U(Al,Si)_2$ a également été observée à l'interface entre Al et la couche d'interaction [27].
Du point de vue de la fabrication, les combustibles à base d'U_3Si_2 sont plus économiques que ceux à base d'U_3Si. La poudre d'U_3Si_2 est obtenue par fusion à l'arc d'uranium et de silicium, avec une légère surstoechiométrie en Si, de manière à éviter des résidus d'U métal et la formation de la phase U_3Si. En se basant sur les données thermodynamiques actuelles, la composition du pion brut de fusion, devrait présenter une microstructure composée de grains proeutectiques U_3Si_2 et de l'eutectique 53,4U-46,6Si résultant de la solidification conjointe d'U_3Si_2 et $U_{34}Si_{34,5}$. Toutefois, des travaux annonçant une phase de type U_5Si_4 de type structural $U_{20}Si_{16}C_3$ en cause le diagramme de phases établi et par conséquent ont une importance significative sur la nature des phases constituants le combustible. Ainsi, un réexamen de la formation de la phase U_5Si_4 est nécessaire [28].
La composition d'origine de combustible à base d'U_3Si_2 est donnée dans le Tableau I.3.

Tableau I.3 : Composition d'U_3Si_2 [21]

Constituants majoritaires	U_3Si_2
U	92,1
Si	7,4
Al	<0,5
B	<0,001
C	<0,2
Cd	<0,001
Co	<0,001
Cu	<0,05
Fe	<0,05
H	<0,02
Li	<0,001
N	<0,06
O	<0,7
Zn	<0,1

I.8.1.3 UMo : combustible du futur pour les réacteurs de recherches

Bien que les combustibles de siliciure d'uranium, à savoir U_3Si_2 et U_3Si, permettent une conversion relativement facile vers l'LEU, mais ils posent des problèmes lors de la tentative de séparation du Mo-99 [5]. Lorsque différentes cibles d'LEU ont été examinées pour la conversion du réacteur RA-3, les étapes de traitement ont dû être radicalement modifiées, et le ^{99}Mo n'a toujours pas pu être complètement récupéré après irradiation [5]. Des tests a la commission nationale de l'énergie atomique CNEA ont analysé des mini-plaques de siliciure d'uranium naturel non irradiées comme cibles et ont constaté qu'un agent oxydant tel que le peroxyde d'hydrogène pouvait être utilisé en conjonction avec de l'hydroxyde de sodium pour dissoudre le siliciure d'uranium [29]. De plus, une cible de siliciure d'uranium LEU enrichi à 20% de U_3Si_2 ou U_3Si contient environ 40% et 21,1% respectivement, moins d'U-235 atomes par centimètre cube que les cibles de feuille LEU typiques [30]. Ils soulignent également que le principal avantage de cette cible réside dans la facilité de fabrication. L'uranium et le silicium sont fondus ensemble puis broyés en fines particules qui sont ensuite mélangées à de la poudre d'aluminium. Le siliciure d'uranium s'est avéré être un combustible efficace, mais en tant que cibles pour la production de Mo-99, davantage de recherche et développement sont nécessaires au stade du traitement chimique.

Des combustibles nucléaires uranium- molybdène ont été développés de manière intensive depuis la fin des années 1990, car on a constaté qu'un combustible nucléaire uranium-molybdène fait d'un alliage uranium-molybdène (UMo) peut être utilisé comme combustible nucléaire de haute densité et conduit à une excellente stabilité de combustion quand il est utilisé comme combustible nucléaire dans un réacteur atomique.

I.9 Procédé de dissolution des cible LEU

I.9.1 Procédé CINTICHEM modifié

I.9.1.1 Description du processus

Cintichem a été le premier producteur de molybdène-99 à base de fission. En 2005, ANL et BATAN ont développé un procédé chimique pour les cibles LEU.

Ces modifications consistaient à autoriser l'utilisation de cibles annulaires en feuille de LEU irradiées et à remplacer l'acide nitrique par l'acide sulfurique tout au long du processus pour faciliter le traitement et l'élimination des déchets radioactifs.

Le procédé Cintichem modifié peut être divisé en quatre étapes:

- Démontage de la cible en feuille de LEU irradiée;
- Dissolution de la cible du combustible;
- Séparation et purification ^{99}Mo et
- Tests de qualité du produit final.

I.9.2 Procédé de dissolution d'U_3Si_2

Le procédé de dissolution d'U_3Si_2 utilisant d'abord une solution de L'hydroxyde de potassium pour dissoudre le gainage et la matrice en aluminium, puis une solution d'acide fluorhydrique [11]) ou un réactif oxydant, Le peroxyde d'hydrogène H_2O_2 pour attaquer le matériau d'uranium [31].

Mais le procédé basique reste le seul procédé industriel et largement utilisé pour dissoudre les cibles médicales ^{99}Mo.

I.9.3 Comportement mécanique d'U_3Si_2 sous irradiation

Plusieurs facteurs contribuent à modifier la géométrie des cibles en fonctionnement du réacteur : l'irradiation, la température élevée associée à un gradient thermique, et la présence des produits de fission.

Pour un comportement acceptable sous irradiation, une conservation de la géométrie et de la tenue mécanique de l'âme fissile et de son gainage (plaque) est nécessaire afin d'éviter tout relargage des produits de fissions. C'est pourquoi une attention particulière est apportée à l'étude du comportement du combustible sous irradiation. Les cibles d'uranium subissent plusieurs types d'évolution [32]:

- Une densification du combustible
- Diminution de la conductivité thermique de la gaine
- Des dilatations thermiques
- Une fracturation de la pastille
- Un gonflement du combustible
- Une dilatation de la gaine
- Une interaction pastille-gaine

I.10 Comportement du future combustible UMo sous irradiation

Le comportement du combustible UMo a fait l'objet de diverses études basées sur des irradiations expérimentales telles que celles des français IRIS 1-3, IRIS TUM et FUTURE [33, 34], des programmes russe KM003 et KM004, des programmes, des programmes coréens KOMO 1-4 et, programmes américains RERTR1-9 et AFIP-1[33].

Le problème du combustible UMo se produit pendant les pressions de neutrons avec des taux de combustion très élevés et des forces de surface élevées où le combustible est suffisamment instable et peut être le siège d'un déchirement de l'âme combustible UMo avec pour principal effet un cloquage de la plaque. La figure I.2 illustre le phénomène de cloquage de plaque.
Le principal facteur limitant l'usage d'UMo sous de fortes puissances est la formation d'une couche d'interaction entre la matrice aluminium et les particules uranifères dans laquelle les gaz de fission ne sont pas solubles, entraînant la formation et la coalescence de bulles de gaz de fission à l'interface couche d'interaction/matrice aluminium et conduisant à la décohésion de l'âme, voire au déchirement des plaques [33].

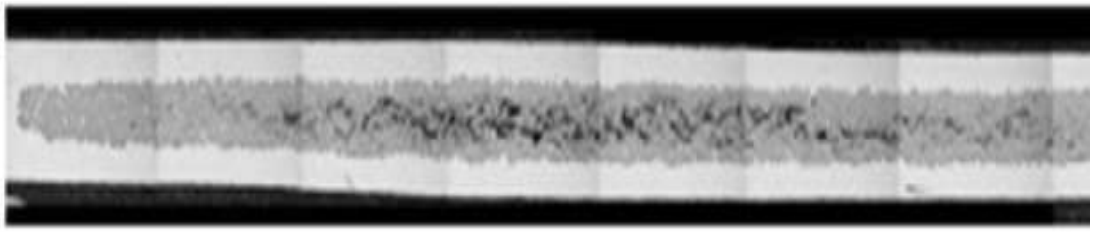


Fig. I.2: Vue d'ensemble d'une zone de gonflement (en coupe transverse) [33],

I.10.1 Gonflement dû aux produits de fission

L'accumulation de gaz de fission et de produits de fission sous forme solide provoque un gonflement du combustible. Ce gonflement participe à la réduction du volume libre entre le combustible et la gaine.
Les produits de fission ne contribuent pas de façon égale au gonflement. Dans les cibles combustibles faiblement irradiés, le gonflement solide est prépondérant en fonctionnement nominal car les bulles de gaz en solution ou sous forme de bulles de petites tailles ne provoquent pas de gonflement de la matrice.
En revanche, le gonflement dû aux gaz de fission devient significatif à forts taux de combustion et prépondérant en transitoire de puissance. En effet, sous l'effet cumulé de 'élévation de température et du gradient thermique, les produits de fission gazeux (Xe, Kr) dissous dans la matrice s'associent sous forme de bulles qui font gonfler le combustible. Il y a une amplification du gonflement du combustible.
Le gonflement est linéaire en fonction de la densité de fission en dessous 3.10^{21} fissions.cm^{-3} et le taux de gonflement des matériaux uranifères est faible et linéaire au début de l'irradiation et augmente brusquement à un point appelé 'Knee point' [11].

I.10.2 Dilatation de la gaine

La chaleur produite par les fissions peut être considérée comme étant uniforme dans la cible de combustible. Elle est transférée par conduction dans les cibles et la gaine, puis par convection dans l'eau du circuit primaire. Les dimensions de la gaine varient également par dilatation thermique et par fluage radial (sous l'effet de la différence entre la pression interne de la cible et la pression de l'eau de refroidissement). Le tube de gainage subit un allongement causé par les défauts d'irradiation.

I.11 Déchets radioactifs

Selon l'Agence pour l'Energie Nucléaire de l'OCDE, les déchets radioactifs ont la définition suivante [1]: «Toute matière contenant des radionucléides en concentration supérieure aux valeurs que les autorités compétentes considèrent comme admissibles dans des matériaux propres à une utilisation sans contrôle et pour laquelle aucune utilisation n'est prévue ».

Les déchets radioactifs classés selon deux critères :

- le niveau d'activité des radionucléides ;
- la durée de vie des radionucléides ou période radioactive des produits contenus.

L'Agence Nationale pour la gestion des Déchets Radioactifs (ANDRA) a choisi le classement suivant :

- Déchets de type A : ils constituent 90 % des déchets nucléaires, et renferment des émetteurs γ et β, la durée de vie est inférieure à 30 ans.
- Déchets de type B : ils représentent un volume de 9.5 % des déchets nucléaires, leurs durées de vie varient de quelques centaines à quelques milliers d'années.
- Déchets de type C : ils représentent un volume de 0.5 % des déchets nucléaires, Ils sont constitués d'émetteursα, γ et β, de forte activité et éventuellement de longue période.

I.12 Techniques de production de molybdène-99

Le processus le plus courant pour produire du molybdène-99 est de fissionner des cibles d'uranium hautement enrichi HEU, principalement parce que le molybdène résultant a une activité spécifique (AS) élevée [11, 34, 35, 36]. Il existe d'autres méthodes, mais elles donnent généralement du molybdène à faible activité spécifique (AS). Ces autres méthodes seront examinées en premier.

I.12.1 Activation neutronique de molybdène 98

La technique d'analyse de l'activation neutronique NAA est basée sur la mesure du rayonnement dégagée par la désintégration des noyaux radioactifs formés par irradiation neutronique du matériau. La source de neutrons la plus appropriée pour une telle application est généralement un réacteur de recherche nucléaire [37] L'activation neutronique dans les réacteurs de recherche présente des avantages en termes de sécurité de gestion des déchets et de résistance à la prolifération, mais les techniques de production de ^{99}Mo par activation neutronique du molybdène naturel, qui conduisent à un molybdène de faible activité spécifique. La production de molybdène 99 par activation neutronique de molybdène 98 dans des réacteurs à haut flux neutronique HFR est inférieure à 2 %. Le tableau I.4 résume les aspects de la méthode d'activation neutronique par rapport au Mo-99 produit par fission.

L'activité spécifique (SA) produite par l'activation neutronique se calcule par la formule suivant :

$$SA = \frac{0.6.\sigma.\emptyset}{M.3.7.10^{10}}\left(1 - e^{-0.7\frac{t}{T_{\frac{1}{2}}}}\right) \quad \text{(I.1)}$$

SA : Activité produite en curie par gramme

σ : Section efficace en barns (1 barn = 10^{-24} cm^2)

$\emptyset$: Flux de particules par cm^2 et par seconde

M : masse atomique du noyau bombardé

t : temps de l'irradiation
$T_{1/2}$: Période du radioélément formé. (La période d'un radioélément est le temps nécessaire pour que sa radioactivité décroisse d'un facteur 2).

Tableau I.4 : Critères pour la production du ^{99}Mo par activation de ^{98}Mo et fission de l'^{235}U

^{235}U (n,f) ^{99}Mo	^{98}Mo (n,γ) ^{99}Mo
Haute Activité Spécifique de ^{99}Mo	Faible Activité Spécifique de ^{99}Mo
Traitement chimique est compliqué	Traitement chimique est simple
Besoin d'un centre de traitement spécial	Besoin d'une source de flux neutronique élevée
Crée des déchets de haute activité	Crée un minimum de déchets

Le processus d'activation ne peut produire de grandes quantités de molybdène-99 que lorsque le flux dans le réacteur est suffisamment élevé pour compenser la faible section efficace σ et que les cibles sont constituées de molybdène-98 enrichi [5].

I.12.2 Processus de photoneutron ^{100}Mo (γ, n) ^{99}Mo

Dans les réacteurs nucléaires, le rayonnement gamma joue également un rôle important dans la cinétique des réacteurs et dans le contrôle de la sous-criticité. Surtout dans les réacteurs nucléaires à modérateur D_2O (réacteurs CANDU) ou à réflecteurs Be (certains réacteurs expérimentaux). Les neutrons peuvent également être produits dans des réactions (γ, n) et, par conséquent, ils sont généralement appelés photoneutron [38]. Les réactions (γ, n) donnent naissance à un spectre de neutrons pouvant aller jusqu'à plusieurs dizaines de MeV,
Un photon de haute énergie (rayon gamma) peut dans certaines conditions éjecter un neutron d'un noyau. Il se produit lorsque son énergie dépasse l'énergie de liaison du neutron dans le noyau. La plupart des noyaux ont des énergies de liaison supérieures à 6 MeV, ce qui est supérieur à l'énergie de la plupart des rayons gamma provenant de la fission. En utilisant un accélérateur d'électrons à haute énergie [38], le Mo-99 peut être généré via la réaction ^{100}Mo (γ, n) ^{99}Mo. Le tableau I.5 montre les quantités de Mo-99 produites à l'aide d'un faisceau d'électrons de 50 MeV fonctionnant à 100 kW.

Tableau. I.5 : Quantités de production de ^{99}Mo par Photoneutron [5].

Grammes de ^{100}Mo dans la cible	Ci/100 kW à saturation	SA (Ci ^{99}Mo/g de Mo)	Puissance déposée dans la cible (kW)
0.29	100	360	22
1	210	208	4.8
23	300	147	11.4
9.1	518	57	16.4
70.6	900	12.8	29

I.12.3 Photofission de l'uranium U-238 ^{238}U (γ, f) ^{99}Mo

La photofission est un processus dans lequel un noyau, après avoir absorbé un rayon gamma, subit une fission nucléaire et se divise en deux ou plusieurs fragments. Un photon de haute énergie de l'ordre de 10 MeV pourrait également être utilisé pour fissionner des cibles d'uranium naturel ou appauvri. La réaction ^{238}U (γ, f) ^{99}Mo a une section similaire au

processus de photoneutron, avec un maximum obtenu par un gamma de 13 MeV, et un rendement de fission Mo-99 d'environ 6%, presque identique à celui de la fission thermique d'U-235 [5].

I.12.4 Réacteur aqueuse homogène

Le Réacteur aqueuse homogène (Figure I.3) a été initialement conçu à Los Alamos pendant la Seconde Guerre mondiale [39], est un type de réacteur nucléaire dans lequel solubles sels nucléaires sont dissous dans l'eau. Le carburant est mélangé avec le liquide de refroidissement et le modérateur , donc le nom « homogène » « du même état physique ») L'eau peut être soit l' eau lourde ou ordinaire l' eau , les deux qui ont besoin d'être très pur. Ces réacteurs existent depuis les années 40 et environ 30 ont été construits et exploités à ce jour. Un récipient blindé contient de l'uranium enrichi qui a été dissous dans l'eau et l'acide, et donc il n'y a pas de cibles, ce qui élimine les coûts de fabrication. Certains avantages de ces systèmes comprennent [7].

- La flexibilité de la sélection et de la géométrie du combustible,
- Moins de déchets d'uranium,
- Un traitement plus simple des déchets,
- La facilité de traitement d'autres radio-isotopes tels que le ^{131}Xe, le ^{89}Sr, le ^{90}Y et le ^{131}I avec extraction des gaz d'échappement.
- Un coût en capital plus faible



Fig. I.3: Réacteur aqueuse homogène [39]

Les réacteurs à solution ont l'avantage supplémentaire de fonctionner sur une gamme de puissances thermiques allant de 50 à 300 kW, permettant un contrôle plus précis de L'approvisionnement en Mo-99 nécessaire pour répondre à la demande actuelle. Le choix du combustible est généralement le sulfate d'uranyle, UO_2SO_4, ou le nitrate d'uranyle, $UO_2 (NO_3)_2$, le premier étant très stable dans des conditions d'irradiation mais le second ayant l'avantage d'un coefficient d'extraction de distribution plus élevé, ou d'un rendement Mo-99 plus élevé.
Le Mo-99 et le Tc-99m peuvent être produits à partir d'autres réactions entraînées par un accélérateur, mais la viabilité de ces méthodes pour produire des quantités suffisantes reste discutable. Les réactions les plus appropriées incluent ^{100}Mo (p, pn) ^{99}Mo, ^{100}Mo (d, p2n)

^{99}Mo, ^{100}Mo (p, 2n) ^{99m}Tc, and ^{100}Mo (d, 3n) ^{99m}Tc [5, 40]. Les principaux avantages et inconvénients des différentes méthodes de production de ^{99}Mo sont résumés dans le tableau I.6.

Tableau I.6 : Principaux avantages et inconvénients des différentes technologies de production de ^{99m}Tc [11]

Technologie	Cible	Avantages	Désavantages
Réacteur	**^{235}U (n, f) ^{99m}Tc C**	- Taux de production - Activité spécifique du produit - Enrichissement de ^{235}U maitrisé	- Déchets hautement radioactifs (production de radio-isotopes à vie longue) - Sureté / sécurité des matières HEU - Extraction de ^{99}Mo
	98Mo (n, γ) ^{99m}Tc C	- Déchets faiblement radioactifs et en faible quantité - Extraction de ^{99}Mo	- Taux de production - Activité spécifique du produit final - Coût et complexité de l'enrichissement en ^{98}Mo
	^{235}U(l) (n, f) ^{99m}Tc R	- Pas de cibles - LEU - Utilisation efficace des neutrons - Moins de déchets - Extraction de Mo simplifiée	- Pas de réacteurs disponibles (état de concept) - Développement des procédés de séparation est nécessaire - Nécessité de renforcer la puissance des réacteurs - Moins de confinement
Accélérateur	**^{100}Mo (γ, n) 99mTc R**	- Moins de déchets radioactifs - Moins de coûts pour l'installation et l'irradiation. - Moins de risques	- Taux de production - Activité spécifique du produit final. - Changement de technologie pour les générateurs 99mTc - L'installation nécessite plus de puissance électrique qu'un réacteur - Coût et complexité de l'enrichissement en ^{100}Mo
	^{235}U (n, f) 99mTc R	- Moins d'investissements	- Déchets - Faible flux neutronique - Taux de production faible - Non démontrée à l'échelle industrielle
	^{100}Mo (n, 2n) ^{99m}Tc R	- Moins de déchets radioactifs - Extraction de ^{99}Mo et procédé chimique simple	- Taux de production - Activité spécifique du produit final - Enrichissement en 100Mo complexe - Coût de la fabrication des cibles ^{100}Mo
	^{98}Mo (p, 2n) ^{99m}Tc C	- Moins de risques de sécurité - Moins de déchets nucléaires de haute activité - Approvisionnement régulier	- Distribution limitée - Qualité du produit - Conversion partielle de ^{100}Mo en ^{99}Mo qui peut conduire à des générateurs ^{99m}Tc nuisibles

I.13 Revue critique de la littérature des recherches antérieures

Le molybdène 99 peut être produit soit par fission induite d'U-235 dans une cible de l'uranium fortement enrichi HEU avec une part d'U-235 supérieure à 90% (classant dans la catégorie des matières proliférantes), soit par une cible de l'uranium faiblement enrichi LEU (moins de 20% de l'isotope fissile uranium-235. Afin d'accroître la sureté de ces matières et de limiter leur prolifération, un effort international est mené pour convertir les applications civiles avec de cible d'LEU. Ce chapitre se concentre sur une revue de la littérature des recherches antérieures dans le domaine de la production de molybdène 99 (Mo-99) par la fission de l'uranium faiblement enrichi (LEU) dans un réacteur de recherche. Revue critique concernant la production de Mo-99 à l'aide de LEU de type plaque, revue critique concernant la production de Mo-99 à l'aide de LEU de type cylindrique,

I.13.1 Cibles de combustible cylindriques

A. Mutalib et al [41], **(Octobre 1998)** A. Mutalib et al ont effectuée une étude expérimentale au centre de recherche en science et technologie indonésien (PUSPIPTEK), deux cibles LEU ont été irradiées et traitée dans le réacteur pendant 112 ou 120 heures à 15 MW. Les cibles ont été fabriquées au laboratoire national d'Argonne ANL (Argonne National Laboratory). Le traitement de cibles LEU pour la production de ^{99}Mo a été effectué par la même procédure que celle utilisée pour la production de ^{99}Mo à partir d'HEU.

Un schéma de la cible est montré sur la figure. II.1 Dans cette cible, une feuille d'uranium est prise en sandwich entre deux cylindres concentriques. Les cibles irradiées en Indonésie sont considérablement plus courtes que la cible conventionnelle de Cintichem, et deux cibles sont irradiées en tandem.

Les résultats trouvés par Mutalib et al montrent que la production de ^{99}Mo à partir de cibles LEU est faisable.

Conner et al. [42] (1999) Ont effectués des études de conception et de développement de cibles cylindriques LEU. La cible cylindrique est fabriquée en dilatant un tube intérieur dans un tube extérieur (un schéma de la cible cylindrique est montré sur la figure II.2). Comme suit:

- Un morceau de feuille d'uranium est enroulé autour du tube intérieur. Une petite «contre-dépouille» sur le tube intérieur garantit que la feuille d'uranium est correctement positionnée dans la cible.
- Le tube intérieur avec la feuille d'uranium enroulée autour de celui-ci est glissé dans le tube extérieur.
- Les tubes intérieur et extérieur avec la feuille d'uranium prise en sandwich entre eux sont glissés dans une matrice d'emboutissage.
- Le tube intérieur est ensuite expansé en tirant un bouchon de tirage à l'intérieur du tube intérieur. Les diamètres des tubes intérieur et extérieur et du bouchon d'étirage sont choisis de telle sorte que le tube intérieur est expansé plastiquement et le tube extérieur est expansé élastiquement.

Cela crée une cible dans laquelle la feuille d'uranium est maintenue fermement entre les deux tubes, effectuant un bon transfert de chaleur à l'intérieur et à l'extérieur de la cible.

- Après retrait de la matrice de tirage, les deux extrémités de la cible sont soudées.

La cible peut ensuite être insérée dans le réacteur à l'aide d'une porte de cible qui équilibre le flux de fluide de refroidissement entre l'intérieur et l'extérieur de la cible.
Les études de Conner et al effectuées sur les cibles cylindriques assemblées confirment que :
La nouvelle cible cylindrique s'est bien comportée pendant l'irradiation. La cible est peu coûteuse et assure un bon transfert de chaleur pendant l'irradiation. Sur la base de ces tests et des précédents, Les auteurs montrent par ailleurs que les cibles avec des tubes en zirconium et des feuilles nickelées ou zinguées fonctionnent bien. Ils ont prouvé qu'ils peuvent utiliser des tubes cibles en aluminium, qui sont beaucoup moins chers et plus faciles à travailler que les tubes en zirconium. Dans les tubes cibles en aluminium, les barrières de fission-recul nickelées fonctionnent bien et empêchent la liaison de la feuille aux nouveaux tubes cibles pendant l'irradiation. De plus, les barrières zinguées et en feuille d'aluminium semblent prometteuses dans les tubes en aluminium anodisé. Des tests supplémentaires devraient permettre de résoudre des problèmes tels que l'épaisseur de la barrière anti-fission et la composition de la feuille d'uranium. Dans l'ensemble, cependant, l'objectif a été atteint et fournira un moyen peu coûteux et efficace d'irradier une feuille métallique LEU pour la production de ^{99}Mo.
Kim, K., et al [43] 2004 : Afin d'atteindre des niveaux de production de ^{99}Mo à grande échelle, l'institut de recherche coréen pour l'énergie atomique (KAERI) a mis au point un nouveau procédé de fabrication permettant de produire les feuilles en LEU nécessaires. Cette méthode de coulée à froid permet de produire une large feuille d'uranium poly cristallin faiblement enrichi d'une épaisseur allant de 100 à 150 μm.
Les feuilles ont une largeur de 50 mm et une longueur de plus de 5 m en un seul lot. Ce procédé évite les opérations de laminage à chaud, de traitement thermique et de trempe, et permet d'obtenir des feuilles de meilleure qualité.
L'étude NAS définit le laminage à chaud comme le laminage du métal après qu'il a été chauffé au-dessus de sa température de recristallisation et le laminage à froid comme le laminage du métal à la température ambiante. Avec les techniques standard de laminage à chaud ou à froid, un seul côté de la feuille est en contact avec le rouleau de refroidissement, ce qui rend l'autre surface plus rugueuse, et la méthode de coulée directe développée à ANL peut créer des écarts entre le côté libre de la feuille et le recul. Cependant, ils ne croient pas que le fossé pose problème.
Adrián Durán [44], 2005: Une étude publiée en 2005 par la CNEA en Argentine pour le but de comparer la pureté des radionucléides produits à partir de cible LEU et HEU. La pureté des radionucléides a été évaluée entre 8 et 15 semaines après la production. En ce qui concerne le processus de production, dans les deux cas, les cibles ont été dissoutes dans des milieux basiques suivies de plusieurs étapes de séparation chromatographique par échange d'ions. L'étude a affirmé que les cibles de plaque LEU étaient aussi bonnes, voire meilleures, que les cibles HEU.
J. Medel, G. Torres [45]: Afin de développer la capacité de la production de molybdène-99, la Commission chilienne de l'énergie nucléaire participe au projet de recherche coordonné de l'AIEA. Le projet a été préparé dans le réacteur de recherche RECH-1. Le cœur du réacteur RECH-1, comprend 32 éléments combustibles LEU contenant du U_3Si_2-Al. Le système d'irradiation cible préliminaire est formé par une feuille d'uranium métallique LEU (19,75% de ^{235}U) de 13grammes.

La plaque a une épaisseur de 130 µm, une largeur de 50.0 mm et une longueur de 100 mm enveloppée dans une mince barrière de recul produit-fission de nickel de 15 µm d'épaisseur. La feuille d'uranium métallique avec son revêtement en nickel entoure un tube en aluminium de 152 mm de long, 27,99 mm de diamètre extérieur et 26,42 mm de diamètre intérieur. Ce tube intérieur a une contre-dépouille pour positionner la feuille. Cet ensemble est également entouré d'un tube en aluminium de 28,22 mm de diamètre intérieur, 30,15 mm de diamètre extérieur et 152 mm de longueur. Les cylindres extérieur et intérieur sont soudés pour assurer un bon contact thermique. Au moyen d'un outil spécialement conçu, le tube intérieur se déforme pour produire un bon contact entre les différents matériaux qui constituent la cible. La conception du système d'irradiation cible a été réalisée pour maximiser la dissipation thermique cible par le flux de liquide de refroidissement à l'intérieur de la cible.
Les calculs neutroniques ont été effectués par les codes WIMS-D, et CITATION, J.
Medel, G. Torres ont constaté qu'après 48 heures de temps d'irradiation à la position du flux le plus élevé, la température maximale dans la cible était trop proche de la limite de sécurité a jugé nécessaire d'améliorer les conditions de refroidissement. Il a été découvert par la suite que la température élevée pouvait être due à un transfert de chaleur insuffisant en raison d'un espace d'air entre le tube d'aluminium interne et la feuille d'uranium.
Mushtaq et al [46] (2007) ont effectué une analyse thermohydraulique et neutronique sur des cibles cylindriques à base de feuille LEU pour la production de molybdène 99 au réacteur de recherche du Pakistan-1 (PARR-1). L'objectif de la conception de la cible LEU est de produire 100 Ci de molybdène-99. La cible de feuille LEU sélectionnée a les caractéristiques suivantes.
Une feuille d'uranium (19,99% ^{235}U) de 125 lm d'épaisseur est enveloppée dans une feuille de nickel de 15 µm d'épaisseur et placée entre deux tubes en aluminium soudés aux deux extrémités. La géométrie de la cible cylindrique est représentée sur la figure. II.6.
Dans l'analyse neutronique, les codes informatiques WIMSD / 4 ainsi que BORGES et CITATION ont été utilisés pour effectuer les calculs par les auteurs Mushtaq et al.
Une analyse thermohydraulique a été effectuée pour la conception proposée (illustrée dans les figures II.7 et II.8) d'un porte-cible pour la production de molybdène-99 au PARR-1. Le paramètre d'intérêt est la température maximale obtenue lorsque le réacteur est en fonctionnement à une puissance de 10 MW. Des calculs hydrauliques ont été effectués pour estimer le débit de liquide de refroidissement à travers la cible. Le code informatique DP a été utilisé à cet effet. Dans le code, les chutes de pression, la distribution de la vitesse et les débits à travers différents canaux du cœur, le débit effectif et le débit de dérivation sont calculés.
Les analyses thermohydrauliques et neutroniques sur des cibles cylindriques à base de feuilles LEU pour la production de molybdène 99 effectué par Mushtaq et al au réacteur de recherche du Pakistan-1 (PARR-1) indiquent que la sécurité du réacteur ne sera pas compromise lors de l'adoption des cibles annulaires proposées et des conceptions de support pour la production de molybdène 99.

I.13.2 Cibles de combustible de type plaque

Mushtaq et al 2009 [47] ont effectué une analyse neutronique et thermohydraulique pour la production de molybdène-99 au réacteur de recherche du Pakistan-1 (PARR-1) en utilisant des cibles de plaques plates à base de feuille LEU. L'objectif de la conception est de produire 100 Ci de molybdène 99. La cible de plaque d'aluminium LEU sélectionnée a les caractéristiques suivantes.

Une feuille d'uranium (19,99% ^{235}U) de 125 µm d'épaisseur est enveloppée dans une feuille de nickel de 15 µm d'épaisseur et placée entre deux plaques d'aluminium soudées de tous les côtés. La géométrie de la cible de plaque d'aluminium est illustrée sur la figure II.9, tandis que les dimensions sont indiquées ci-dessous.

Plaque en aluminium (supérieure) = 160 mm x 60 mm x 1 mm.

Plaque en aluminium (inférieure) = 160 mm x 60 mm x 1 mm

Feuille d'uranium LEU = 125 mm x 40 mm x 0.125 mm

Feuille de Nickel = 15 µm

Poids total de l'aluminium dans la plaque de cible d'aluminium LEU = 51,84 g.

Poids de l'uranium dans la plaque cible en feuille d'LEU = 11,785 g (2,357 g ^{235}U).

Poids du nickel dans la plaque cible LEU = 1,336 g.

Dans l'analyse neutronique, les codes informatiques WIMSD / 4 ainsi que BORGES et CITATION ont été utilisés pour effectuer les calculs par les auteurs Mushtaq et al.

Une analyse thermohydraulique a été effectuée pour la conception proposée du porte-cible à l'aide de plaques d'aluminium LEU pour la production de fission de molybdène 99 au PARR-1

Leur analyse a démontré des marges de sécurité adéquates et a prouvé que les cibles de plaques LEU peuvent être irradiées en toute sécurité.

Douglas B. Domingos et al [48] : Des calculs neutroniques et thermohydrauliques ont été effectués par Douglas B. Domingos et al pour étudier les caractéristiques et spécifications des cibles UAlx-Al et des feuilles minces métalliques d'uranium. Le premier objectif était d'effectuer des calculs neutroniques pour évaluer la production de ^{99m}Mo par fission au Réacteur polyvalent brésilien RMB. Le deuxième objectif est d'effectuer des calculs thermohydrauliques pour déterminer les températures maximales atteintes dans les cibles lors de l'irradiation et les comparer aux limites de température de calcul établies pour les cibles de feuilles minces d'uranium UAlx-Al.

Les cibles UAlx-Al de type LEU proposées et analysées par Douglas et al sont des miniplates revêtues d'aluminium. Un dispositif d'irradiation (ID) spécial a été conçu pour l'irradiation ces cibles dans le RMB, dont les dimensions externes sont de 76,2 mm x 76,2 mm x 88,74 cm.

La cible de feuille métallique d'uranium à géométrie cylindrique est constituée d'un morceau de feuille d'uranium recouvert d'une feuille de nickel, maintenu et comprimé entre deux cylindres en aluminium. L'assemblage cible LEU de type cylindrique, comprend :

1. Deux cylindres en aluminium de 15,5 à 17,5 cm de longueur et des diamètres extérieurs de 27,99 et 30 mm et des diamètres intérieurs de 28,22 et 26,21 mm, respectivement.
2. Une feuille d'uranium (LEU) de $7,6 \pm 0,2 \times 4,4 \pm 0,2 \times 0,0125$ cm.
3. Revêtement d'une feuille de nickel d'une épaisseur de 0,0013 cm.
4. Masse d'uranium de 8 grammes avec un enrichissement de 19,7% de ^{235}U.

Les cibles des feuilles métalliques d'uranium à géométrie de plaque étaient basées sur des cibles qui ont été examinées dans le réacteur de recherche Paskitan et se composent d'une feuille d'uranium (19,99% ^{235}U) d'une épaisseur de 125 μm enveloppée dans une feuille de nickel de 15 μm d'épaisseur et placée entre deux plaques en aluminium soudées de tous les côtés.

Pour les calculs effectués par douglas et al, les cibles U-Ni, géométries cylindriques et plaques, ont été modélisées dans le même dispositif d'irradiation utilisé pour les calculs des cibles UAlx-Al

Pour les calculs neutroniques, les codes informatiques HAMMER-TECHNION, CITATION et SCALE ont été utilisés et pour les calculs thermohydrauliques, les codes informatiques MTRCR-IEAR1 et ANSYS CFX ont été utilisés.

À partir des calculs neutroniques présentés par les auteurs, les résultats montent que :

1) Pour la même quantité d'uranium dans les cibles analysées (20,1 g) et les mêmes conditions d'irradiation, une activité totale de ^{99}Mo plus élevée a été obtenue pour les cibles UAlx-Al.
2) la demande brésilienne de 450 Ci de ^{99}Mo par semaine et la future demande projetée de 1 000 Ci peuvent être traitées en utilisant des cibles UAlx-Al ou U-Ni.

Grâce aux calculs thermohydrauliques, les résultats montrent que les températures de gaine calculées sont inférieures à la valeur de 95°C et les températures du liquide de refroidissement sont inférieures à la température ONB.

Mushtaq. A et al [49] (Juillet 2012) : Mushtaq, A et al Ont étudié la conversion du procédé de production de molybdène à LEU. Des analyses neutroniques et thermohydrauliques de plaques combustibles irradiées UHE et LEU au PARR-1. Différents types des plaques cibles LEU et HEU pour la production de fission molybdène ont été étudiés à PARR-1. Le support de plaque de combustible est un ensemble rectangulaire en aluminium, capable de maintenir trois plaques cibles verticalement parallèles les unes aux autres.

Les trois plaques de cibles de HEU et LEU contenant respectivement 5,001 g d'U et 22,785 g d'U-235 sont irradiées dans le cœur de réacteur PARR-1 ayant un flux de neutrons thermiques de l'ordre de $1x10^{14}$ neutrons.cm^{-2}.s^{-1}. Les codes informatiques WIMS / D4 ainsi que BORGES et CITATION ont été utilisés pour effectuer les calculs neutroniques.

Une analyse thermohydraulique a été effectuée pour la conception proposée du porte-cible à l'aide de trois plaques de combustible HEU et LEU pour la production de molybdène 99 au PARR-1.

Abou Elmaaty Talal [50] (2013) : Talal a développé un modèle mathématique en régime permanent pour étudier l'effet de la résistance de contact thermique et de la température de l'air ambiant à l'intérieur de la cellule chaude sur les cibles de la plaque de refroidissement par convection libre. Dans cette simulation qui a effectuée à l'aide du progiciel FLUENT – GAMBIT, il a supposé que trois cibles étaient déchargées sur la table à l'intérieur de la cellule sous forme de tas, une cible au-dessus de l'autre, comme une erreur humaine intentionnelle. La simulation des trois cibles de plaques irradiées est effectuée pour différents rapports de puissance (puissance de désintégration de la plaque à la puissance nominale de la plaque pendant l'irradiation) pour calculer la température probable maximale à l'intérieur de chaque plaque pour garantir la limite de formation de cloques sur la gaine d'aluminium (< 400 °C) pour une manipulation sûre à l'intérieur de la cellule chaude sans libération de nucléides

radioactifs ou pour éviter la déformation pendant le transport vers l'usine de traitement. Les résultats de la simulation ont montré que :

- le transfert des cibles de plaques de molybdène irradiées de l'eau à l'air ambiant à l'intérieur de la cellule chaude les expose à un refroidissement moins bon en raison de la modification des propriétés thermiques moyennes.
- Il est préférable de garder la cible de la plaque Mo-99 en position verticale pendant la manipulation que de la poser horizontalement sur une table.
- Le système de ventilation à l'intérieur des cellules chaudes joue un rôle important pour limiter l'augmentation de la température de la plaque.

Daeseong Jo et al [6] (2004): Daeseong Jo et al ont mené des analyses thermohydrauliques et neutroniques des cibles LEU irradiées dans un réacteur de recherche pour la production de Mo-99. Les capacités de refroidissement par convection forcée lors de l'irradiation et par convection naturelle après irradiation sont évaluées dans le temps. Les températures et les marges thermiques du réfrigérant et de la gaine, c'est-à-dire la marge de température de début d'ébullition nucléée (ONB) et la marge du flux thermique critique (CHF), sont évaluées en tenant compte du facteur de puissance totale et des facteurs d'échauffement. Alors que les cibles sont sous l'eau, la température de la paroi de la gaine reste inférieure à la température de l'ONB.

La cible de Molybdène de Fission utilisée par Daeseong Jo et al, contient huit plaques d'uranium faiblement enrichi (LEU). Les plaques des cibles sont constituées d'une gaine d'Aluminium type Al6061 et d'une charge de combustible (sandwich) en U_3Si_2 de 4.05 gU/cc. Les plaques ont une épaisseur de 1.57 mm, une largeur de 50.0 mm et une longueur de 200 mm et sont placées à 2.58 mm l'une de l'autre pour générer des canaux de refroidissement. La conductivité thermique de la gaine est de 120 [W/m K] et la conductivité thermique du combustible sandwich est de 54 [W/m K]. La largeur et l'épaisseur du canal du liquide de refroidissement sont respectivement de 44.6 mm et 2.58 mm. La largeur et la longueur du combustible sandwich sont de 40.0 mm et 182.0 mm, respectivement. Les sept canaux internes sont chauffés des deux côtés et les deux canaux externes sont chauffés d'un seul côté. Le porte-cible rectangulaire est chargé dans différents sites d'irradiation (IR1, IR3, IR4, IR7, IR8, IR10) où le flux de neutrons thermiques est d'environ $1x10^{14}$ neutrons/cm^2-s.

Les cibles de Molybdène de fission sont irradiées dans un réacteur de recherche avec un flux de neutrons thermiques de $1x10^{14}$ neutrons/cm^2-s pendant 7 jours pour atteindre le taux de production maximal du ^{99}Mo. Pour estimer la quantité de chaleur dégagée par le combustible pendant et après l'irradiation, les auteurs Daeseong Jo et al ont utilisé le code MCNP, Pour estimer la chaleur décroissante par ORIGEN-ARP, la masse d'uranium et la puissance par plaque sont requises.

Au terme de leur travail, les résultats des auteurs indiquent que:

a) Pendant l'irradiation
   1- L'ONB n'est pas un phénomène préoccupant puisque la marge de température à ONB (au début du cycle) est 18.3°C, donc La température maximale de la gaine de la cible LEU analysée est inférieure à la température T_{ONB} ;
   2- Le rapport de l'échauffement critique minimal MDNBR est 4.06.

I.14 Conclusion

Au cours de ce chapitre dédié à la production de molybdène-99 et leur utilisation dans la médecine nucléaire. On a présenté aussi les difficultés rencontrées dans la production de Mo-99 et les techniques de conversion des cibles HEU en LEU. Trois approches de base existent pour convertir ces cibles en LEU:

- Remplacement direct des cibles HEU par LEU (avec augmentation du nombre de cibles irradiées).
- Augmentez la masse d'U-235 dans la cible LEU en augmentant la taille de la cible.
- Augmentez la masse d'U-235 dans la cible en modifiant la composition du combustible.

Un aperçu sur les travaux de la littérature des recherches antérieures a été présenté a la fin du chapitre.

CHAPITRE II
ELEMENTS FONDAMENTAUX DE PRODUCTION DE Mo-99

CHAPITRE II

II.1 Introduction

Deux principaux procédés de production de molybdène-99 sont: la fission de l'uranium-235 et la capture neutronique du molybdène-98. Les réacteurs nucléaires produisent la quasi-totalité des radio-isotopes utilisés à des fins thérapeutiques et une grande partie de ceux utilisés en imagerie médicale. Ils assurent la production du molybdène-99, précurseur du technétium-99, le principal radio-isotope utilisé pour les radiodiagnostics. On utilise le bombardement d'une cible par des neutrons qui provoquent des réactions de fission. Un descriptif général sur les réacteurs de recherche, les aspects de sûreté liés à la production de molybdène de fission (refroidissement, DNBR, ONB, physique neutronique) sont présentés dans ce chapitre.

II.2 Interactions des neutrons avec la matière

Les neutrons sont des particules neutres, ils voyagent donc en ligne droite, ne s'écartant de leur trajectoire que lorsqu'ils entrent en collision avec un noyau pour être dispersés dans une nouvelle direction ou absorbés. Ni les électrons entourant (nuage d'électrons atomiques) un noyau ni le champ électrique provoqué par un noyau chargé positivement n'affectent le vol d'un neutron. En bref, les neutrons entrent en collision avec les noyaux, pas avec les atomes.
Les principales interactions possibles dans un réacteur sont :

- Fission absorption par un noyau lourd fissile,
- Capture absorption par un noyau non fissile,
- Diffusion choc élastique avec transfert d'énergie (ralentissement).

II.2.1 Diffusion

On parle de diffusion lorsque le résultat net de l'interaction est seulement un échange d'énergie entre le neutron et le noyau. Le terme diffusion vient du fait que le neutron après interaction se déplace, dans la plupart des cas, dans une autre direction. La diffusion se divise en deux catégories, élastique et inélastique [51].

II.2.2 Capture radiative

Le neutron est capturé par le noyau; un nouveau noyau est formé; ce nouveau noyau est dans un état excité en raison de liaison du neutron et du double apport de l'énergie cinétique, et il se désexcite par émission de gamma dont l'énergie peut atteindre dix MeV ; le nouveau noyau formé est un isotope radioactif qui évoluera vers la ligne de stabilité par des processus radioactifs successifs. Cette réaction est notée (n, γ) [52]

II.2.3 La fission

La fission nucléaire est l'éclatement d'un noyau instable en deux noyaux plus légers et quelques particules élémentaires. Cet éclatement s'accompagne d'un dégagement de chaleur, c'est à dire d'énergie [53].

II.2.4 Réaction en chaîne

Lorsqu'on est en présence d'un nombre de noyaux uranium-235 assez important, les deux ou trois neutrons libérés dans la réaction précédente peuvent donner lieu à 2 ou 3 nouvelles fission d'uranium-235 et ainsi de suite. Les neutrons ainsi libérés peuvent provoquer à leur tour la fission d'autres noyaux et la libération d'autres neutrons, et ainsi de suite… On a une réaction en chaîne puisqu'en induisant une seule fission dans la masse d'uranium-235, on peut obtenir si on ne contrôle pas les neutrons au moins deux fissions, qui vont en provoquer quatre, puis huit, puis seize, puis 32…

Les deux principales utilisations de la fission sont les réacteurs nucléaires et les bombes nucléaires de type A. Dans les réacteurs, la réaction en chaîne est stabilisée à un niveau donné, c'est-à-dire qu'une grande partie des neutrons est capturée afin qu'ils ne provoquent pas d'autres fissions. Il suffit seulement qu'un neutron, à chaque fission, provoque une nouvelle fission pour libérer régulièrement de l'énergie [54].

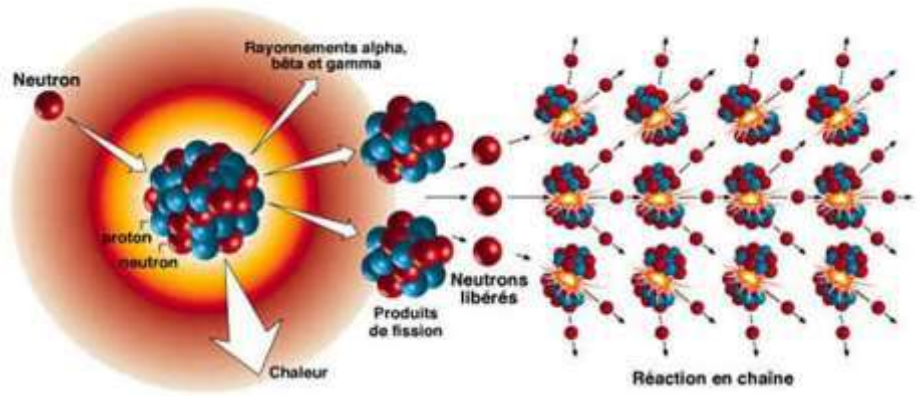


Fig. II.1 : Schéma d'ensemble de la réaction en chaîne de fission [55].

II.3 Méthodes de production de Mo-99

II.3.1 Production de réacteurs

Il existe deux approches principales pour produire l'isotope médical Mo-99: la fission de l'uranium-235, qui produit du Mo-99 et d'autres isotopes médicalement importants tels que l'Iode-131 et le Xénon-133, et la capture de neutrons par Molybdène-98 pour produire du Molybdène-99. La fission de l'uranium-235 produit une grande quantité de produits de fission, dont le Molybdène-99.

La méthode alternative la plus couramment utilisée pour produire du molybdène-99 implique la capture de neutrons sur une cible enrichie en Mo-98,

La section efficace de fission pour la fission thermique de l'uranium-235 est d'environ 600 b (1b= 10^{-28} m^2), ce qui représente une probabilité très élevée.

De cela, environ 6,1% produit par la production de Molybdène-99. La section efficace de production pour la réaction ^{98}Mo (n, γ) ^{99}Mo est d'environ 0,13 b pour les neutrons thermiques, un facteur de près de 300 de moins que le processus de fission, même en tenant compte du rendement de fission de 6,1% pour le Molybdène-99.
Il existe plusieurs isotopes stables de Mo (^{92}Mo, ^{93}Mo, ^{94}Mo, ^{96}Mo, ^{92}Mo, ^{97}Mo) et deux isotopes à très longue durée de vie (^{98}Mo est > 1012 ans et ^{100}Mo est > 1018 ans). Le Molybdène-98 et le Molybdène-100 ont des demi-vies suffisamment longues pour exister dans la nature et peuvent être utilisés comme matériau cible. Ainsi, la capacité de produire de grandes quantités de Molybdène-99 à partir de la voie de réaction directe dépendrait de la disponibilité d'un réacteur à haut flux qui pourrait compenser la section efficace inférieure.
Cependant, le Molybdène-99 produit par ce procédé a une activité spécifique SA très faible, car la majeure partie du molybdène dans le produit est du molybdène-98. L'activité spécifique du molybdène-99 produit par fission est de deux à quatre ordres de grandeur plus élevée que celle du processus de capture de neutrons. Cela a des implications pratiques pour l'utilisation de la capture de neutrons molybdène-99 dans les procédures d'isotopes médicaux:
Premièrement, les générateurs de technétium qui sont utilisés pour le molybdène-99 produit par fission devraient être repensés pour utiliser le molybdène-99 produit par capture de neutrons. Une colonne de générateur de technétium plus grande serait nécessaire, ce qui augmenterait la taille du générateur. Un plus grand volume de liquide serait nécessaire pour éluer le Tc-99m de la colonne. De plus, la durée de vie utile du générateur serait réduite. Cela obligerait les utilisateurs à acheter des générateurs supplémentaires.
Un autre point à considérer, bien que secondaire, est le fait que plusieurs autres radionucléides d'importance médicale sont produits dans le processus de fission et nécessiteraient une source alternative dans le cas d'un processus de capture neutronique.
Pour utiliser l'approche de capture de neutrons, un certain nombre de défis techniques doivent être surmontés, notamment la disponibilité du technétium-99m souhaité sous une forme chimique utile et de la même qualité que le produit de fission à utiliser avec les nombreux produits radiopharmaceutiques. Le tableau II.1 ci-dessous montre la comparaison entre les deux méthodes de production [18].

Tableau. II.1: Comparaison entre les deux méthodes de production, ^{235}U (n, f) ^{99Mo} et ^{98}Mo (n, γ) ^{99Mo} [18].

^{235}U (n, f) ^{99Mo}	^{98}Mo (n, γ) ^{99Mo}
Activité spécifique élevée de ^{99}Mo	Activité spécifique faible de ^{99}Mo
Nécessite une cible ^{235}U enrichie	Nécessite une cible ^{98}Mo hautement enrichie
Traitement chimique complexe	Traitement chimique simple
Génère des déchets radioactifs de haute activité.	Génère un minimum de déchets.

II.3.2 Accélérateur

Le Mo-99 et le Tc-99m peuvent être produits en irradiant de l'uranium ou du molybdène avec des neutrons, des protons ou des photons provenant d'accélérateurs [56]. Plusieurs voies de réaction ont été suggérées ou étudiées, bien qu'aucune ne soit actuellement utilisée pour produire du Mo-99 ou du Tc-99m à des fins médicales. Certaines voies clés sont les suivantes:

^{235}U (n, f) ^{99Mo} (Réacteur) (II.1)
^{100}Mo (γ, n) ^{99Mo} (II.2)
^{235}U (n, f) ^{99Mo} (Accélérateur) (II.3)
^{100}Mo (γ, n) ^{99Mo} (II.4)
^{100}Mo (p, 2n) ^{99mTc} (II.5)
^{238}U (γ, f) ^{99Mo} (II.6)
^{238}U (p, f) ^{99Mo} (II.7)

La réaction (II.3) est identique à la réaction (II.1) sauf que les neutrons sont produits par des accélérateurs au lieu de réacteurs de recherche. Les neutrons sont produits en accélérant des protons (p) ou des deutons (D) dans des matériaux à masse atomique élevée. Le molybdène produit par fission d'accélérateur a un taux de production spécifique élevé qui est typiquement un ou deux ordres de grandeur inférieur dans les accélérateurs par rapport aux réacteurs. La réaction (II.4) produit du Mo-99 par fragmentation des neutrons des noyaux de Molybdène-100 avec des photons de haute énergie. Ces photons sont produits en accélérant des faisceaux d'électrons de haute intensité dans des matériaux à Z élevé. Le Mo-99 produit à l'aide de cette réaction a une faible activité spécifique, légèrement supérieure que celle produite par l'activation neutronique du Mo-98, à savoir la réaction (II.2). La réaction (II.5) produit du Tc-99m directement en utilisant des protons (p) pour éliminer les neutrons (n) des noyaux des atomes de Mo-100. Le Tc-99m produit par cette réaction peut être utilisé directement dans les produits radiopharmaceutiques sans autre purification ni conditionnement dans un générateur. Les réactions (II.6) et (II.7) sont similaires à la réaction (II.1) sauf que des photons à haute énergie (réaction (6)) ou des protons (réaction (II.7)) sont utilisés pour fission de l'U-238 au lieu de l'U-235. L'U-238 est plus abondant dans l'uranium naturel que l'U-235; cependant, les sections efficaces de réaction sont des ordres de grandeur inférieurs à celles de la réaction (II.1).

II.4 Les réacteurs de recherche

Les réacteurs de recherche sont des réacteurs nucléaires utilisés pour la recherche, le développement, l'éducation et la formation. Ils produisent des neutrons pour une utilisation dans l'industrie, la médecine, l'agriculture et la médecine légale, entre autres. L'AIEA aide les États Membres dans la construction, l'exploitation, l'utilisation et le cycle du combustible des réacteurs de recherche, ainsi que dans le renforcement des capacités et le développement des infrastructures [57]. Les réacteurs de recherche comprennent une large gamme de réacteurs nucléaires civils et commerciaux qui ne sont généralement pas utilisés pour la production d'électricité. Le terme est utilisé ici pour inclure les réacteurs de test, qui sont plus puissants que la plupart. L'objectif principal des réacteurs de recherche est de fournir une source de neutrons pour la recherche et à d'autres fins. Leur sortie (faisceaux de neutrons) peut avoir des caractéristiques différentes selon l'utilisation. Ils sont petits par rapport aux réacteurs de

puissance dont la fonction principale est de produire de la chaleur pour produire des quantités utiles d'électricité [58]. Ce sont essentiellement des utilisateurs nets d'énergie. Leur puissance est désignée en mégawatts thermiques (MWth). La plupart vont jusqu'à 100 MWth. Le réacteur de recherche est plus simple que le réacteur de puissance et fonctionne à une température plus basse. Le réacteur de recherche nécessite beaucoup moins de carburant et beaucoup moins de produits de fission s'accumulent au fur et à mesure que le carburant est utilisé. Le combustible de réacteur de recherche nécessite de l'uranium-235 plus hautement enrichi, généralement jusqu'à 20% d'uranium-235, connu sous le nom d'uranium faiblement enrichi, bien que certains plus anciens utilisent encore 93% d'U-235. Comme le réacteur de puissance, le cœur à besoin d'un refroidissement, généralement de manière passive, et seul le réacteur de test de puissance supérieure est besoin d'un refroidissement forcé. Habituellement, un modérateur est nécessaire pour ralentir les neutrons et augmenter la fission. La fonction principale du réacteur de recherche est la production de neutrons.

II.4.1 Principaux types de réacteurs de recherche

II.4.1.1 Les réacteurs à eau lourde

L'eau lourde D_2O est à la fois le caloporteur et le modérateur du cœur de ces réacteurs. Le D_2O constituée de molécules d'eau dont l'atome d'hydrogène H est un atome de deutérium (le noyau de deutérium comporte un neutron en plus du proton présent dans tout atome d'hydrogène), isotope lourd de l'hydrogène. Le réacteur à eau lourde aussi connus sous le nom de « réacteurs CANDU » est de type cuve dans une piscine. Il permet de produire de flux intense de neutrons thermiques, qui sont extraits du cœur grâce à des canaux neutroniques, généralement pour des recherches de physique fondamentale. La qualité modératrice de l'eau lourde D_2O permet d'obtenir des faisceaux de neutrons exempts de neutrons rapides, bien adapté à l'expérience de physique de la matière. À l'inverse, ce réacteur est peu adapté au test de matériaux [59].

II.4.1.2 Les réacteurs à l'eau légère

Le réacteur à eau légère H_2O utilise l'U-235 enrichi comme combustible et de l'eau ordinaire comme fluide caloporteur et modérateur. Les réacteurs de recherche à eau légère, dits de type piscine, comportent les réacteurs où le cœur est enfermé dans un caisson et les réacteurs à cœur ouvert, placés dans les deux cas dans une piscine. Ces réacteurs, généralement utilisées pour l'irradiation de divers matériaux. Les réacteurs à eau légère regroupé en deux catégories.

- Les réacteurs piscine à cœur ouvert
- Les réacteurs piscine à caisson

II.4.1.2.1 Les réacteurs piscine à cœur ouvert

Le bloc du cœur est soutenu par des structures au fond d'une piscine d'environ dix mètres de profondeur. Ce bloc est immergé dans une piscine en eau et en communication avec cette dernière. Le refroidissement s'effectue par un circuit primaire ouvert qui aspire l'eau ordinaire de la piscine à travers le cœur et des échangeurs de chaleur avant de la renvoyer par des diffuseurs au fond de la piscine. Ce type de disposition limite la puissance volumique du réacteur piscine à cœur ouvert, a cause de la faible pression du circuit primaire. Les premiers réacteurs ont été construits dans le monde dès les années 1950 à partir d'un modèle conçu dans le cadre du programme Atome pour la Paix en USA. Au début, leur puissance ne

dépassait pas quelques mégawatts. Les faisceaux sortis placés au plus près du cœur, ouvrant une certaine polyvalence d'utilisation : production de radio-isotopes médicaux, enseignement universitaire, formation, études de physique, analyses par activation.

II.4.1.2.2 Les réacteurs piscine à caisson

Les réacteurs piscine à caisson fermé permettent d'atteindre des niveaux de puissance plus élevés que les précédents réacteurs, mais leur utilisation pour des irradiations expérimentales est moins facile du fait de la nécessité de dispositifs de traversée du caisson pour accéder au plus près du cœur, les flux neutroniques hors du caisson étant moins importants à cause de l'absorption des neutrons dans le matériau du caisson. Pour ces réacteurs, la pression de fonctionnement peut être significativement plus importante (environ 10 à 20 bars). La figure II.2 montre un exemple de réacteur d'irradiation technologique de type à caisson fermé : le réacteur BR2.

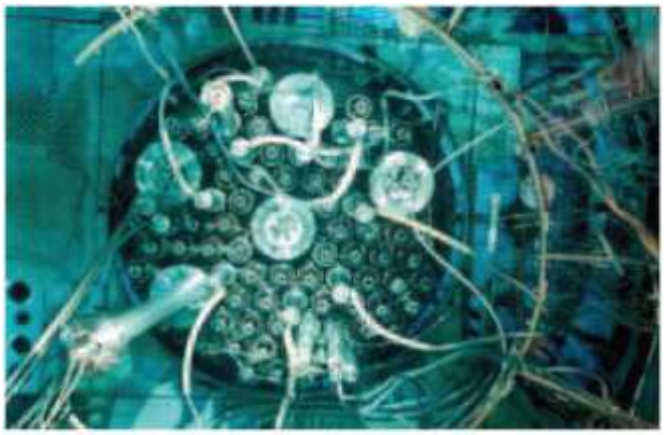


Fig. II.2 : Réacteur BR2 [60]

II.4.2 Utilisations des réacteurs de recherche

Le réacteur de recherche joue un rôle important dans la technologie nucléaires et le développement de la science. Il est utilisé pour la production de radio-isotopes (Molybdène-99), la neutronographie, la recherche fondamentale, la diffusion neutronique, la caractérisation et l'essai des matériaux. Il est aussi d'outil important pour la formation théorique et des recherches appliquées. Dans les paragraphes suivants, ces différentes utilisations des réacteurs de recherche seront détaillées:

II.4.2.1 Formation

Les réacteurs de recherche peuvent être considérés comme les plus adaptés aux activités de formation, qui peuvent comprendre la réalisation de mesures neutroniques et de mesures de radioprotection, ainsi que la caractérisation du cœur du réacteur. Les réacteurs de recherche permettent aux stagiaires en formation d'acquérir les connaissances et l'expérience pratique des essais d'un réacteur nucléaire.

II.4.2.2 Recherche fondamentale

Dans les réacteurs de recherche, les faisceaux de neutrons permettent des recherches en physique nucléaire, ou physique de la matière condensée, ainsi que l'étude des structures cristallines par diffraction thermique des neutrons. Les neutrons, dont la charge électrique est neutre et dont la masse est proche de la masse de l'atome d'hydrogène, est un outil spécial pour explorer la matière car il pénètre facilement la plupart des matériaux. Avec une vitesse

de 7920 Km/h, les neutrons ont une longueur d'onde associée de 18.10^{-11}m, ce qui est bien adapté pour étudier les structures cristallines par diffraction. En outre, le neutron constitue une sonde d'investigation unique pour l'étude des structures magnétiques et d'excitation, les études de physique du solide, , la détermination des structures cristallines, plus récemment, pour la recherche en macromoléculaire et en chimie physique moléculaire, en biochimie et en biologie moléculaire. Ces recherches sont menées à l'aide d'outils expérimentaux très complexes: diffractomètres à cristal ou à poudre, spectromètres à deux ou trois axes, spectromètres à temps de vol, diffuseurs petits angles, etc. Leur qualité et leurs performances sont tout aussi importantes que la qualité et la densité des faisceaux de neutrons [61].

II.4.2.3 Irradiations expérimentales

Les réacteurs de recherche sont un outil privilégié pour étudier et qualifier le combustible nucléaire, les matériaux de construction et les composants des réacteurs de puissance (absorbeurs de neutrons, équipements internes ...). Les réacteurs de recherche fonctionnent dans des conditions neutroniques et thermo-hydrauliques représentatives du fonctionnement normal des réacteurs de puissance, dans des conditions similaires de situations accidentelles de réacteurs nucléaires de puissance correspondant à des réductions du débit de refroidissement du cœur du réacteur ou à des insertions de réactivité, sans aller jusqu'à des conditions sévères qui sont spécifiquement étudiées avec les réacteurs nucléaires d'essais de sûreté. Les avantages de l'utilisation de réacteurs de recherche nucléaires pour la réalisation de telles irradiations sont:

- Obtenir les doses d'irradiation prévues dans des délais plus courts.
- Lorsqu'un accident survient lors de la réalisation d'une irradiation expérimentale dans le cœur du réacteur, les risques qui en résultent sont plus faibles.
- Possibilité de mieux instrumenter les échantillons à étudier permet de mesurer, de façon plus précise, des pressions, des températures, ainsi que les flux neutroniques;

II.4.2.4 Applications industrielles

Des opérations neutronographies de divers objets peuvent être effectuées par les faisceaux sortis de neutrons thermiques. Les techniques de contrôle par neutronographie, qui sont basées sur la propriété des neutrons d'être arrêtés par des noyaux légers, sont complémentaires de celles par radiographies, car elles permettent d'examiner de fortes épaisseurs d'éléments lourds et de faibles épaisseurs d'éléments légers. La neutronographie est utilisée pour des contrôles dans les domaines de l'espace et de l'aéronautique, ainsi que dans le domaine nucléaire. Une très bonne distribution de la résistivité dans les alliages de silicium utilisés pour fabriquer des composants de l'industrie électronique peut être obtenue par irradiation neutronique de l'alliage de silicium. L'irradiation par des neutrons rapides permet d'avoir une coloration de la topaze utilisé en bijouterie.

II.5 Production de radio-isotopes autour du réacteur de recherche

Généralement, Les réacteurs nucléaires sont utilisés pour produire des noyaux riches en neutrons par irradiation neutronique. Mais la plupart des réacteurs nucléaires utilisés pour produire des radioisotopes sont des réacteurs de recherche. Le tableau II.2 montre une liste des principaux isotopes produits par les réacteurs. La quasi-totalité des radioisotopes sont

produits dans des réacteurs de recherche nucléaires : une cible d'uranium-235 est exposée à des neutrons, et subit différents processus chimiques ayant afin de lui donner la forme chimique visée.

Tableau. II.2: Principaux isotopes produits par les réacteurs [62].

Radio-isotopes produits par réacteurs	Radio-isotopes produits par accélérateurs	Radio-isotopes produits par accélérateurs de haute énergie
Molybdène-99	Thallium-201	Strontium-82
Cobalt-60	Iode-123	Magnésium-28
Iridium-192	Gallium-67	Cuivre-67
Phosphore-32	Indium-111	Aluminium-26
Phosphore-33	Rubidium-81	Silicium-32
Xénon-133	Sodium-22	Gadolinium-148
Iode-131	Cobalt-57	Hafnium-172
Iode-125	Palladium-103	Plomb-200
Strontium-89	Fluor-18	
Carbone-14	Carbone-11	
Californium-252	Azote-13	
Soufre-35	Oxygène-15	
Or-198		
Chrome-51		
Rhenium-186		
Thallium-204		
Samarium-153		
Gadolinium-159		
Fer-59		
Cuivre-64		
Hydrogène-3		

II.6 Aspects de sûreté liés à la production de molybdène de fission

La sûreté des réacteurs de recherche a pour le but de s'assurer que l'exploitation des réacteurs nucléaires ne contribue pas notablement aux risques pour la société et la santé des individus. L'introduction de limites de sûreté vise à éviter des défaillances du combustible LEU en cours d'exploitation normale des réacteurs pendant et après l'irradiation ou à atténuer les conséquences d'accidents de réacteur au cours desquels des dommages substantiels pourraient être causés au cœur du réacteur nucléaire [63]. Les phénomènes thermohydrauliques déterminent le déroulement de la quasi-totalité des accidents liés aux réacteurs, qu'ils soient de dimensionnement ou hors dimensionnement [64].

Les fonctions fondamentales de la sûreté se regroupent dans le principe dit des 3C (Confinement, Cooling, Control) : le Confinement de la radioactivité, l'évacuation de la chaleur et le Contrôle de la réactivité.

La sûreté des réacteurs nucléaires et la prévention des accidents sont aujourd'hui un problème majeur, aux yeux des populations et des industriels.

Pour satisfaire les buts de la sûreté, les chercheurs utilisent des codes informatiques comme techniques de simulation numérique. Elles permettent la prise en compte du lien, très fort, qui existe entre la réaction en chaine et les paramètres physiques des différents composants structuraux d'un réacteur nucléaire. Par exemple, une température trop élevée pourrait

conduire à la rupture de la gaine de combustible LEU et donc à une contamination du circuit de refroidissement. Une grande partie des réacteurs de recherche nécessitent une réévaluation de la sûreté avec des rapports de sûreté mis à jour [65]. Dans ce contexte, les chercheurs doivent explorer de nouvelles approches en termes d'analyses de sûreté.
Les principaux critères dont il faut s'assurer sont :
– les contraintes thermomécaniques sur la gaine ne doivent pas altérer son intégrité,
– la température du combustible doit toujours être bien inférieure à sa température de fusion,
– les températures du fluide de refroidissement ne doivent pas atteindre des valeurs critiques.

II.6.1 Refroidissement de la cible de Molybdène de fission

Dans tous les réacteurs nucléaires, l'interaction de neutron avec le noyau de la matière provoque un dépôt d'énergie sous forme de chaleur. La source de puissance d'un réacteur provient principalement des réactions de fission. Au cours de la réaction de fission il y a émission de deux ou trois neutrons et de rayonnements de différentes énergies. La fission dégage une énergie sous forme [65] :

- Energie des rayonnements γ prompts ;
- Energie cinétique des fragments de fission et des neutrons émis ;
- Energie des rayonnements émis (Gamma, Béta, Neutrino).

La simulation de l'évacuation d'énergie sous forme de chaleur est assurée par les codes thermohydrauliques. La figure II.3 montre le refroidissement des combustibles
Le transfert de chaleur et le mouvement de fluide de refroidissement dans le cœur du réacteur nucléaire est l'objet des études thermohydrauliques. Les limitations du domaine de fonctionnement normal du réacteur sont principalement liées aux quantités de chaleur qu'il est possible d'évacuer par le biais d'un fluide de refroidissement.

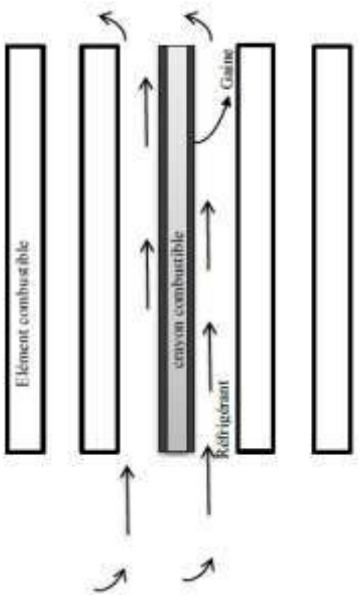


Fig. II.3 : Refroidissement du cœur [65].

II.6.2 Début de l'ébullition nucléée

Le début de l'ébullition nucléée dans des conditions de faible écoulement de refroidissement, à basse pression, est une mesure de l'approche d'une crise de transfert de chaleur, bien qu'elle

ne soit pas elle-même une crise de transfert de chaleur. À l'état d'équilibre, pour activer la nucléation des bulles, la température de surface doit dépasser la température de saturation du liquide de refroidissement à la pression locale. Au même endroit, jusqu'à ce que la température du fluide reste inférieure à la température de saturation, une augmentation significative du flux de chaleur échangé se produit [66]. Le processus est connu sous le nom d'ébullition sous-refroidie.

Une procédure pour prédire les conditions requises pour activer la nucléation des bulles a été proposée par Hsu et Graham [67]. Mais la solution ne conduit pas à une formule explicite pour le flux de chaleur.

II.7 Cibles uranifère pour la production de ^{99}Mo

II.7.1 Cibles HEU

Les cibles médicales UAlx (x=2, 3, 4) en HEU sont utilisées actuellement pour la production de molybdène-99, dont le matériau fissile est composé d'un mélange UAl_2, UAl_3 et UAl_4. Les proportions entre ces trois phases varient selon les méthodes de fabrication [8]

. Des préparations des composés intermétalliques UAl_2, UAl_3 et UAl_4 ont été obtenues par inter diffusion à haute température d'aluminium et d'uranium dispersé, préparées en décomposant son hydrure puis en broyant le produit et en chauffant la poudre obtenue [68]. Certaines propriétés de ces composés sont résumées dans le tableau. II.3:

Tableau II.3: Certaines propriétés des composés uranium-aluminium [69].

Composée	Densité	Point de fusion
UAl_2	8.1	1590
UAl_3	6.8	1350
	6.1 Théorique	
UAl_4	5.7 ± 0.3 Mesuré	730

Le centre atomique Ezeiza en Argentine a commencé à produire du molybdène à partir de cibles irradiées dans le réacteur RA-3 qui a été le principal producteur de radio-isotopes en Amérique latine. Les cibles originales étaient des mini-plaques UAl hautement enrichies revêtues d'aluminium [70].

II.7.1.1 Comportement d'UAl sous irradiation

Des expériences ont démontré le bon comportement des cibles UAlx pendant et après l'irradiation principalement associé (1) à une bonne accommodation de la structure cristalline aux produits de fission gazeux [11] et (2) à une faible augmentation du volume résultant des interactions entre phases solides UAlx-Al. Après irradiation, les observations montrent une augmentation de la fraction d'UAl_4, une diminution de la fraction d'UAl_2 tandis que la fraction d'UAl3 reste la même [11]. À basse température, le combustible UAlx et la matrice d'aluminium réagissent pour former des produits d'interactions a cause de la diffusion provoquée par l'irradiation. Dans l'état idéal, l'interaction entre l'aluminium et UAl_4 est presque inexistant. Mais ce composé le plus riche en aluminium Il ne peut pas être utilisé comme matériau fissile cela à cause de son mauvais comportement sous irradiation [71]. De plus, il est fragile et facile à se fissurer, cela provoque un gonflement important et des ruptures de la plaque de combustible.

II.7.2 Cibles LEU

En 1990, le cœur RA-3 a été converti en combustible LEU (U_3O_8) et des études ont ensuite été menées dans le cadre de l'initiative RERTR afin de définir de nouvelles cibles en LEU pour la production de molybdène [72]. Étant donné que le cœur est conçu pour le combustible à géométrie de plaque, les cibles devaient être conçues de la même manière pour éviter les problèmes de licence et maintenir des procédures de fabrication similaires. En 2002, le réacteur RA-3 est devenu le premier à produire du molybdène en utilisant uniquement des cibles en uranium faiblement enrichi [73]. Ces cibles consistent en un composé d'UAl_2 dispersé dans une matrice d'aluminium avec environ de 3gU/cc de cible entourée d'un revêtement en alliage d'aluminium [74]. Ils sont irradiés pendant environ 108 heures avec un flux neutronique d'environ $2x10^{14}$ $n/cm^2.s$ [75]. Le processus de fabrication de la cible est similaire à celui des plaques de combustible à l'uranium faiblement enrichi. L'uranium métal est fondu dans un four avec de l'aluminium en poudre à une température d'environ 1600 ° C. Le lingot résultant subit ensuite un processus de concassage, de broyage et de tamisage pour obtenir des granulés fins. Des techniques de traitement supplémentaires donnent une cible UAl proche de 74% U-Al_2 et 26% U-Al_3 et U-Al_4. Cette étude a conclu que les cibles en LEU se sont bien comportées au cours de l'irradiation et que les coûts de post-traitement et de fabrication étaient comparables aux cibles en HEU. L'organisation australienne pour la science et la technologie nucléaires (ANSTO) a produit le ^{99}Mo pendant 25 ans dans le réacteur à haut flux australien (HIFAR) en irradiant de 1,8 à 2,2% de pastilles d'uranium faiblement enrichi en UO_2. Ce réacteur a été mis à l'arrêt définitif fin janvier 2007 pour passer à un processus de production de molybdène-99 par des cibles en LEU ont 19,75% d'enrichissement [73]. ANSTO a signé un contrat avec la société d'État des enquêtes appliquées INVAP en Argentine et le nouveau réacteur OPAL prévoit de développer et d'utiliser les cibles en plaques de feuille d'uranium faiblement enrichies développées par la CNEA. L'organisme australien de science et de technologie nucléaires (ANSTO) a en fait signalé au comité national de l'académie des sciences (NAS) que le molybdène produit à la fois par le réacteur australien à haut flux (HIFAR) et par des lots d'essai provenant d'un réacteur australien à eau légère en piscine ouverte (OPAL) contenait moins d'impuretés que celui produit par des cibles d'uranium hautement enrichi. et respectait les limites fixées par la Pharmacopée britannique pour les impuretés [73].

II.7.3 Comparaison entre les cibles HEU et LEU dans la production de ^{99}Mo

Le molybdène ^{99}Mo produit de fission peut être produit avec les deux cibles HEU et LEU en utilisant des oxydes d'uranium, des métaux uranifères ou un alliage d'uranium, généralement avec de l'aluminium. Les travaux effectués au Laboratoire National d'Argonne ANL dans les années 80 ont montré que les films d'oxyde d'uranium LEU peuvent remplacer directement ceux utilisant d'uranium HEU, ce qui fait de la conception et de la fabrication de nouvelles cibles un problème relatif. Cependant, ces cibles LEU ne posséderont probablement pas la densité de surface nécessaire d'UO_2 pour produire des quantités comparables de molybdène [21]. Une étude réalisée par le CNEA en 2007 a analysé l'efficacité de la production des cibles HEU et LEU. L'étude a comparé les cibles HEU utilisées entre 1998 et octobre 2002 aux cibles LEU utilisées d'août 2002 à 2006 dans le réacteur RA-3 en Argentine [75].

On a constaté que les trois dernières années d'utilisation de lentilles LEU se sont avérées produire une efficacité de production élevée. Une cible LEU de même géométrie et densité

d'uranium produirait environ 20% du molybdène produit à partir d'une cible HEU mais aurait des propriétés chimiques et physiques presque identiques. L'inconvénient serait que les déchets associés aient plus de cibles, et le réacteur pourrait avoir un espace limité pour l'irradiation, ce qui poserait également un problème et une limitation de la taille de la cible. Ainsi, la solution la plus pratique a été de changer la composition de cible LEU. Les principaux inconvénients de l'utilisation des cibles LEU sont l'augmentation des sous-produits d'uranium irradié, l'augmentation des produits chimiques et autres équipements de traitement pour extraire le molybdène, et l'augmentation des coûts et de l'élimination due à l'augmentation du plutonium [75]. Le tableau II.4 résume les différences générales entre les cibles LEU et HEU.

Tableau. II.4 : Comparaison entre les cibles LEU et HEU [75].

Cible		HEU	LEU
Enrichissement de	^{235}U (%)	93%	19.75%
^{235}U	(g)	15	18.5
^{235}U total	(g)	16.1	93.7
Rendement M_O	(Ci)	532	545
Mo total	(mg)	9.8	10.0
Pu-239	(µCi/mg)	30/0.44	720/12
$^{234, 235,238}$ U	(µCi)	1280	840
Activité total	(µCi)	131	1560

II.8 Processus chimique de production de molybdène de fission

Puisque le technétium-99m a une demi-vie courte (6 heures), il est courant d'utiliser un générateur de molybdène-99/technétium-99m pour fournir une alimentation en technétium-99m. Fondamentalement, un tel générateur est réalisé en sorbant le radio-isotope parent de molybdène-99, qui a une demi-vie de 66 heures, sur un matériau échangeur d'anions tel que l'alumine. La désintégration ultérieure du molybdène-99 produit le technétium-99m qui peut être sélectivement séparé selon les besoins du générateur par élution avec une solution saline (qui donne le technétium-99m sous forme de pertechnétate de sodium).

La production de molybdène produit de fission se fait généralement à l'aide d'une cible comprenant un mélange d'aluminium et d'uranium. Cette production nécessite un procédé d'extraction pour extraire le molybdène-99 de la cible. Le procédé actuellement utilisé pour extraire le produit de fission molybdène d'une cible aluminium-uranium irradiée consiste à le dissoudre dans une solution aqueuse fortement alcaline, telle que l'hydroxyde de sodium.

La solution résultante est filtrée pour séparer l'uranium et les produits de fission insolubles de la solution alcaline contenant du molybdène. La solution est acidifiée avec de l'acide sulfurique et le molybdène est séparé de la solution par extraction avec l'acide phosphorique 2-éthyl-hexyl. Ceci donne un extrait contenant du molybdène-99 à partir duquel les produits de fission solubles résiduels sont éliminés par stripage avec des solvants organiques. Ce processus est efficace pour extraire le molybdène-99 de la cible irradiée, mais il produit un grand volume de déchets liquides hautement radioactifs.

II.9 Conclusion

Dans ce chapitre on a présenté brièvement les différentes méthodes de production de molybdène-99., on a constaté que le processus le plus courant pour produire du molybdène-99 est de fissionner des cibles d'uranium dans un réacteur de recherche. Ce chapitre se termine par une description générale sur les aspects de sûreté liés à la production de molybdène de fission et quelques notions sur les cibles uranifères utilisés dans la production du molybdène-99.

CHAPITRE III
MODELISATION THERMOHYDRAULIQUES ET THERMOMECANIQUE

CHAPITRE III

III.1 Introduction

Dans ce chapitre, nous présentons une analyse thermohydraulique et thermomécanique de cibles LEU irradiées dans un réacteur de recherche pour la production de molybdène 99.

L'analyse thermohydraulique des plaques combustibles irradiées pour la production de molybdène-99 dans un réacteur de recherche a été réalisée pour étudier la production de chaleur pendant l'irradiation, la chaleur de désintégration après irradiation et les capacités de refroidissement dans diverses conditions de refroidissement. L'analyse thermomécanique s'intéresse à l'étude de la distribution des déformations et des contraintes thermiques pour évaluer la tenue de la cible LEU irradiée dans un réacteur de recherche.

A la fin de ce chapitre les paramètres spécifiques de l'étude utilisée dans ce travail seront présentés et calculés.

III.2 Notions de base thermohydraulique

La thermohydraulique des réacteurs nucléaires refroidis par eau passe en revue les phénomènes d'écoulement et de transfert de chaleur dans les systèmes nucléaires et examine la contribution essentielle de cette analyse au développement de la technologie nucléaire.

Dans tous les systèmes nucléaires, l'interaction de neutron avec le noyau de la matière provoque un dépôt d'énergie sous forme de chaleur. La source de puissance d'un réacteur provient essentiellement des réactions de fission. Le tableau III.1 ci-dessous indique comment se répartit l'énergie de fission [76].

Tableau. III.1: Modes de dépôt de l'énergie de fission [76].

Energie	Valeur (MeV)	Commentaire
énergie cinétique des fragments de fission	166±5	énergie instantanée localisée
énergie cinétique des neutrons de fission	5±0,5	énergie instantanée délocalisée
γ prompts	7±1	énergie instantanée délocalisée
γ de désintégration	6±1	énergie différée
e^- des désintégrations β^-	7±1	énergie différée
υ	10	énergie instantanée perdue

L'étude de la thermodynamique dans les réacteurs nucléaires permet de simuler l'évacuation de l'énergie déposée dans chaque matériau.

Les températures atteintes dans le système constituent une information importante puisque du point de vue de la sûreté d'un réacteur nucléaire, le bon comportement des différents constituants du cœur doit être assurée. Dans un cœur du réacteur nucléaire, les éléments combustibles sont le siège d'un dégagement de chaleur qui se produit dans toute la masse de l'élément fissile. Cette chaleur chemine depuis le centre jusqu'aux parois, traverse la gaine, et est enfin évacuée en régime de convection forcée ou naturelle par le fluide caloporteur.

Les contraintes thermiques et la température de fusion de la gaine, la distribution de la température du réfrigérant ainsi que la distribution de la pression sont les paramètres les plus

importants liés aux limites technologiques dans le cœur du réacteur nucléaire, donc le calcul de ces paramètres est indispensable, et fait appel à des analyses thermohydrauliques détaillées.

III.2.1 Equations principales

Pour calculer les paramètres liés aux limites technologiques implique la résolution des de quantité de mouvement, équations de transport de masse, et d'énergie afin de trouver les propriétés de l'écoulement étudié (Température, vitesse, pression, etc.).

Dans cette partie, nous essayerons de décrire les équations régissant les écoulements monophasiques, ainsi que quelques notions thermohydrauliques liées aux paramètres de sûreté.

III.2.1.1 Conservation de la masse

Soit un volume de contrôle élémentaire infinitésimal VC tel que les variables de l'écoulement, peuvent être considérées uniformes sur la surface engendrant le VC. Soit v_x, v_y et v_z les composantes du vecteur vitesse $\vec{v}$. Le bilan de masse est donné par :

[Taux de variation de la masse dans le VC] = [Débit massique entrant dans le VC] - [Débit massique sortant du VC]. Cela ce traduit par :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = \rho v_x(dydz) - \left(\rho v_x + \frac{\partial}{\partial x}(\rho v_x)dx\right)(dydz)$$
$$+\rho v_y(dxdz) - \left(\rho v_y + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v_y)dy\right)(dxdz) + \rho v_z(dxdy) \qquad \text{(III.1)}$$
$$-\left(\rho v_z + \frac{\partial}{\partial z}(\rho v_z)dz\right)dxdy + S_m$$

Après simplification, l'équation III.1 devient :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = -\frac{\partial}{\partial x}(\rho v_x) - \frac{\partial}{\partial y}(\rho v_y) - \frac{\partial}{\partial z}(\rho v_z) + S_m \qquad \text{(III.2)}$$

Ou : $\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla(\rho \vec{v}) = S_m$

III.2.1.2 Conservation de la quantité de mouvement

En appliquant le principe fondamentale de la dynamique pour un volume de contrôle, l'équation de conservation de la quantité de mouvement suivant la direction *x* est donnée par :

$$\frac{\partial \rho v_x}{\partial t}(dxdydz) = \rho v_x v_x dydz - \left(\rho v_x v_x + \frac{\partial \rho v_x v_x}{\partial x}dx\right)dydz +$$
$$\rho v_y v_x dxdz - \left(\rho v_y v_x + \frac{\partial \rho v_y v_x}{\partial y}dy\right)dxdz + \rho v_z v_x dydx -$$
$$\left(\rho v_z v_x + \frac{\partial \rho v_z v_x}{\partial z}dz\right)dydx + \left(\sigma_x + \frac{\partial \rho \sigma_x}{\partial x}dx\right)dydz - \sigma_x dydz + \qquad \text{(III.3)}$$
$$\left(\sigma_x + \frac{\partial \rho \sigma_x}{\partial x}dx\right)dydz - \sigma_x dydz + \left(\tau_{yx} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y}dy\right)dxdz - \tau_{yx}dxdz$$
$$+\left(\tau_{zx} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z}dz\right)dydx - \tau_{zx}dydx + \rho f_x dxdydz$$

Avec :

τ_{yx} : Contrainte tangentielle sur la facette perpendiculaire à l'axe *y*.

f_x : Composante suivant *x* de la force de volume.

τ_{zx} : Contrainte tangentielle sur la facette perpendiculaire à l'axe *z*.

σ_x : Contrainte normale dirigée suivant l'axe *x*.

Après simplification de l'équation (III.3), on obtient :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho v_x) + \frac{\partial}{\partial x}(\rho v_x v_x) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v_x v_y) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho v_x v_z) = \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} + \rho f_x \quad \text{(III.4)}$$

III.2.1.3 Conservation de l'énergie

Pour un système matériel quelconque effectuant une transformation ouverte, entre deux états d'équilibre, la variation de la somme de l'énergie interne *U* et de l'énergie cinétique *Ec* est égale à la somme du travail ΔW et de la chaleur ΔQ reçus par le système. Soit :

$$\Delta U = \Delta(U + E_c) = \Delta W + \Delta Q \quad \text{(III.5)}$$

L'équation de conservation de l'énergie sous forme vectorielle :

$$\nabla\left(\vec{v}(\rho E + p)\right) = \nabla\left(k_{eff}\nabla T - \sum_j h_j \vec{J}_j + \left(\bar{\bar{\tau}}_{eff}\vec{v}\right)\right) + S_h \quad \text{(III.6)}$$

où k_{eff} est la conductivité effective et S_h est la source de chaleur volumétrique.

III.3 Les régimes d'ébullition stationnaires.

La première détermination des régimes de transfert de chaleur en ébullition libre a été réalisée par Nukiyama en 1934 d'un système à flux imposé. La courbe de Nukiyama (figure III.1) représente, en échelle logarithmique, la relation entre le flux de chaleur q'' transmis par l'élément chauffant, et la différence de température entre la paroi de cet élément et la température caractéristique (ou moyenne) de l'eau (T_w-T_{eau}). Comme la température de l'eau reste constante lors de l'ébullition, T_{eau} est remplacé par la température de saturation [77].

Soit $\Delta T_{sat} = T_w - T_{sat}$. Ainsi, la température de l'eau qui engendre la source de chaleur prend la valeur de la température de saturation.

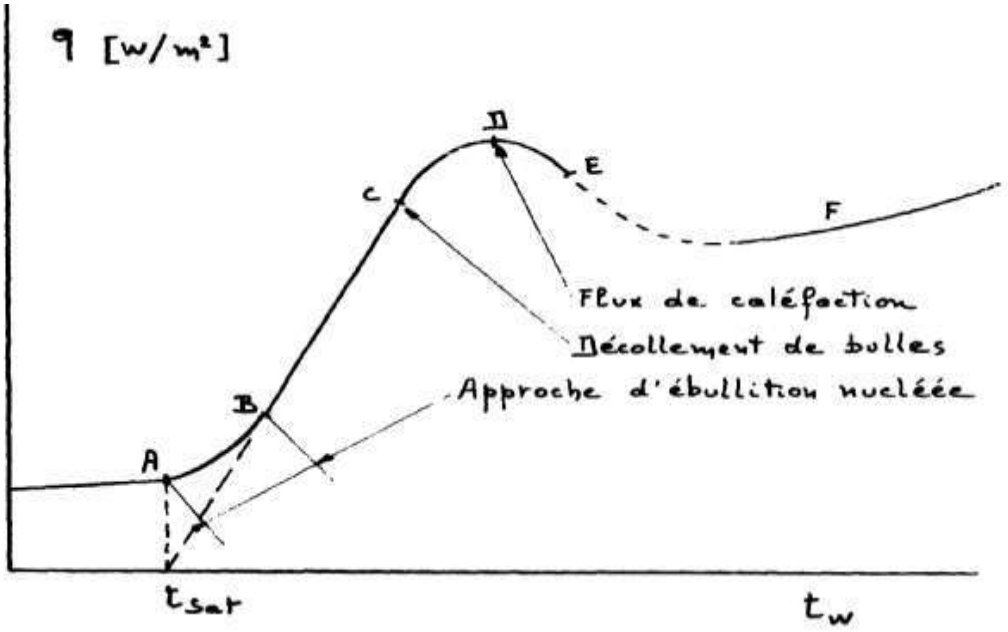


Fig. III.1 : Diagramme de Nukiyama [77]

1. le refroidissement en phase unique liquide quand la température de paroi est inférieure à la température de saturation du liquide.

2. l'approche de 1'ébullition nucléée, quand la température de la paroi a atteint la température de saturation (courbe A B).
3. 1'ébullition nucléée, quand la paroi chauffante est recouverte uniformément de bulles de vapeur stables, ce qui donne un coefficient de transfert de chaleur très supérieur à celui obtenu en phase unique liquide, que le régime d'écoulement soit stagnant, laminaire ou turbulent (courbe B C)
4. le refroidissement en double phase quand les bulles de vapeur se détachent de la paroi pour se mélanger à la veine liquide et constituer un écoulement en double phase, ce qui donne un coefficient de transfert relativement plus faible que celui obtenu en ébullition nucléée (courbe CD).
5. le refroidissement en phase unique gazeuse (peut-être une phase annulaire gazeuse en cas de bonne stabilité hydraulique) où le coefficient de transfert est généralement médiocre ; il en résulte une élévation très importante de la température de la paroi avec risques de fusion des matériaux (courbe P).
Dans l'étude du refroidissement d'une paroi chauffante, les régimes de refroidissement correspondant aux points C et D sont souvent considérés.
Le point C est le point DNB (Departure of Nucleate Boiling) et est important parce qu'il précède en général suffisamment le point D. D correspond à la température où la paroi chauffante a atteint un point tel qu'un faible accroissement du flux de chaleur à la paroi produit une élévation considérable de la température de paroi, pour cette raison ce flux est appelé flux de caléfaction (burn out).

III.3.1 Convection forcée

La convection est le terme utilisé pour désigner le mécanisme de transfert de chaleur, qui se produit dans un fluide en raison d'une combinaison de conduction due aux interactions moléculaires et au transport d'énergie due au mouvement macroscopique du fluide lui-même. Le mouvement du fluide est essentiel sinon le mécanisme de transfert de chaleur devient une situation de conduction statique. Lorsque le terme de convection est utilisé, généralement une surface solide est présente à côté du fluide. Le mouvement fluide améliore le transfert de chaleur (plus la vitesse est élevée, plus le taux de transfert de chaleur est élevé).
Le flux de chaleur échangé en convection forcée est :

$$q'' = h(T_f - T_s) \qquad \text{(III.7)}$$

Où T_s est la température de la paroi du canal et T_f la température du fluide.
Pendant l'irradiation cas qui nous intéresse dans cette partie, la cible de plaque LEU est refroidie par convection forcée avec un refroidissement descendant (du haut vers le bas) du cœur des cibles. Apres l'irradiation, la cible est refroidie par convection naturelle avec un refroidissement ascendant (du bas vers le haut) du cœur des cibles.

III.3.2 Corrélations pour le flux de chaleur en ébullition nucléée

De nombreuses études expérimentales ont été réalisées après les travaux de Nukiyama pour la prédiction le flux thermique échangé en fonction de la surchauffe en paroi et de nombres adimensionnels. Il existe également différentes corrélations qui décrivent le transfert de chaleur. Dans cette section, nous examinons certaines des corrélations les plus largement utilisées pour l'ébullition nucléée.

III.3.2.1 Corrélation de Rohsenow

La corrélation la plus ancienne et largement utilisée est celle de Rohsenow [78]. La corrélation relie entre le flux thermique à la surchauffe de la paroi.

$$\frac{Q}{A} = q = \left[\frac{c_1 \Delta T}{h_{fg} pr^n c_{sf}}\right]^3 \mu_1 h_{fg} \left[\frac{g(\rho_l - \rho_v)}{g_0 \sigma}\right]^{0.5} \quad \text{(III.8)}$$

Où

Q : flux de chaleur d'ébullition de la piscine nucléée [W / m^2]

c_1 : Chaleur spécifique du liquide [J / kg K]

ΔT : Température excessive [° C] ou [K]

h_{fg} : Enthalpie de vaporisation, [J / kg]

Pr - nombre Prandtl de liquide

n : Constante expérimentale égale à 1 pour l'eau et 1,7 pour les autres fluides

C_{sf} : Facteur de fluide de surface, par exemple, l'eau et le nickel ont un C_{sf} de 0,006

μ_1 : Viscosité dynamique du liquide [kg / m.s]

g : Accélération gravitationnelle [m / s^2]

g_0 : Facteur de conversion de force [kgm / $Ns^{2]}$

ρ_1 : Densité du liquide [kg / m^3]

ρ_v : Densité de vapeur [kg / m^3]

σ : Interface tension de surface-liquide-vapeur [N / m]

- Les valeurs de l'équation de Rohsenow peuvent être utilisées pour n'importe quelle géométrie car on constate que le taux de transfert de chaleur pendant l'ébullition nucléée est essentiellement indépendant de la géométrie et de l'orientation de la surface chauffée.
- La corrélation s'applique aux surfaces propres et relativement lisses.
- Erreur pour le taux de transfert de chaleur pour une surchauffe donnée: 100%.
- Erreur de surchauffe pour un taux de transfert de chaleur donné pour le taux de transfert de chaleur et de 30%.

III.3.2.2 Corrélation de Cooper [79]

Cooper (1984) a analysé les données de plus d'une centaine d'expériences et a conclu que la précision des données était insuffisante pour justifier la complexité de nombreuses équations qui avaient été précédemment proposées pour prédire le transfert de chaleur. Les propriétés physiques du liquide bouillant qui apparaissent dans les corrélations antérieures sont elles-mêmes fonction de paramètres comme le poids moléculaire M et la pression réduite p_{rd}, il a réussi à produire une corrélation qui ne nécessite pas de valeurs de tension superficielle, d'enthalpie, de densité, etc., comme suit:

$$\frac{q_p}{\Delta T_{sat}} = 55. q_p^{0.67} P_{rd}^{(012 - 0.2\log(R_P))} (-\log(P_{rd}))^{-55} M^{-0.5} \quad \text{(III.9)}$$

Où R est la rugosité en µm

III.3.2.3 Correlation de Gorenflo and Kenning [80]

Une corrélation complète pour prédire les coefficients de transfert de chaleur d'ébullition de la piscine a été suggérée par Gorenflo et Kenning sous la forme :

$$\frac{h}{h_{0,ref}} = F_q F_p F_W F_f \quad \text{(III.10)}$$

Les quatre facteurs sur le côté droit de l'équation. (III.10) sont des fonctions du flux de chaleur, de la pression réduite, de la surface chauffante et des propriétés du fluide, respectivement, définies comme:

$$F_q = (\frac{q}{q_0})^n \quad \text{(III.11)}$$

Où

q_o = 20 kW / m^2 et n est donné par :

$$n = 0.95 - 0.3{P_{rd}}^3 \quad \text{(III.12)}$$

$$F_{P_{rd}} = 0.7{P_{rd}}^{0.2} + 4P_{rd} + \frac{1.4P_{rd}}{1-P_{rd}} \quad \text{(III.13)}$$

$$F_w = F_{WR}F_{WM} \quad \text{(III.14)}$$

$$F_{WR} = (\frac{R_a}{R_{a0}})^{\frac{2}{15}} \quad \text{(III.15)}$$

Avec la rugosité de surface de référence Rao = 0,4 µm,

$$F_{WM} = (\frac{kc_p\rho}{(kc_p\rho)_{cooper}})^{0.25} \quad \text{(III.16)}$$

$$F_f = (\frac{p_f}{P_{f,ref}})^{0.6} \quad \text{(III.17)}$$

Le paramètre fluide P_f dans l'équation (III.17) est défini comme :

$$p_f = \frac{(\frac{dP}{dT})_s}{\sigma} \quad \text{(III.18)}$$

Où $(\frac{dP}{dT})_s$ la pente de la courbe de pression de vapeur et σ sont tous deux à une pression de référence P_{rd} = 0,1.

Les valeurs de P_f, en [µm K^{-1}], sont tabulées par Gorenflo et Kenning [80] pour un grand nombre de fluides. Les valeurs du fluide de référence sont $h_{0,\ ref}$ = 3,58 [kW / m^2.K] et $P_{f,\ ref}$ = 1,0 [µm K^{-1}].

III.3.3 Crise d'ébullition

La crise d'ébullition, encore appelée burn-out, est un phénomène qui se traduit par une dégradation de l'échange de chaleur entre la paroi chauffante et le fluide réfrigérant environnant entraînant une montée en température de la paroi avec, le cas échéant, des conséquences néfastes sur son intégrité. Cette dégradation de l'échange de chaleur est due à un changement de régime de transfert de chaleur consécutif à l'apparition d'un film de vapeur sur la paroi chauffante. Ce film de vapeur agit alors comme un isolant et limite ainsi fortement les capacités de transfert de chaleur entre l'écoulement de fluide caloporteur et la paroi chauffante. Malheureusement, la crise d'ébullition est limitée par le phénomène d'échauffement critique, caractérisé par une brutale diminution du coefficient d'échange thermique entre le fluide et la paroi chauffante. Cette chute entraîne alors une augmentation de la température de la paroi dans un système à flux imposé. Elle peut atteindre une variation de plusieurs centaines de degrés par seconde après un régime permanent. Ce phénomène appelé crise d'ébullition par caléfaction est marqué par la fin de l'ébullition nucléée DNB (departure from nucleate boiling). Le flux de chaleur pariétal pour lequel le phénomène de

crise d'ébullition apparaît est appelé flux critique [81]. La crise d'ébullition, constitue une des principales limitations de la puissance des réacteurs nucléaires [82]. La crise d'ébullition est l'un des phénomènes critiques qui pourrait conduire à la rupture des gaines des plaques de combustible LEU, elle fait l'objet d'études spécifiques lors de la conception thermohydraulique des réacteurs de recherche [83].

L'étude et la prédiction des phénomènes liés à l'ébullition et jusqu'à l'échauffement critique sont d'une importance principale dans la conception et le fonctionnement des réacteurs de recherche. En effet, l'échauffement critique est caractérisé par une dégradation rapide du transfert de chaleur suite à une ébullition intense du fluide de refroidissement et la formation d'une couche de vapeur qui s'interpose entre la gaine d'aluminium Al6061 de la plaque combustible LEU et le réfrigérant et pourrait conduire à la destruction de l'élément de combustible. Dans ce travail, nous avons discuté du transfert de chaleur convectif monophasé sans aucun changement de phase.

III.3.4 Ecoulement monophasique

Pendant l'irradiation, lorsque la température de la paroi du canal de refroidissement est inférieure à la température d'ébullition initiale, le mode de transfert de chaleur est la convection forcée. La corrélation capable de décrire le phénomène est la corrélation de Dittus Boelter comme recommandé par Tong et Weisman [84]:

$$Nu = 0.023 R_e^{0.8} P_r^{0.4} \quad \text{(III.19)}$$

Où Nu est le nombre de Nusselt, Re le nombre de Reynolds et Pr le nombre de Prandt.

Le nombre de Reynolds est:

$$R_e = \frac{\rho V D_e}{\mu} \quad \text{(III.20)}$$

Où ρ est la masse volumique de l'eau de refroidissement [kg/m^3], V la vitesse de l'eau [m/s], D_h est le diamètre hydraulique [m] et μ la viscosité dynamique de l'eau [Pa s].

Le diamètre hydraulique à utiliser dans le nombre de Reynolds est le diamètre hydraulique du canal d'écoulement de l'eau de refroidissement et est défini comme suit (A est la section d'écoulement, P_w le périmètre mouillé, d1 et d2 la dimension du canal) :

$$D_h = \frac{4*A}{P_W} = \frac{4*d1*d2}{2*(\mathrm{d1+d2})} \quad \text{(III.21)}$$

Le nombre de Reynolds est:

$$P_r = \frac{\mu C_p}{\lambda} \quad \text{(III.22)}$$

Où C_p est la chaleur spécifique du liquide de refroidissement [J/kg K] et λ est la conductivité thermique de l'eau [W/mK].

III.3.4.1 Le coefficient d'échange convectif monophasique

Pour un écoulement monophasique dans un régime turbulent, et pour déterminer le coefficient h, plusieurs corrélations sont disponibles, La première corrélation largement utilisé aujourdh'huit est celle de Dittus-Boelter [84]. Le coefficient de transfert de chaleur h par convection forcée en écoulement monophasique est donné par:

$$h = \frac{Nu\,\lambda}{D_h} = \frac{0.023 R_e^{0.8} P_r^{0.4} \lambda}{D_h} \quad \text{(III.23)}$$

Le flux de chaleur échangé en convection forcée est :

$$q'' = h(T_f - T_s) \quad \text{(III.24)}$$

Où T_s est la température de la paroi du canal et T_f la température du fluide.

III.3.5 Début de l'ébullition nucléée

Le début de l'ébullition nucléée dans des conditions de faible écoulement de refroidissement, à basse pression, est une mesure de l'approche d'une crise de transfert de chaleur, bien qu'elle ne soit pas elle-même une crise de transfert de chaleur. À l'état d'équilibre, pour activer la nucléation des bulles, la température de surface doit dépasser la température de saturation du liquide de refroidissement à la pression locale. Au même endroit, jusqu'à ce que la température du fluide reste inférieure à la température de saturation, une augmentation significative du flux de chaleur échangé se produit [85]. Le processus est connu sous le nom d'ébullition sous-refroidie. Une procédure pour prédire les conditions requises pour activer la nucléation des bulles a été proposée par Hsu et Graham [86] mais la solution ne conduit pas à une formule explicite pour le flux de chaleur. Bergles et Rohsenow ont présenté une solution graphique beaucoup plus pratique qui conduit à l'expression suivante :

$$T_{s-ONB} = T_{sat} + 0.556\left(\frac{q''}{1082*P^{1.156}}\right)^{0.463*P^{0.0234}} \quad \text{(III.25)}$$

L'équation est valide dans la plage de pression 0,1034 ≤ p ≤ 13,79 MPa [87].

Où

$T_{s\text{-}ONB}$: Température de la paroi de la gaine, °C, à laquelle se produit l'ONB;

T_{sat} : Température de saturation;

q " : Flux de chaleur local, W/m^2;

P : Pression locale, bars.

III.3.6 Début de l'instabilité de l'écoulement (OFI)

L'instabilité de l'écoulement (FI) se réfère à des oscillations de l'écoulement d'amplitudes constantes ou variables qui sont analogues aux vibrations dans les systèmes mécaniques. A cet égard, la relation entre le flux de chaleur, l'écoulement et la chute de pression joue un rôle important. Les oscillations de l'écoulement sont indésirables pour plusieurs raisons (vibrations mécaniques des composants et problèmes de contrôle du système affectent les caractéristiques locales de transfert de chaleur, etc.). Des instabilités du flux pour différentes géométries ont été étudiées par plusieurs chercheurs. Le phénomène de l'instabilité de l'écoulement est le résultat de l'interaction entre la chute de pression et l'écoulement du réfrigérant dans les canaux chauffés. Les instabilités de l'écoulement sont indésirables dans les canaux chauffés parce que les oscillations de l'écoulement affectent les caractéristiques de transfert de chaleur locales et peuvent induire un burnout prématuré. Pour un système d'ébullition sous-refroidi à basse pression, des excursions d'écoulement menant au burnout ont été observées. Le flux de chaleur du burnout se produisant dans des conditions d'écoulement instable était bien en dessous du flux de chaleur du burnout pour le même canal dans des conditions d'écoulement stables. Pour des raisons pratiques de conception de combustible à plaques, le flux de chaleur critique qui conduit à l'apparition de l'instabilité d'écoulement peut être plus limitatif que celui du burnout stable.

III.3.6.1 Corrélations pour la prédiction l'OFI

III.3.6.1.1 Corrélation de Ledinegg

Les instabilités d'écoulement les plus courantes rencontrées dans les canaux chauffés à convection forcée sont les types d'excursion d'écoulement et d'oscillation de densité. L'instabilité de l'écoulement a été également étudiée par l'AIEA [84]. Il a été constaté que les oscillations de densité ne sont pas un problème pour les réacteurs de recherche fonctionnant dans des conditions proches de la pression atmosphérique. Mais les excursions d'écoulement ou les instabilités de Ledinegg peuvent se produire à un flux de chaleur suffisamment élevé. Il a été déterminé que les excursions d'écoulement n'étaient pas sensibles à la forme du profil du flux axial.

$$q = R\rho C_p \left(\frac{W}{W_H}\right)\left(\frac{t_w}{L_H}\right) V(T_{sat} - T_{in}) \quad \text{(III.26)}$$

Avec

$$R = \frac{1}{1+\eta\frac{D_h}{L_H}} \quad \text{(III.27)}$$

Où

ρ : Densité, kg/m^3;
C_p : Capacité calorifique, J/kg-K;
W : Largeur de la plaque de combustible, m;
W_H : Largeur chauffée, m;
t_w : Epaisseur du canal, m;
L_H : Longueur chauffée, m;
V : Vitesse, m/s;
T_{sat} : Température de saturation, °C;
T_{in} : Température à l'entrée, °C;
D_h : Diamètre hydraulique chauffé, m;
η : Paramètre de détachement de bulle, c'est un paramètre d'ajustement expérimental.
Les valeurs de η suggérées par différents auteurs vont de 12 à 37.

III.3.6.1.2 Corrélation de Whittle et Forgan [88]

La relation Whittle Forgan est l'un des prédicteurs d'instabilité d'écoulement les plus couramment utilisés. Il est basé sur des expériences avec un débit d'eau sous-refroidi et un flux de chaleur uniforme, à basse pression, dans quatre canaux rectangulaires étroits (écart entre 1,4 et 3,23 mm) et dans un tube circulaire (diamètre de 6,4 mm) [88].

$$q = \frac{R_{WF}\rho C_p V D_h}{4*L_H}(T_{sat} - T_{in}) \quad \text{(III.28)}$$

$$R_{WF} = \frac{1}{1+\eta\frac{D_h}{L_H}} \quad \text{(III.29)}$$

η : Paramètre de détachement de bulle, Une valeur de η = 25 a été déterminée comme étant la meilleure pour les données de Whittle et Forgan.

III.3.6.1.3 Corrélation de Winkler.

Winkler a examiné les données de Forgan et Whittle et les expériences de burnout sur une maquette MTR de Fried, Hofmann et Peterson. L'équation (III.30) est l'expression de Winkler du flux thermique moyen au début de l'instabilité de l'écoulement.

$$q_{c-avg}(W/cm^2) = -29.35 + (128.15 - 1.104T_{in})V^{0.8} \quad \text{(III.30)}$$

Où

V : Vitesse, m/s; et T_{sat} : Température de saturation, °C;

III.3.7 Flux thermique critique CHF

Lorsque le flux de chaleur critique est atteint, une crise d'ébullition se produit accompagnée d'une augmentation soudaine de la température de surface ou d'une détérioration du taux de transfert de chaleur. Le flux thermique critique impose une limite dans la conception et le fonctionnement des équipements de transfert de chaleur bouillante dans les industries électriques telles que la fission nucléaire, la fusion et les centrales électriques thermiques [89]. Pour cette raison, la détermination du flux de chaleur critique à laquelle se produit le l'échauffement critique (DNB) est importante. Pour un fonctionnement sûr et optimal, le flux thermique réel ne doit pas dépasser la valeur critique.

III.3.7.1 Corrélations de CHF

III.3.7.1.1 Corrélation de Sudo et Kaminaga

La corrélation de Sudo et Kaminaga est améliorée pour un réacteur de recherche utilisant un combustible à plaques. La figure. III.2 montre le schéma de corrélation de CHF pour les canaux rectangulaires verticaux proposés par Sudo et Kaminaga [90] qui ont été utilisés pour la conception thermohydraulique et l'analyse de sûreté des réacteurs de recherche utilisant un combustible à plaques tel que JRR-2, JRR-3 **[**91**]** JRR-4 et JMTR qui sont tous exploités et gérés par L'institut de recherche de l'énergie atomique japonaise JAERI (Japan Atomic *Energy* Research Institute). Ce Schéma de corrélation peut être applicable pour une marge de pression variant de 0.1 jusqu'à 4 MPa et vitesse massique variant de -25 800 à jusqu'à +62500 kg/m^{2}s , sous-refroidissement d'entrée de 1 à 213 K, rapport de la longueur chauffée au diamètre hydraulique équivalent L/De de 8 à 240 [90, 92]

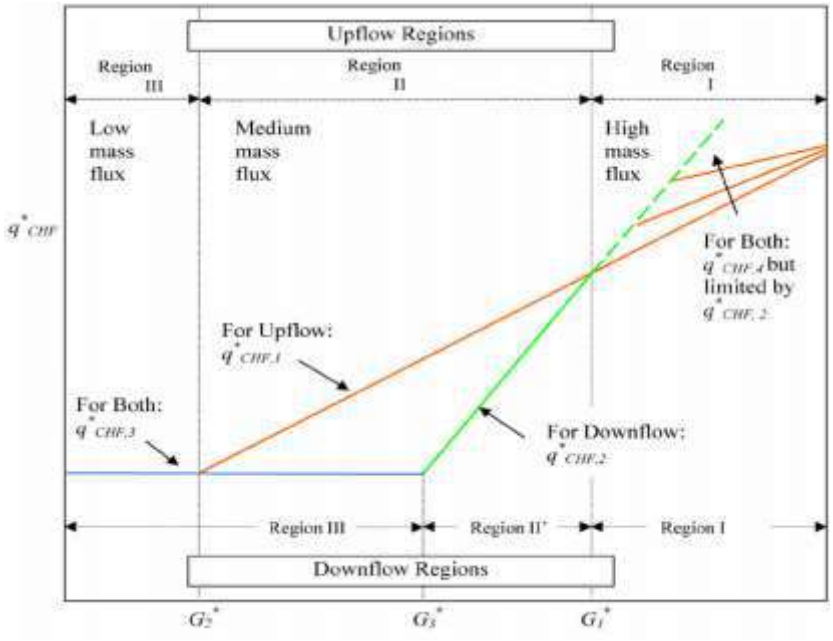


Fig. III.2: Corrélation CHF pour les écoulements dans les canaux rectangulaires verticaux [90].

Les corrélations de flux de chaleur critique incluses dans le schéma de corrélation CHF sont représentées comme suit. L'équation (III.31) a été proposée par Sudo et Kaminaga [84] et les équations (III.33) et (III.33) sont initialement proposées par Mishima :

$$q^*_{CHF,1} = 0.005|G^*|^{0.611}(1 + \frac{5.000}{|G^*|}\Delta T^*_{SUB,0} \quad \text{(III.31)}$$

Où :

q^*_{CHF} ; Flux de chaleur critique adimensionnelle, Avec :

$$q^*_{CHF} = \frac{q_{CHF}}{h_{fg}\sqrt{\lambda(\rho_l - \rho_g)\rho_g g}} \quad \text{(III.32)}$$

Où :

ρ_l : Densité de liquide [kg/m^3], ρ_g : Densité de gas [kg/m^3], à P=1.8 bar $\rho_g = 1.023$ [kg/m3]

g : Accélération de la gravité [m/s^2]

h_{fg} : Chaleur latente d'évaporation [kJ/kg], $h_{fg} = 2210.84$ [kJ/kg].

λ : Longueur d'onde critique, Avec :

$$\lambda = \sqrt{\sigma/(\rho_l - \rho_g)g} \quad \text{(III.33)}$$

Où :

σ : Tension superficielle [N/m]

$\sigma = 70 \times 10^{-3}$[N/m]

G^* : Vitesse massique adimensionnel

Avec :

$$G^* = G/\sqrt{\lambda(\rho_l - \rho_g)\rho_g g} \quad \text{(III.34)}$$

Où :

G : Vitesse massique [kg/m^{2}S]

$\Delta T^*_{SUB,0}$: Sous-refroidissement adimensionnelle, tel que :

$$\Delta T^*_{SUB} = C_p \Delta T_{SUB}/h_{fg} \quad \text{(III.35)}$$

$$q^*_{CHF,2} = \frac{A}{A_H}\Delta T^*_{SUB,in}|G^*| \quad \text{(III.36)}$$

$$q^*_{CHF,3} = 0.7\frac{A}{A_H}\frac{\sqrt{\frac{W}{L}}}{\left\{1+(\frac{\rho_g}{\rho_l})^{1/4}\right\}^2} \quad \text{(III.37)}$$

Comme le montre la figure. III.2, Sudo et Kaminaga ont catégorisé les caractéristiques CHF pour les canaux rectangulaires en trois régions en fonction de la vitesse massique d'eau. Dans la première région, le CHF est déterminé par pour les deux flux ascendant et descendant. Dans cette région, le flux massique d'eau est comparativement faible, cette région est définie comme Région I et le CHF cette région est prédite par équation. (III.31). Pour la région 2 le CHF est prédite par l'équation (III.32), Avec $\Delta T^*_{SUB} = 0$. Le tableau. III.2 ci-dessous résume le calcul du flux de chaleur critique par la corrélation de kaminaga et al.

Tableau. III.2 : Paramètres de calcul du CHF par la corrélation de Kaminaga et al [93]

Grandeur	Equation
Longueur d'onde critique, **λ**	$\sqrt{\sigma/(\rho_l - \rho_g)g}$
Vitesse massique adimensionnel, **G***	$G/\sqrt{\lambda(\rho_l - \rho_g)\rho_g g}$
Flux de chaleur critique adimensionnel, **CHF***	$005\lvert G^*\rvert^{0.611}(1 + \frac{5.000}{\lvert G^*\rvert}\Delta T^*_{SUB,0}$
Flux de chaleur critique, **CHF**	$q^*_{CHF} \times h_{fg}\sqrt{\lambda(\rho_l - \rho_g)\rho_g g}$

III.3.7.1.2 Corrélation de Labuntsov

Labuntsov a développé une corrélation pour prédire le flux de chaleur critique. La corrélation de Labuntsov est mieux adaptée aux réacteurs de recherche de type plaque à basse pression. Cette corrélation détermine le coefficient de transfert thermique h en fonction des paramètres thermo-physiques, de la température de saturation T_{sat} et du flux de chaleur. La corrélation de Labuntsov donne des résultats avec une erreur de de l'ordre de 100 % et un coefficient de corrélation de 0,60 [94].

La corrélation de Labunstov est basée sur des données expérimentales provenant de plusieurs sources. Ces données couvrent un large éventail de vitesses et de pressions, mais toutes ont un sous-refroidissement positif à la sortie du canal. Labunstov a observé que le flux de chaleur du burnout varie avec la pression, le débit de refroidissement et l'ampleur du sous-refroidissement à la sortie et que ces flux sont pratiquement indépendants de la longueur, du diamètre et de la configuration du canal de refroidissement. L'effet des dimensions du canal devient prononcé uniquement pour les diamètres inférieurs à 2 mm. Selon Labunstov, le flux de chaleur critique est donné par l'équation (III38) :

$$q_c(W/cm^2) = 145.4\, G(P)\left(1 + \frac{2.5\, V^2}{G(P)}\right)^{1/4}\left(1 + \frac{15.1 C_p\, \Delta T_{Sub}}{h_{fg} P^{1/2}}\right) \quad (38)$$

avec :

$$G(P) = 0.99531 P^{1/3}\left(1 - \frac{P}{P_c}\right)^{4/3} \quad (39)$$

et

$$\Delta T_{Sub} = T_{sat} - T_{in} - \Delta T_c \quad (40)$$

ou :

$$\Delta T_{Sub} = \max[0, T_f^{sat} - T_f] \quad (41)$$

où :

V : Vitesse du réfrigérant, m/s;

ΔT_{sub} : Sous-refroidissement de l'eau de sortie, °C;

ΔT_c : Augmentation de la température du réfrigérant dans le canal, °C;

P : Pression, bar;

P_c : Pression, bar ;

h_{fg} : Chaleur d'évaporation latente, KJ/Kg ;

III.3.7.1.3 Corrélation de Mirshak et al

Mirshak et al ont développé des corrélations pour prédire le flux de chaleur critique pour les canaux rectangulaires étroits. Cette corrélation est avérée être mieux adaptée aux réacteurs de recherche de type plaque à basse pression.

La corrélation de Mirshak pour le flux de chaleur critique est donnée par l'équation (III.42)

$$q_c(W/m^2) = 1.51e^6(1 + 0.1198\,V)(1 + 0.00914\,\Delta T_{Sub})(1 + 0.19\,P) \quad \text{(III.42)}$$

Où ΔT_{sub} : Sous-refroidissement de l'eau de sortie, °C;

V : Vitesse du réfrigérant, m/s;

III.3.7.1.4 Corrélation de Tong-75

Schlosser et al. A modifié la corrélation bien connue du flux de chaleur critique CHF de Tong-75 afin d'ajuster le flux de chaleur critique CHF sous les données de chauffage d'un côté pour différentes géométries de canaux de refroidissement [95]

$$CHF_W = 0.23\,f\,G\,H_{fg}\left[1 + 0.00216\,(\frac{P}{P_c})^{1.8}R_e^{0.5}Ja\right]C_f \quad \text{(III.43)}$$

Avec

$$R_e = \frac{GD_h}{\mu_f} \quad \text{(III.44)}$$

$$Ja = \frac{\rho_f}{\rho_g}\frac{C_p(T_{sat}-T)}{H_{fg}} \quad \text{(III.45)}$$

$$f = 8R_e^{-0.6}(\frac{D_h}{D_0})^{0.32} \quad \text{(III.46)}$$

Et où:

CHF_W : CHF à la paroi du canal [W/m^2],

f : Facteur de frottement.

G : Vitesse massique du liquide de refroidissement [kg/m^{2}s],

T : Température du liquide de refroidissement à une position locale [° C],

P : pression locale du liquide de refroidissement [MPa],

P_c : Pression critique de l'eau égale à 22,1 MPa,

T_{SAT} : Température de saturation correspondant à la pression P [° C],

H_{fg} : Chaleur latente de vaporisation à T_{SAT} [J / kg],

R_e : Nombre de Reynolds.

D_h : Diamètre hydraulique [m],

μ_f : Densité de l'eau à T [kg / m^3],

μ_g : Densité de vapeur à T_{SAT} [kg / m3],

Ja : Nombre de Jakob.

c_p : Chaleur spécifique à T [J /kg K],

D_0 : Diamètre de référence égal à 12,7x10^{-3} m

C_f : Facteur utilisé pour rendre compte de la configuration.

III.3.8 Convection naturelle

La convection naturelle, également connue sous le nom de convection libre, est un mécanisme, ou le type de transport de masse et de chaleur, dans lequel le mouvement du fluide est généré uniquement par les différences de densité dans le fluide dues aux gradients

de température, et non par une source externe (comme une pompe, ventilateur, dispositif d'aspiration, etc.).

La convection naturelle ne peut se produire que dans un champ gravitationnel ou en présence d'une autre accélération appropriée, telle que: accélération, force centrifuge, force de Coriolis

Puisque la vitesse du fluide associée à la convection naturelle est relativement faible, le coefficient de transfert de chaleur rencontré dans la convection naturelle est également faible.

Dans ce travail le refroidissement des plaques de cible LEU après l'irradiation effectuer par la convection naturelle à deux endroits différents, le premier endroit étant à l'intérieur du cœur du réacteur par l'eau, tandis que l'autre était dans le panier de stockage par un flux d'air.

III.3.8.1 Corrélations pour le calcul de h en convection naturelle

La plupart des corrélations de transfert de chaleur en convection naturelle sont basées sur des mesures expérimentales et les ingénieurs utilisent souvent des nombres caractéristiques appropriés pour décrire le transfert thermique par convection naturelle.

Le nombre caractéristique qui décrit le coefficient h est le nombre de Nusselt. Le nombre de Nusselt représente l'amélioration du transfert de chaleur à travers une couche de fluide en raison de la convection relative à la conduction à travers la même couche de fluide. Mais en cas de convection naturelle, les corrélations de transfert de chaleur (pour le nombre de Nusselt) sont généralement exprimées en termes de nombre de Rayleigh.

Le nombre de Rayleigh est utilisé pour exprimer le transfert de chaleur en convection naturelle. Les corrélations utilisées dans ce travail sont, la corrélation de Sudo et al pour la convection naturelle dans l'eau, la corrélation de Churchill et Usagi pour la convection par un flux d'air [6].

III.3.8.1.1 Corrélation de Sudo et al [6]

La corrélation suivante est proposée pour le flux ascendant pour une convection libre :

$$Nu = 2.0Gr^{0.4} \quad \text{Pour} \quad Gr \leq 6 \tag{III.47}$$

$$Nu = 6 \quad \text{Pour} \quad Gr \geq 6 \tag{III.48}$$

Avec :

$$Gr = RePrD_h/z \tag{III.49}$$

Où :

Gr : Nombre de Graetz

z : Emplacement axial, [m]

III.3.8.1.2 Corrélation de Churchill et Usagi [6]

Churchill et Usagi ont proposés la corrélation suivante :

$$Nu = \left\{0.825 + \frac{0.387Ra_L^{\frac{1}{6}}}{[1+(\frac{0.492}{Pr})^{\frac{9}{16}}]^{\frac{8}{27}}}\right\}^2 \tag{III.50}$$

Avec :

$$Ra_L = \frac{g\beta(T_S - T_\infty)L^3}{\nu\alpha} \tag{III.51}$$

Où :

ν : Viscosité cinématique, [m^2/s]

α : Diffusivité thermique, [m^2/s]

Ra_L : Nombre de Rayleigh

β :Coefficient de dilatation thermique volumétrique, [K^{-1}]

III.4 Modélisation mathématique

III.4.1 Equations principales

L'écoulement du réfrigérant à l'intérieur des canaux de refroidissement de la cible de Molybdène de fission est régi par les trois équations de conservation à savoir la conservation de la masse, la conservation de la quantité de mouvement et la conservation de l'énergie et sont explicités par les équations suivantes :

L'équation de conservation de la masse sous forme vectorielle (équation de continuité) :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla(\rho \vec{v}) = S_m \tag{III.52}$$

L'équation de conservation de la masse sous forme cartésienne :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x}(\rho v_x) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v_Y) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho v_z) = S_m \tag{III.53}$$

L'équation de conservation de la quantité de mouvement sous forme vectorielle :

$$\rho \frac{D\vec{\mathrm{v}}}{Dt} = -\vec{\nabla}\rho + \mu\vec{\nabla}^2\vec{\mathrm{v}} + \rho g \ + \vec{F} \tag{III.54}$$

L'équation de conservation de la quantité de mouvement sous forme cartésienne :

$$\begin{aligned}
&\rho\left(\frac{\partial v_x}{\partial t} + v_x\frac{\partial v_x}{\partial x} + v_y\frac{\partial v_x}{\partial y} + v_z\frac{\partial v_x}{\partial z}\right) \\
&\qquad = -\frac{\partial p}{\partial x} + \mu\left(\frac{\partial^2 v_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v_x}{\partial z^2}\right) + \rho g_x + F_x \\
&\rho\left(\frac{\partial v_y}{\partial t} + v_x\frac{\partial v_y}{\partial x} + v_y\frac{\partial v_y}{\partial y} + v_z\frac{\partial v_y}{\partial z}\right) \\
&\qquad = -\frac{\partial p}{\partial y} + \mu\left(\frac{\partial^2 v_y}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v_y}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v_y}{\partial z^2}\right) + \rho g_y + F_y \\
&\rho\left(\frac{\partial v_z}{\partial t} + v_x\frac{\partial v_z}{\partial x} + v_y\frac{\partial v_z}{\partial y} + v_z\frac{\partial v_z}{\partial z}\right) \\
&\qquad = -\frac{\partial p}{\partial z} + \mu\left(\frac{\partial^2 v_z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v_z}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v_z}{\partial z^2}\right) + \rho g_z + F_z
\end{aligned} \tag{III.55}$$

Où p est la pression statique, $\bar{\bar{\tau}}$ est le tenseur de contrainte, $\rho\vec{g}$ et $\vec{F}$ sont la force gravitationnelle et les forces externes respectivement. L'équation de conservation de l'énergie sous forme vectorielle :

$$\nabla\left(\vec{v}(\rho E + p)\right) = \nabla\left(k_{eff}\nabla T - \sum_j h_j\vec{J}_j + \left(\bar{\bar{\tau}}_{eff}\vec{v}\right)\right) + S_h \tag{III.56}$$

où k_{eff} est la conductivité effective. Les deux premiers termes de la partie droite de l'équation 6 représente le transfert de l'énergie due, respectivement à la conduction et la dissipation visqueuse. S_h est la source de chaleur volumétrique.

III.5 Modélisation de la turbulence

Depuis la définition, très simple, d'Osborne Reynolds qui décrit le mouvement turbulent comme un "écoulement sinueux", plusieurs descriptions de la turbulence permettent de retracer l'évolution de la compréhension des phénomènes qui a conduit à la connaissance et à la maîtrise que l'on a aujourd'hui des écoulements turbulents [96]. Taylor et Von Karman en 1937 définissent la turbulence comme "un mouvement irrégulier qui fait son apparence dans les fluides gazeux ou liquides lorsqu'ils s'écoulent sur des surfaces solides ou même lorsqu'ils avoisinent des courants du même fluide s'écoulant le long ou par-dessus l'un l'autre". Cette définition précise que la turbulence peut être générée par les forces de frottement due à l'interaction du fluide avec des parois solides "turbulence de paroi" ou au mélange de couches de fluides "turbulence libre" [96].

III.5.1 Modèle de la turbulence

Pour la turbulence, le modèle k-ε, modèle de turbulence le plus simple, est considéré dans cette étude pour avoir une idée grossière sur le transfert thermique entre les différents composants du domaine de simulation à savoir le combustible, la gaine et les canaux de refroidissement, ainsi que les lignes de courant du fluide caloporteur. Le problème est traité comme étant un écoulement turbulent monophasique à l'état stationnaire, le changement de phase du fluide caloporteur près de la paroi de la cible n'est pas pris en considération.

Le modèle standard k-ε d'ANSYS Fluent est un modèle de turbulence à deux équations qui permet de déterminer à la fois la longueur turbulente et l'échelle temporelle en résolvant deux équations de transport séparées. L'énergie cinétique de turbulence, k, et son taux de dissipation, ε, sont obtenus à partir des équations de transport suivantes :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k}\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right] + G_k + G_b - \rho\varepsilon - Y_M + S_k \qquad \text{(III.57)}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon}\right)\frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j}\right] + C_{1\varepsilon}\frac{\varepsilon}{k}(G_k + C_{3\varepsilon}G_b) - C_{2\varepsilon}\rho\frac{\varepsilon^2}{k} + S_\varepsilon \qquad \text{(III.58)}$$

Où G_k représente la génération de l'énergie cinétique turbulente due au gradient de la vitesse moyenne. G_b est la génération de l'énergie cinétique turbulente due à la flottabilité. Y_M représente la contribution de la dilatation fluctuante dans la turbulence compressible au taux global de dissipation. $C_{1\varepsilon}$, $C_{2\varepsilon}$, $C_{3\varepsilon}$et C_μ sont des constantes. σ_k et σ_ε sont les nombres de Prandtl turbulents pour k et ε, respectivement. S_k et S_ε sont des termes source définis par l'utilisateur. La viscosité turbulente μ_t est calculée en combinant k et ε comme suit :

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \qquad \text{(III.59)}$$

Le Tableau III.3 ci-dessous représente les constantes du modèle k-ε

Tableau III.3: Constantes du modèle k-ε

$C_{1\varepsilon}$	$C_{2\varepsilon}$	C_μ	σ_k	σ_ε
1.44	1.92	0.09	1.0	1.3

III.6 Notions de base thermomécanique

Chaque fois qu'un échantillon de matériau doit être étudié, l'un des tests les plus simples à effectuer est de le chauffer. L'observation du comportement de l'échantillon et la mesure quantitative des changements de température peuvent fournir de nombreuses informations utiles. L'étude de la relation entre la propriété d'un échantillon et sa température lorsque l'échantillon est chauffé ou refroidi de manière contrôlée est communément appelée analyse thermique (TA). La thermomécanique relie les phénomènes décrits par la science des matériaux, la mécanique ainsi que la thermodynamique (Figure III.3). L'objectif principal poursuivi dans ce travail est le calcul des contraintes thermiques et la distribution des déformations pour évaluer la tenue de la cible plaque d'uranium à faible enrichissement irradiée aux différentes conditions de fonctionnement pour la production du Molybdène-99. La résolution d'un problème de thermomécanique est de déterminer la distribution des contraintes, de déformation, de température et de paramètres des matériaux.

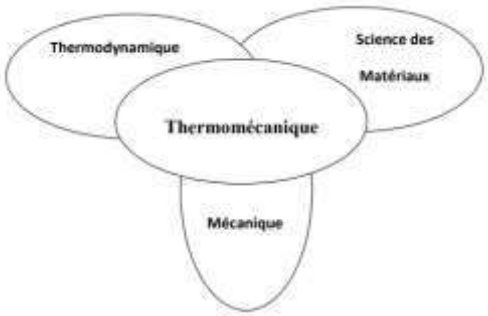


Fig. III.3 : Couplage thermomécanique

III.6.1 Tenseur des contraintes

La contrainte, noté σ (force par unité de surface) à un point dans un fluide a besoin de 9 composants pour être complètement spécifiés, car chaque composant de la contrainte doit être défini non seulement par la direction dans laquelle il agit, mais aussi par l'orientation de la surface sur laquelle il agit. On note que :

- Le premier indice i spécifie la direction dans laquelle la composante de contrainte agit.
- Le deuxième indice *j* identifie l'orientation de la surface sur laquelle il agit. Par conséquent.
- La $i^{ème}$ composante de la force agissant sur une surface dont les points normaux extérieurs dans la $j^{ième}$ direction est σ_{ij}.

Dans un repère orthonormée il est représenté par la matrice des contraintes s'écrit :

$$\sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{23} & \sigma_{33} \end{bmatrix} \quad \text{(III.60)}$$

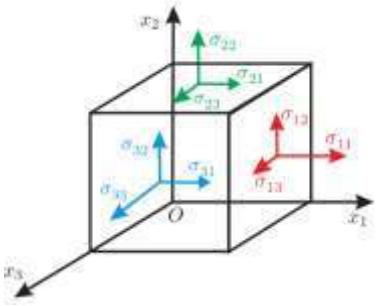


Fig. III.4: Volume élémentaire représentant contraintes autour du point.

Par définition le tenseur des contraintes σ_{ij} est toujours symétrique, donc :

$$\sigma_{ij} = \sigma_{ji} \tag{III.61}$$

III.6.2 Contrainte normale et tangentielle

Le vecteur contraint est la somme de deux autres vecteurs contraints : et contrainte tangentiel $\vec{T}$ et contrainte normale $\vec{\tau}$.

$$\vec{F} = \vec{T} + \vec{\tau} \tag{III.62}$$

III.6.2.1 Contrainte normale

La contrainte normale en un point M d'une surface, est la projection de la contrainte en ce point M (parallèle à x) sur un axe perpendiculaire à la surface dS (perpendiculaire à y) passent par ce point M. Sur le plan normal, la contrainte normale donnée par :

$$\sigma = \vec{T}(M, \vec{n}) \tag{III.63}$$

$$\sigma = [n_1, n_2, n_3] \begin{bmatrix} \sigma_{11} n_1 & \sigma_{12} n_2 & \sigma_{13} n_3 \\ \sigma_{21} n_1 & \sigma_{22} n_2 & \sigma_{23} n_3 \\ \sigma_{31} n_1 & \sigma_{23} n_2 & \sigma_{33} n_3 \end{bmatrix} \tag{III.64}$$

III.6.2.2 Contrainte tangentielle

La tangentielle en un point **M** d'une surface est la projection en ce point M sur la surface (perpendiculaire à **x** et parallèle à **y**) passant par ce point.

Sur le plan tangent, la contrainte tangentielle $\boldsymbol{\tau}$ est:

$$\tau^2 = \left|\vec{T}(M, \vec{n})\right|^2 - \sigma^2 \tag{III.65}$$

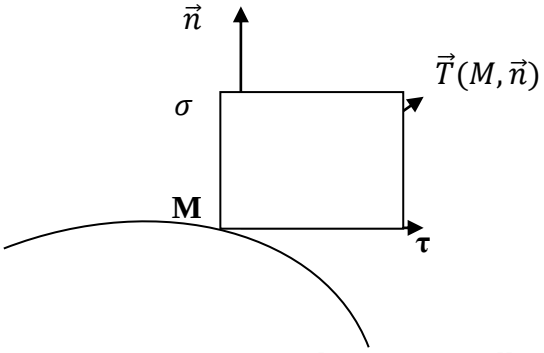


Fig. III.5: Contrainte normale et tangentielle en un point M

III.6.3 Tenseur de déformation

La déformation est définie comme le changement relatif de la position des points dans un corps qui a subi une déformation. L'exemple classique en deux dimensions est celui du carré qui a été déformé en parallélépipède.

Dans l'approximation du continuum élastique, la position de chaque point d'un solide est décrite par le vecteur **r** qui dans un système de coordonnées cartésiennes a les composantes x_1, x_2, x_3. Sous contrainte, tous les points d'un solide sont généralement décalés. Si la position d'un point donné avant la déformation était **r** alors après la déformation, est **r'** avec les composants $x_i^{'}$, i =1, 2, 3. Le déplacement du point est caractérisé par le vecteur de déplacement défini comme :

$$\mathbf{u=r'-r} \tag{III.66}$$

Les coordonnées $x_i^{'}$ d'un point décalé sont des fonctions des coordonnées x_i du même point avant déformation. Cela signifie que le vecteur de déplacement u est également fonction de $x_i^{'}$. Cette fonction détermine complètement l'état tendu d'un solide.
Lorsqu'un solide est tendu, les distances entre les points changent. Si avant la déformation, la distance entre deux points infiniment proches était dx_i, alors après déformation, elle est égale à $dx_{,}^{\prime} = dx_i + du_i$. La distance entre ces deux points avant déformation est :

$$dl = \sqrt{dx_1^2 + dx_2^2 + dx_3^2} \tag{III.67}$$

Et après l'effort:

$$dl' = \sqrt{dx'^2_1 + dx'^2_2 + dx'^2_3} \tag{III.68}$$

En substituant les expressions de dx_i' à du_i, on obtient l'expression suivante pour dl'^2:

$$dl'^2 = dl^2 + 2\frac{\partial u_i}{\partial x_k}dx_i dx_k + \frac{\partial u_i}{\partial x_k}\frac{\partial u_i}{\partial x_l}dx_k dx_l \tag{III.69}$$

Étant donné que les indices de la double somme peuvent être échangés, la dernière expression peut être réorganisée et réécrite comme:

$$dl'^2 = dl^2 + 2\epsilon_{ik}dx_i dx_k \tag{III.70}$$

Où un tenseur de second rang a été introduit :

$$\varepsilon_{ik} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_k} + \frac{\partial u_k}{\partial x_i} + \frac{\partial u_l}{\partial x_i}\frac{\partial u_l}{\partial x_k}\right) \tag{III.71}$$

Le tenseur de deuxième rang ε_{ik} est appelé tenseur de déformation. Comme le montre la définition (3.14), il représente un tenseur symétrique:

$$\varepsilon_{ik} = \varepsilon_{ki}, \forall\, i,k = 1,2,3,$$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u_i}{\partial X_j} + \frac{\partial u_j}{\partial X_i}\right) \tag{III.72}$$

$$\varepsilon_{11} = \frac{1}{2}\frac{\partial u_1}{\partial x_1} \tag{III.73}$$

$$\varepsilon_{12} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u_1}{\partial X_2} + \frac{\partial u_2}{\partial X_1}\right) \tag{III.74}$$

$$\varepsilon_{13} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u_1}{\partial X_3} + \frac{\partial u_3}{\partial X_1}\right) \tag{III.75}$$

$$\varepsilon_{13} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u_1}{\partial X_3} + \frac{\partial u_3}{\partial X_1}\right) \tag{III.76}$$

$$\varepsilon_{22} = \frac{1}{2}\frac{\partial u_2}{\partial x_2} \quad \text{(III.77)}$$

$$\varepsilon_{33} = \frac{1}{2}\frac{\partial u_3}{\partial x_3} \quad \text{(III.78)}$$

$$\varepsilon_{23} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u_2}{\partial X_3} + \frac{\partial u_3}{\partial X_2}\right) \quad \text{(III.79)}$$

Le tenseur des déformations ε peut être s'écrit sous la forme matricielle comme :

$$\varepsilon_{ij} = \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} & \varepsilon_{12} & \varepsilon_{13} \\ \varepsilon_{21} & \varepsilon_{22} & \varepsilon_{23} \\ \varepsilon_{31} & \varepsilon_{23} & \varepsilon_{33} \end{bmatrix} \quad \text{(III.80)}$$

III.6.4 Élasticité

Contrairement à la contrainte et à la déformation, l'élasticité est une propriété intrinsèque d'un matériau. Les propriétés élastiques d'un matériau sont régies par l'arrangement et la force des liaisons entre les atomes qui composent le matériau. L'élasticité est la propriété de la "déformation réversible". Si la déformation d'un corps sous contrainte ne dépasse pas une certaine limite, appelée limite élastique, le corps reprendra sa forme initiale lorsque la contrainte sera supprimée. Les déformations élastiques ε dans la plupart des matériaux usuels restent petites, le plus souvent inférieures à 1%. Si la quantité de contrainte (σ) est infiniment petite, alors la quantité de déformation ε, qui est également infinitésimale, est linéairement proportionnelle à la déformation et peut s'écrire:

$\varepsilon = s\sigma$ Or $\varepsilon = C\sigma$ (III.81)

Where s is the elastic compliance and c is the elastic stiffness. In order to relate two second rank tensors, a fourth rank tensor is necessary.

$\varepsilon_{ij} = s_{ijkl}\sigma_{kl}$ (III.82)

Ou

$\sigma_{ij} = C_{ijkl}\varepsilon_{kl}$ (III.83)

Pour calculer ε_{ij} pour le cas tridimensionnel :

$$\varepsilon_{ij} = s_{1111}\sigma_{11} + s_{1112}\sigma_{12} + s_{1113}\sigma_{13} + s_{1122}\sigma_{22} + s_{1123}\sigma_{23} + s_{1131}\sigma_{31} + s_{1132}\sigma_{32} + s_{1133}\sigma_{33} \quad \text{(III.84)}$$

Notez que même si tous $\sigma_{ij} = 0$ sauf σ_{11} la plupart $\sigma_{ij} \neq 0$.

Pour le cas tridimensionnel, il y a 81 termes dans un tenseur de quatrième rang. Cependant, la contrainte et la déformation sont des tenseurs symétriques; $\sigma_{ij} = \sigma_{ji}$ et $\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ji}$ on n'a que 6 termes indépendants. Il n'y a que 6 équations nécessaires pour calculer ε_{ij} à partir de σ_{ij} et dans chaque équation, il n'y aura que 6 termes indépendants. Par conséquent, il ne peut y avoir plus de 36 valeurs indépendantes dans s_{ijkl}.

III.6.5 Plasticité

Lorsque la contrainte σ dans un solide est augmentée au-delà d'une certaine valeur, dite *limite* élastique $\sigma \leq \sigma_{LE}$ la déformation ε se poursuit selon un processus physique différent correspondant au domaine de la plasticité. Macroscopiquement, le domaine plastique n'est pas réversible, car l'annulation de la contrainte σ ne provoque qu'un retrait partiel du solide, équivalent uniquement à la partie élastique de la déformation ε. En outre la partie de

déformation plastique reste en l'état. La caractéristique de base qui limite la description de la déformation plastique est la limite élastique σ_{LE}

La limite d'élasticité est la contrainte maximale dans un matériau solide qui peut survenir avant le début d'une déformation permanente. Lorsque les contraintes jusqu'à la limite élastique sont supprimées, le matériau reprend sa taille et sa forme d'origine. Les contraintes au-delà de la limite élastique provoquent la déformation ou l'écoulement d'un matériau. Pour ces matériaux, la limite élastique marque la fin du comportement élastique et le début du comportement plastique.

III.6.6 Dilatation thermique

Lorsqu'un solide est soumis à une élévation de température ΔT, son augmentation de longueur ΔL est très proche de sa longueur initiale L_0 : $\frac{\Delta L}{L_0} = \alpha \Delta T$ (III.85)

Où α est le coefficient de dilatation thermique.

La valeur de coefficient de dilatation thermique α a une valeur positive toujours et dépendante de la température T.

Donc la loi d'allongement d'écrit dans l'équation ci-dessus est une approximation et la linéarité n'est plus valable lorsque l'on considère de grande différence de température ΔT.

L'un des plus grands sujets de préoccupation de l'irradiation de la cible est la dilatation thermique. Pendant l'irradiation, une grande quantité de chaleur est produite provoquant l'expansion de l'aluminium. Un chauffage non uniforme dans la cible créera un profil de température tridimensionnel. Une telle distribution de la température pourrait provoquer des oreillages dans la cible, ce qui va ouvrir un espace entre le combustible et la gaine, qui entraîne une surchauffe de la pastille ou du combustible et par la suite provoque une défaillance ou une rupture de la cible. Un exemple de cette expansion thermique est montré dans la figure III.6.

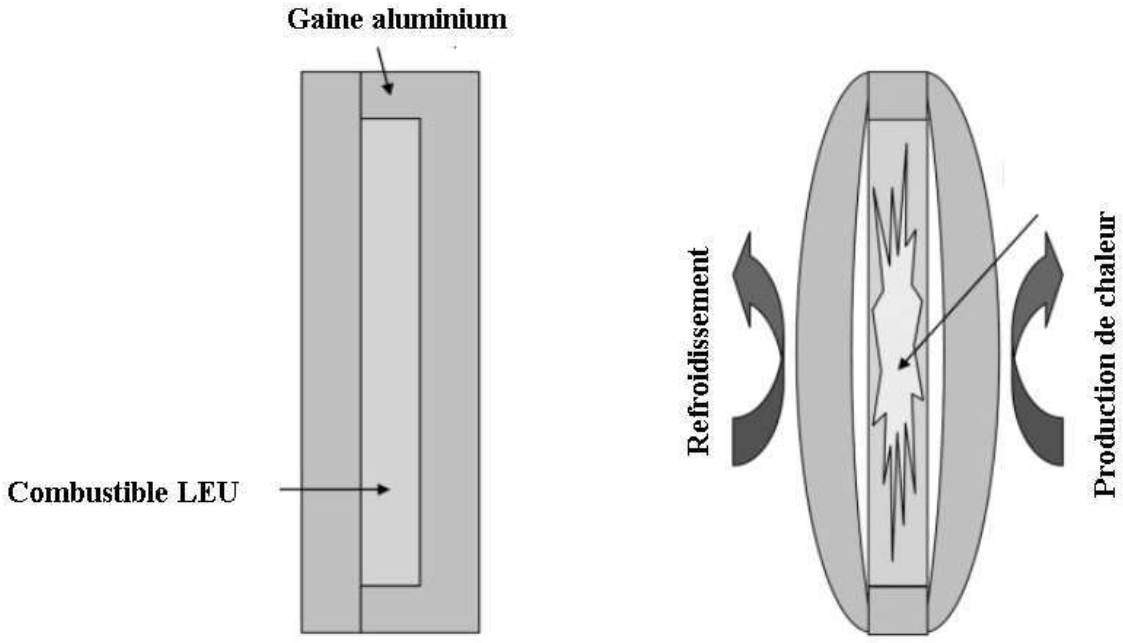


Fig. III.6 : Dilatation thermique de la cible type plaque [96]

III.6.7 Critères de plasticité

Un critère de plasticité, est un critère qui permet de savoir, sous une sollicitation donnée, si un matériau se déforme plastiquement ou si elle reste dans le domaine élastique. La plupart des critères utilisés jusqu'à ce jour dérivent des deux critères de plasticité de Mises et de Tresca [97]. La contrainte σ de comparaison n'est pas une contrainte réelle existant à un instant donné à l'intérieur d'un matériau, mais est utilisée dans le domaine mécanique pour prédire la rupture. Néanmoins, la plupart des ingénieurs l'utilisent pour déterminer si un champ de contrainte donné dans un solide est acceptable ou non. On parle aussi de contrainte équivalente σ_{eq}ou de contrainte effective. Elle découle des critères de plasticité. Cette contrainte σ est comparée à la limite d'élasticité σ_{LE} ou encore la contrainte de rupture obtenue par essai de traction.

III.6.7.1 Critères de Von mises

L'idée de contrainte de Von mises σ a été proposée pour la première fois par l'ingénieur polonais Maksymilian Huber en 1904. Cependant, en 1919, il reçut une réelle attention lorsque Von Mises le proposa à nouveau. Alors que les deux n'ont proposé qu'une équation mathématique, c'est l'ingénieur allemand Heinrich Hencky qui a développé l'idée de la contrainte de Von Mises σ comme une interprétation physique raisonnable.

Considérons un simple essai de traction uni-axiale sur un échantillon isotrope et ductile.

Comme le montre la figure III.7, le matériau commence à se déformer élastiquement jusqu'à la limite élastique, suivi par une certaine élasticité, un rétrécissement et finalement une rupture à la contrainte ultime.

Cette contrainte auquel le comportement du matériau passe du comportement élastique au comportement plastique est appelé la limite élastique. Si la contrainte est supérieure à la limite d'élasticité on peut dit que le matériau ne plus résister.

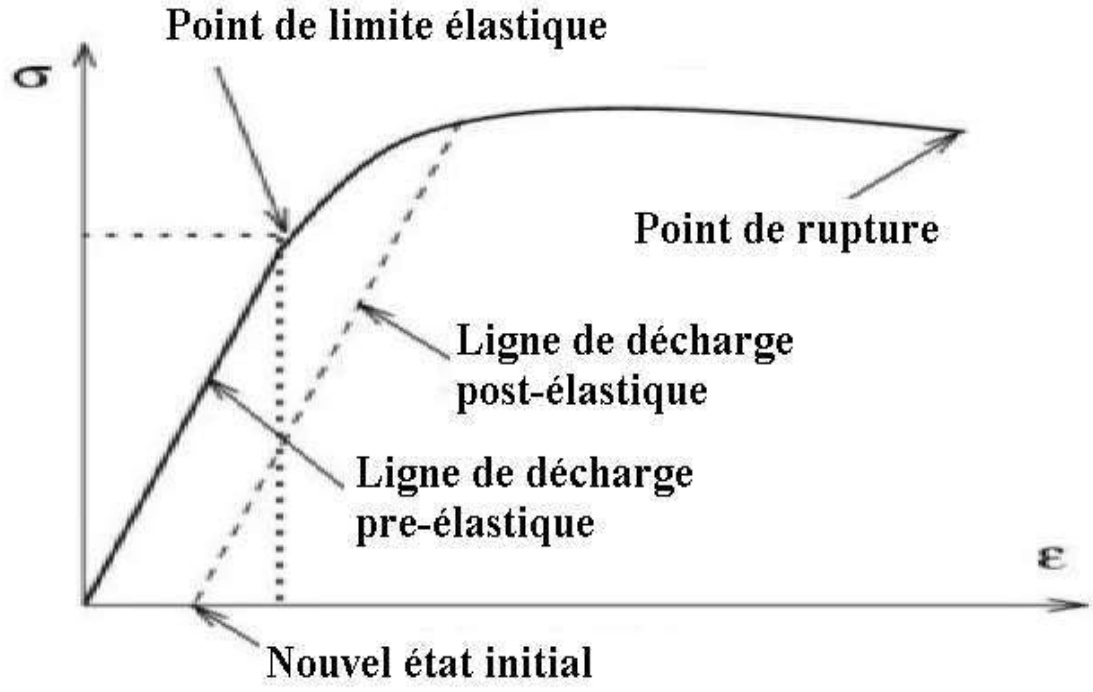


Fig. III.7: Limite élastique [98]

Ce critère prend compte des composantes de contraintes en traction, compression et cisaillement pour donner un niveau de contrainte isotrope (le même dans toutes les directions). Le critère de Von Mises n'indique pas le type de sollicitations : traction, compression, cisaillement, On peut aussi expliciter ce critère en contrainte principale [99].

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 - 6k^2 \leq 0 \quad \text{(III.86)}$$

III.6.7.2 Critère de Tresca

C'est un critère qui limite l'intensité de la contrainte tangentielle : $|\tau| < \tau_0$
Comme la contrainte tangentielle maximale est égale au rayon du plus grand cercle de Mohr, ce critère s'exprime en fonction des contraintes principales par [99].

$$f(\sigma) = \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3) - \tau_0 \leq 0 \quad \text{(III.87)}$$

τ_0 : est une constante matérielle correspondant au seuil de contrainte lors d'un essai de cisaillement simple

III.7 Calcul les paramètres de l'étude thermohydraulique

III.7.1 Calcul de diamètre hydraulique D_h

Dans notre étude, les canaux de refroidissement sont des canaux rectangulaires étroits.
Le diamètre hydraulique est la "longueur caractéristique" utilisée pour calculer le nombre de Reynolds. Le diamètre hydraulique est ainsi donné par :

$$D_h = \frac{4.A}{P}$$

Avec :

$$A = lc \times e$$

Et $P = 2.(l + \mathrm{e})$

Alors $D_h = \frac{2.l.e}{\mathrm{l+e}}$

$$D_h = \frac{2.l.e}{l + \mathrm{e}}$$

Où :
A : Surface d'écoulement, [m^2]
P : périmètre du canal, [m]
lc : Longueur du canal, [m]
e: Hauteur du canal, [m]

III.7.2 Calcul de nombre de Reynolds

Mathématiquement, le nombre de Reynolds, Re_{D_h}, est défini par :

$$Re_{D_h} = \frac{\dot{\rho} \mathrm{V_m} D_h}{\mu A}$$

Où :
ρ : Masse volumique [kg m^{-3}],

V_m : Vitesse caractéristique du fluide [m s^{-1}].

μ : Viscosité dynamique [kg m^{-1} s^{-1}].

Donc le nombre de Reynolds sera :

$$Re_{D_h} = \frac{\dot{\rho}.V_m.(l+e)}{\mu.A.l.e}$$

III.7.3 Calcul du coefficient d'échange thermique h

Pour un écoulement monophasique dans un régime turbulent, et pour déterminer le coefficient h, plusieurs corrélations sont disponibles, La corrélation utilisée dans cette thèse est celle de Dittus-Boelter [97].

$$h = 0.023\frac{\lambda}{100D_h}Re^{0.8}Pr^{0.4}$$

$$P_r = \frac{\mu\, C_p}{\lambda}$$

Où :

λ : La conductivité thermique, [W m^{-1} K^{-1}],

C_p : La capacité thermique massique à pression constante, [J kg^{-1} K^{-1}]

μ : La viscosité dynamique [kg m^{-1} s^{-1}].

III.7.4 Calcul de la température à ONB

$$T_{ONB} = T_{sat} + 0.556\left(\frac{q''}{1082 * P^{1.156}}\right)^{0.463*P^{0.0234}}$$

Dans laquelle la pression était estimée à P=1,8 bar correspondant à la température de saturation $T_{sat} = 117°C$

III.7.5 Calcul du flux de chaleur critique

La corrélation de Sudo et Kaminaga est améliorée pour un réacteur de recherche utilisant un combustible à plaques.

$$q^*_{CHF} = 0.005|G^*|^{0.611}(1 + \frac{5.000}{|G^*|}\Delta T^*_{SUB,0})$$

Où

$$G^* = \frac{G}{\sqrt{\lambda(\rho_l-\rho_g)\rho_g g}}$$

$$q^*_{CHF} = \frac{q_{CHF}}{h_{fg}\sqrt{\lambda(\rho_l-\rho_g)\rho_g g}}$$

$$q_{CHF} = q^*_{CHF} * h_{fg}\sqrt{\lambda(\rho_l-\rho_g)\rho_g g}$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{\sigma}{(\rho_l-\rho_g)g}}$$

Où :

q^*_{CHF} : Flux de chaleur critique adimensionnelle,

ρ_l : Densité de liquide [kg/m^3]

ρ_g : Densité de gas [kg/m^3],

g : Accélération de la gravité [m/s^2]

h_{fg} : Chaleur latente d'évaporation [kJ/kg].

λ : Longueur d'onde critique.

σ : La tension superficielle [N/m]

G^* : Flux massique adimensionnel

G : Flux massique [kg/m^{2}S]

$\Delta T^*_{SUB,0}$: Sous-refroidissement adimensionnelle.

III.8 Conclusion

Dans ce chapitre, nous présentons une analyse thermohydraulique et thermomécanique de cibles LEU irradiées dans un réacteur de recherche pour la production de molybdène 99.

Dans cette partie, nous proposons une description générale sur la configuration d'écoulement et régimes d'ébullitions, l'essentiel des équations principales, l'analyse et modélisation numérique, la modélisation de la turbulence et à la fin nous présentons les paramètres spécifiques de l'étude utilisée dans ce travail.

CHAPITRE IV
VALIDATION NUMERIQUE

CHAPITRE .IV

IV.1 Introduction

Ce chapitre présente une description des analyses thermohydrauliques et neutroniques des cibles LEU de Daeseong Jo [6] qui nous servent comme références de comparaison pour la validation de code de calcul ANSYS Fluent.

Les résultats comparés pour les deux modèles de turbulence k-Ɛ classique et le model k-Ɛ RNG sont abordés, il y a aussi l'étude d'influence du maillage, qui nous permet de tester le plus convenable pour le type des géométries étudiées.

La validation de nos simulations est faite par la confrontation des résultats de simulation obtenus par ANSYS Fluent avec ceux trouvés par Daeseong Jo [6]

La validation du calcul avec les résultats de Daeseong Jo et al [6] faites en trois cas différents dans le cœur de réacteur, cas de BOC (début du cycle) et MOC (au milieu du Cycle), EOC (Fin du cycle).

IV.2 Modalisation thermohydraulique

Dans cette partie de ce chapitre, nous présentons la problématique du travail de thèse avec la formulation du problème, l'essentiel des équations principales, conditions de fonctionnement et description du domaine, la modélisation numérique thermohydraulique, les conditions aux limites et le maillage, le calcul des paramètres de l'étude utilisée dans ce travail sera présenté.

IV.2.1 Logiciel de simulation ANSYS

ANSYS est un logiciel de simulation numérique FEM leader de son marché utilisé dans le développement de produits industriels. Il couvre toutes les étapes nécessaires à une simulation : le traitement géométrique, le maillage, la résolution, le traitement de résultats et l'optimisation. ANSYS offre une plateforme de calcul multi-physique intégrant la mécanique des fluides et des structures, l'électromagnétisme, la thermique ainsi que la simulation de systèmes et de circuits. Les utilisateurs ANSYS sont de domaines industriels différents telles que la construction de machines, les secteurs de l'énergie, l'automobile, le ferroviaire, l'aérospatial, le médical, la microtechnique, la micro-électronique ou encore les biens de consommation [100]. L'ANSYS comprend plusieurs composantes telles que : ANSYS/Professionnel, ANSYS/ Multiphisics, ANSYS/ Structural….etc. Chaque composante est destinée à l'un des domaines d'ingénierie, et son choix met automatiquement à la disposition de l'utilisateur les processus adéquats (type d'élément, conditions aux limites, tracés,…etc.). Dans notre analyse, on a utilisé le solveur fluent pour l'analyse thermique et Static Structural pour l'analyse mécanique.

IV.2.2 Conditions de fonctionnement et description du domaine

La cible de Molybdène de Fission, comme indiquée dans la figure IV.1, contient huit plaques d'uranium faiblement enrichi (LEU). Les plaques des cibles sont constituées d'une gaine d'Aluminium type Al6061 et d'une charge de combustible (sandwich) en U_3Si_2 de 4.05 gU/cc. Les plaques ont une épaisseur de 1.58 mm, une largeur de 50.0 mm et une longueur de 200 mm et sont placées à 2.58 mm l'une de l'autre pour générer des canaux de refroidissement. La conductivité thermique de la gaine est de 120 W/m.K et la conductivité thermique du combustible sandwich est de 54 W/m.K. La largeur et l'épaisseur du canal du liquide de refroidissement sont respectivement de 44.6 mm et 2.58 mm. La largeur et la longueur du combustible sandwich sont de 40.0 mm et 182.0 mm, respectivement.

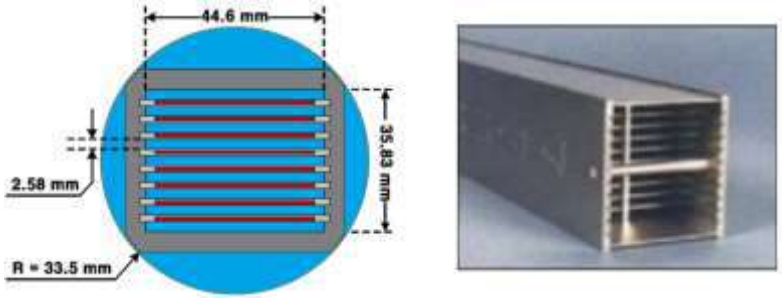


Fig. IV.1: Cible de Molybdène de fission chargée dans le canal d'irradiation [6]

Les sept canaux internes sont chauffés des deux côtés et les deux canaux externes sont chauffés d'un seul côté. Le porte-cible rectangulaire est chargé dans différents sites d'irradiation (IR1, IR3, IR4, IR7, IR8, IR10) où le flux de neutrons thermiques est d'environ $1x10^{14}$ neutrons/cm^2.s

Ce concept place la feuille de LEU entre deux pièces de revêtement en aluminium, puis scelle les bords. L'étanchéité, sous la forme d'une soudure, empêche l'échappement des produits de fission dans le système de refroidissement du réacteur. Après l'irradiation, les soudures sont enlevées permettant la récupération facile de la feuille de LEU, qui est ensuite traitée chimiquement en utilisant le processus convenable, pour extraire le molybdène-99 [101]. L'avantage de ce design est qu'il est simple, il réduit le temps et le coût d'extraction par rapport à celui de la cible annulaire.

La structure cible de la plaque est une feuille de LEU prise en sandwich entre deux plaques d'aluminium d'environ 1 mm. Les plaques d'aluminium sont pressées et soudées ensemble sur leurs bords. La figure IV.2 montre une illustration de la structure de cible de plaque.

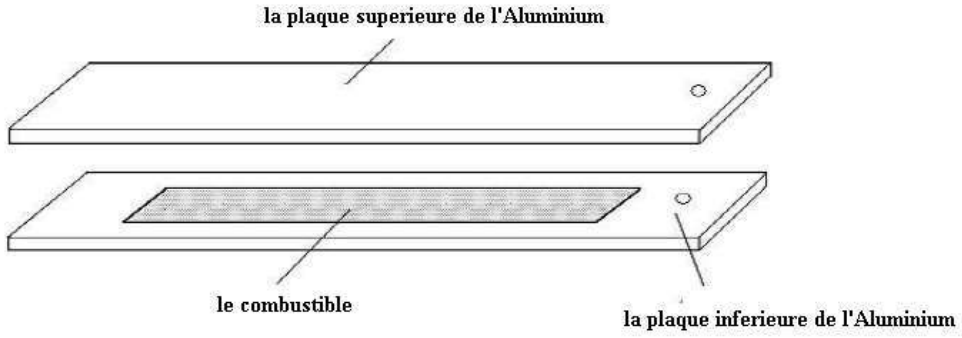


Fig. IV.2 : Concept de la feuille d'uranium LEU entre deux plaques en Aluminium

La matière de combustible utilisée dans cette étude est le siliciure d'uranium U_3Si_2.Le combustible siliciure d'uranium a été conçu dans le cadre du programme américain RERTR et présente une charge théorique en uranium suffisante pour autoriser un enrichissement à 20% en ^{235}U. Le matériau mécaniquement fragile, il est facilement broyable et concassable d'où peu de difficultés dans le procédé d'élaboration de la plaque laminée. Ainsi, les technologies

actuelles permettent de fabriquer des combustibles à base de siliciures d'uranium U_3Si_2 contenant de 4,8 à 6 grammes d'uranium par cm^3 [22].

IV.2.3 Propriétés thermo physique des matériaux

Afin de simuler efficacement le transfert de chaleur entre la gaine d'aluminium UAl6061 et le fluide de refroidissement, il est nécessaire de connaître les variations des propriétés thermiques de fluide et des matériaux utilisés en fonction de la température. , Il est donc indispensable de prendre en compte les variations de conductivité thermique, de densité, de viscosité, ainsi que ceux de la capacité calorifique.

Le Fluent propose différentes manières de définir les propriétés thermiques d'un fluide et des matériaux. Donc dans ce travail on utilise explicitement des propriétés thermiques de l'eau et du combustible U_3Si_2 ainsi que l'alliage d'aluminium Al6061 en fonction de la température T. Le logiciel ANSYS Fluent 14.5 propose de définir les propriétés thermiques en fonction de la température sous forme des polynômiales.

IV.2.3.1 Le combustible U_3Si_2

Les siliciures USi, U_3Si et U_3Si_2 ont été étudiés et testés en tant que matières fissiles dans les réacteurs de recherche. Parmi les trois combustibles l'u_3si_2 a reçu le plus d'attention en raison de son bon comportement sous irradiation. Le combustible u_3si_2 utilisé actuellement comme principal matériau fissile pour les combustibles des réacteurs de recherche à faibles et moyennes puissances [102]. Le tableau IV.1 ci-dessous représente les propriétés thermo physique combustible U_3Si_2.

Tableau IV.1 : Propriétés physique d'U_3Si_2 à différentes températures [103]

T [K]	$Dx10^6$ [m^2 s^{-1}]	C_p [J kg^{-1} K^{-1}]	$\rho x10^3$[kg m^{-3}]	λ_{TD} [W.m^{-1} K^{-1}]
1775	8.74	242.6	11.2	25.2
1675	8.57	239.2	11.2	24.4
1575	8.26	235.8	11.3	23.3
1475	8.07	232.5	11.4	22.6
1375	7.72	229.1	11.4	21.4
1275	7.37	225.8	11.5	20.2
1175	7.05	213.5	11.5	19.1
1075	6.69	217.2	11.6	18.0
975	6.31	217.7	11.6	16.8
875	5.92	211.4	11.7	15.6
775	5.58	208.8	11.7	14.5
674	5.13	202.9	11.8	13.2
574	4.65	200.3	11.8	11.8
473	4.16	199.5	11.9	10.4
371	3.66	194.7	12.0	9.08
320	3.38	187.0	12.0	8.34

IV.2.3.2 L'aluminium Al6061

Les composites à matrice métallique à base d'aluminium ont reçu une attention croissante au cours des dernières décennies en tant que matériaux d'ingénierie. Parmi les divers alliages d'aluminium utiles, l'alliage d'aluminium 6061 est typiquement caractérisé par des propriétés telles que la fluidité, la coulabilité, la résistance à la corrosion et un rapport résistance-poids élevé. Cet alliage a été couramment utilisé comme métal de base pour les composites à matrice métallique à base d'aluminium renforcés avec une variété de fibres et de particules [104, 105, 106]. Les propriétés thermo physique de l'Aluminium Al6061 données par les corrélations ci-dessous [107].

La densité $\rho = -2.2819248 \times 10^{-1}\theta + 2.696942 \times 10^{3} \quad [kg/m^3]$

Conductivité thermique $\lambda = 1.5384061 \times 10^{-1}\theta + 1.6484494 \times 10^{2}$ [J/kg.K]

Capacité thermique $c_p = 5.2526665 \times 10^{-1}\theta + 9.3266794 \times 10^{2}$[w/m. K]

Où $\theta = T - T_{ref}$ [k] , où $T_{ref} = 300\ K$.

IV.2.4 Simulation thermohydraulique par l'ANSYS-Fluent

La simulation numérique est un outil essentiel dans l'étude des systèmes industriels. Pour cela, nous avons utilisé ANSYS Fluent qui est l'un des les codes de calcul les plus performants dans le domaine de la CFD (Computational Fluid Dynamics). Le code CFD ANSYS Fluent est le code de la mécanique des fluides numérique, à l'échelle millimétrique, disponible à la bibliothèque des codes au centre, qui est choisi pour modéliser les processus physiques impliqués dans le comportement thermique des cibles du Molybdène de fission lors de l'irradiation dans un réacteur, comme indiqué dans le benchmark de l'article de référence.

Le processus de simulation sous un code CFD, ANSYS Fluent en l'occurrence, est composé des étapes, on cite entre autres, la formulation du problème où la physique du problème affecte les équations à résoudre, c'est-à-dire un problème compliqué nécessite un modèle de turbulence sophistiqué, généralement il est nécessaire de recourir à des simplifications sans en aucun cas affecté la précision de la solution pour simplifier le problème. Le maillage est une étape critique dans une analyse CFD, car le problème peut changer en fonction des nombres et types des mailles utilisées. Généralement, les régimes d'écoulement à fort gradient de pression doivent être raffinés et encore plus recommandés au voisinage proche de parois. Pour la spécification de l'écoulement, après l'élaboration du maillage, on passe à l'application des conditions aux limites et à l'initialisation, ainsi que l'introduction des propriétés des matériaux qui font l'objet, parfois, de développement des UDF. Ces trois premières étapes sont connues pour les analystes de pre-processing dans une analyse CFD.

La phase de la solution numérique des équations, après discrétisation en utilisant des critères de convergence après le choix de la méthode de résolution, est connue sous le nom de post-processing. L'analyse des résultats, obtenus de l'étape de la solution numérique, seront vérifiés avec l'aspect physique recherché et les différents paramètres de l'écoulement seront représentés sous formes de graphes, contour…etc. L'ensemble des phases du processus de simulation sont schématisées dans la figure IV.3. Pour le couplage vitesse-pression, nous avons opté pour l'algorithme SIMPLE (Semi Implicit Method for Pressure Linked Equations). Après une étude comparative des différents modèles de turbulence existants, le modèle *k*-ε a été choisi comme étant le plus adéquat pour modéliser l'écoulement turbulent dans les canaux rectangulaires étroits.

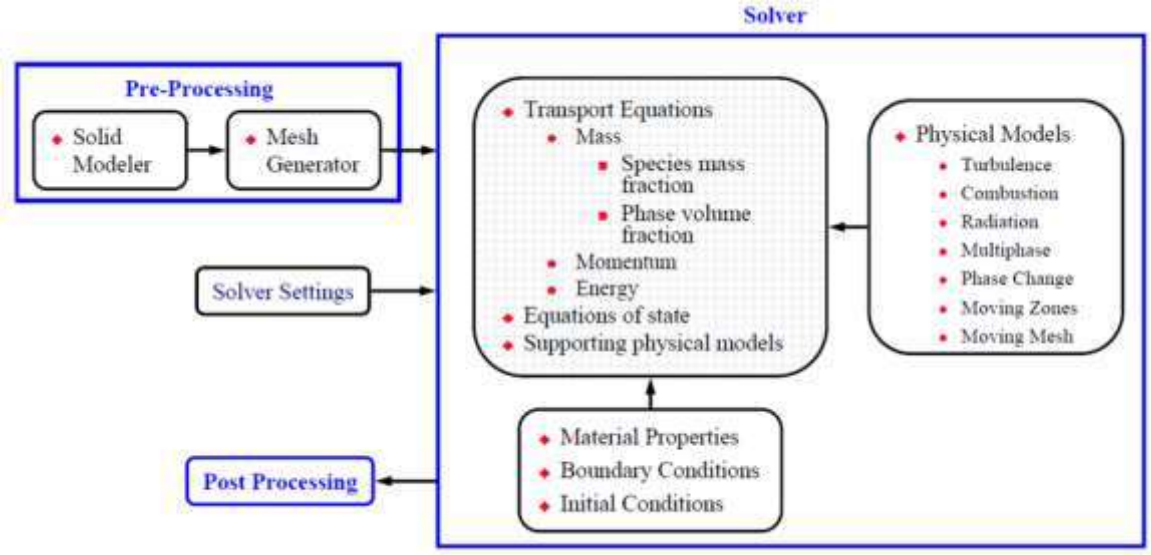


Fig. IV.3: Schéma synoptique du processus de simulation [108]

IV.2.4.1 Canaux de refroidissement

La cible de plaque a été modélisée en 3D constituée d'une gaine d'Aluminium type Al6061 et d'une charge de combustible (sandwich) en U_3Si_2 de 4.05 gU/cc. La plaque a une épaisseur de 1.57 mm, une largeur de 50.0 mm et une longueur de 200 mm et est placée à 2.58 mm l'une de l'autre pour générer des canaux de refroidissement.

Pour refroidie la plaque de combustible on besoin de deux canaux de refroidissement rectangulaires étroites (canal1, canal2), le canal1 dans un coté de la plaque et le canal2 dans l'autre coté de la plaque de combustible (Figure IV.4), chaque canal a les dimensions indiquées ci-dessous

- Longueur du canal : 200 mm
- Largeur du canal : 44.6 mm
- Epaisseur du canal : 1.29 mm

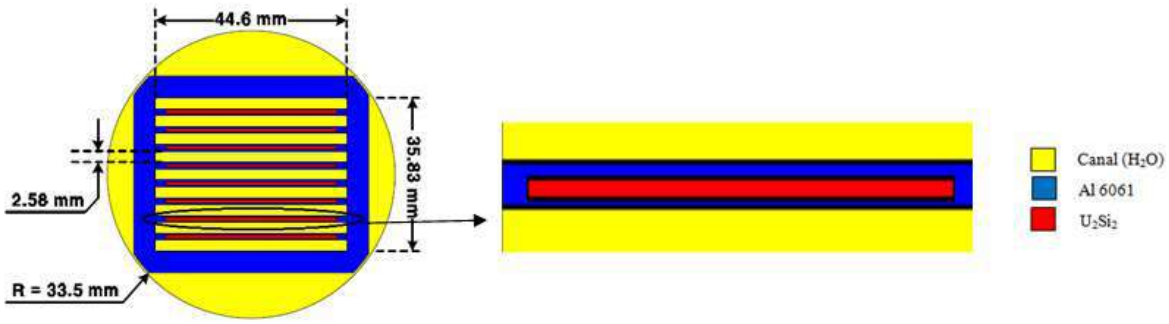


Fig. IV.4: Géométrie des canaux de refroidissement [6]

La géométrie du domaine de simulation est conçue avec "DésignModeler", logiciel inclus dans le package d'ANSYS, la figure IV.5 montre les différentes vues de la géométrie du domaine de simulation de la cible de Molybdène de fission avec les canaux de refroidissement.

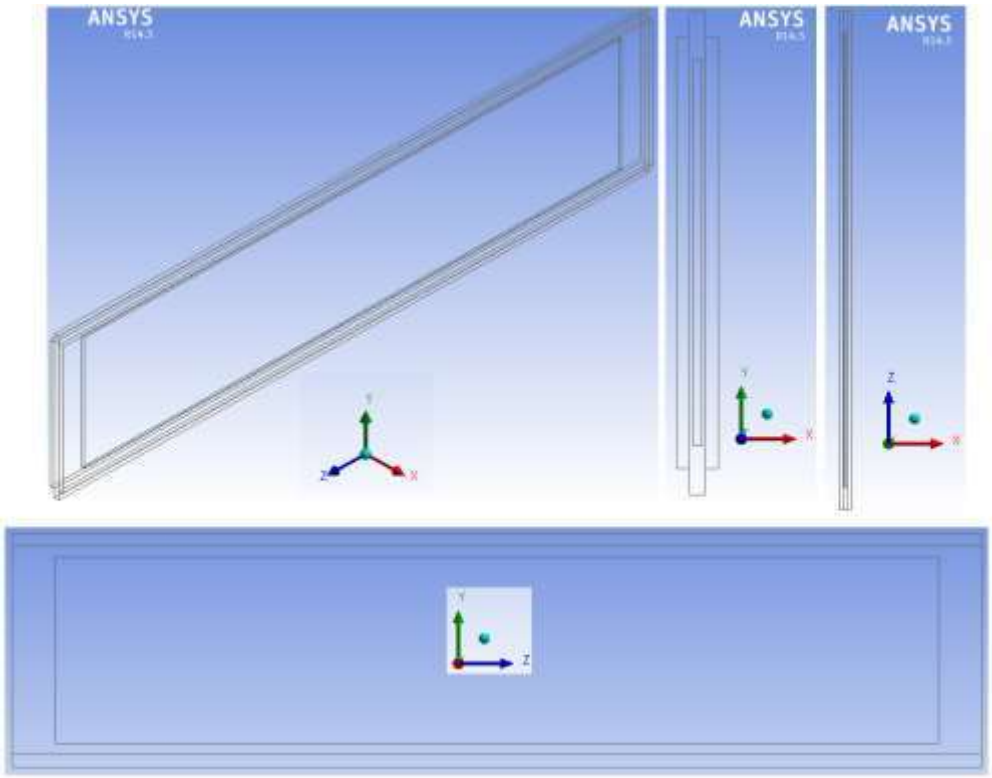


Fig. IV.5 : Géométrie du domaine de simulation

IV.2.4.2 Maillage

La géométrie globale (la cible LEU et les canaux de refroidissement) est subdivisé à l'aide d'éléments géométriques simples. Le pavage de la géométrie se fait avec un maillage hexaédrique structuré.

Pour l'adoption d'une discrétisation spatiale finale, une division du domaine de calcul est nécessaire, cette division de l'espace n'est encadrée par aucune règle particulière. Pour représenter parfaitement la physique réelle, qui est continue, un nombre infini de point de calcul serait idéal. Evidemment, des raisons pratiques obligent à utiliser un nombre fini d'éléments et leur nombre est souvent basé sur la puissance des processeurs disponibles, le temps disponible pour réaliser le calcul ou la précision recherchée. Toutefois, des résultats de calcul fiables doivent être indépendants de la discrétisation, c'est-à-dire qu'un raffinement du maillage ne doit pas altérer la physique calculée par le logiciel. L'indépendance de maillage n'annule par contre pas l'erreur implicite au critère de convergence, figure IV.6.

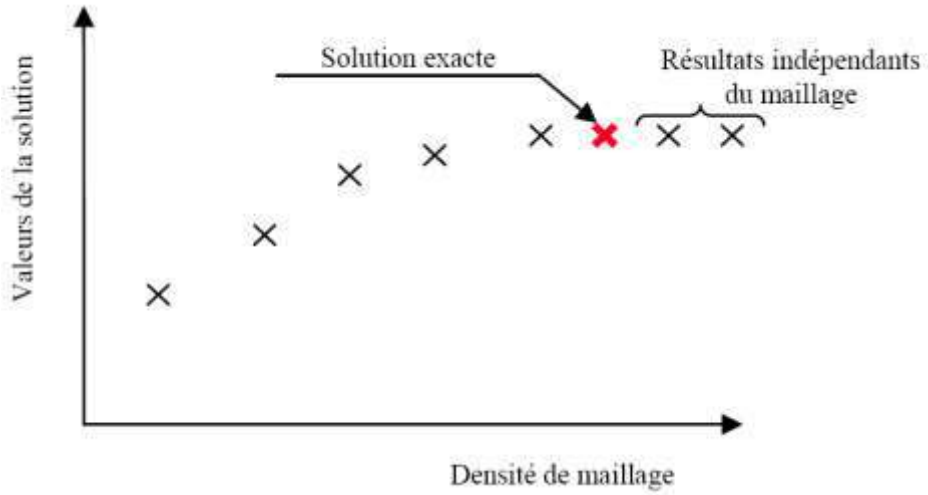


Fig. IV.6: Indépendance de la solution du maillage

Pour le maillage, malgré la difficulté, du fait que la gaine en Aluminium est creuse, le choix s'est arrêté sur le type structuré pour permettre l'économie en éléments de maillage et de réduire le risque d'erreur. Une fois le maillage est défini, maillage structuré, on crée les sélections nommées et les interfaces.

Des interfaces entre le combustible sandwich et la gaine en Aluminium et des interfaces entre la gaine en Aluminium et le canal de refroidissement de chaque coté de la cible. La figure IV.7 représente le schéma du maillage de la géométrie du domaine de simulation de la cible de Molybdène de fission avec les deux canaux de refroidissement. Plusieurs densités de maillage ont été testées pour avoir le maillage approprié qui assure une meilleure précision de calcul possible. Une différence de 1% entre deux résultats consécutifs est considérée comme critère de choix du maillage du domaine.

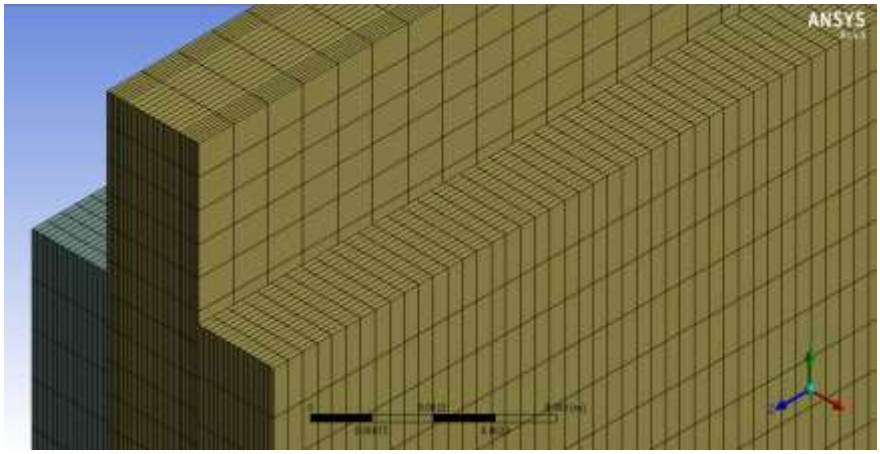


Fig. IV.7: Maillage de la cible de Molybdène avec les canaux de refroidissement

IV.2.4.3 Conditions aux limites

Les conditions limites permettent de fermer un problème mathématique en spécifiant les valeurs que doivent prendre la solution et/ou ses dérivées aux frontières du domaine de calcul [109]. Par conséquent, ce sont des composantes critiques pour le paramétrage des simulations

numériques par Fluent et il serait très important de les spécifier correctement. Le Tableau IV.2 et la figure IV.8 représentent les conditions aux limites du problème.

Tableau IV.2 : Conditions aux limites du problème

paramètre	Type de Conditions aux limites
vitesse du liquide de refroidissement à l'entrée, V_e	Velocity-Inlet, V_e=7.5 m/s
vitesse de fluide de refroidissement a sortie, V_s	V_s
Diamètre hydraulique, D_h	$D_h = \frac{4*l*e}{2*(l+e)}$
Intensité turbulente, I	$I = 0.16\ Re_{D_h}^{-\frac{1}{8}}$
Pression	1.8 Bar
Température du liquide de refroidissement a l'entrée, T_e	305 K
Densité de puissance de fission volumétrique, q'''	$\begin{cases} 4.110^9 \ W/m^3 & à\ Boc \\ 3.210^9 \ W/m^3 & à\ Moc \\ 3.0810^9 \ W/m^3 & à\ Eoc \end{cases}$

1- A l'entrée des canaux de refroidissement (les propriétés du fluide de refroidissement entrant) : sa vitesse, sa température et sa pression sont données,
2- A la sortie des canaux de refroidissement: tous les gradients sont considérés nuls,
3- La densité de puissance de fission de la cible est définie à la plaque du combustible U_3Si_2.

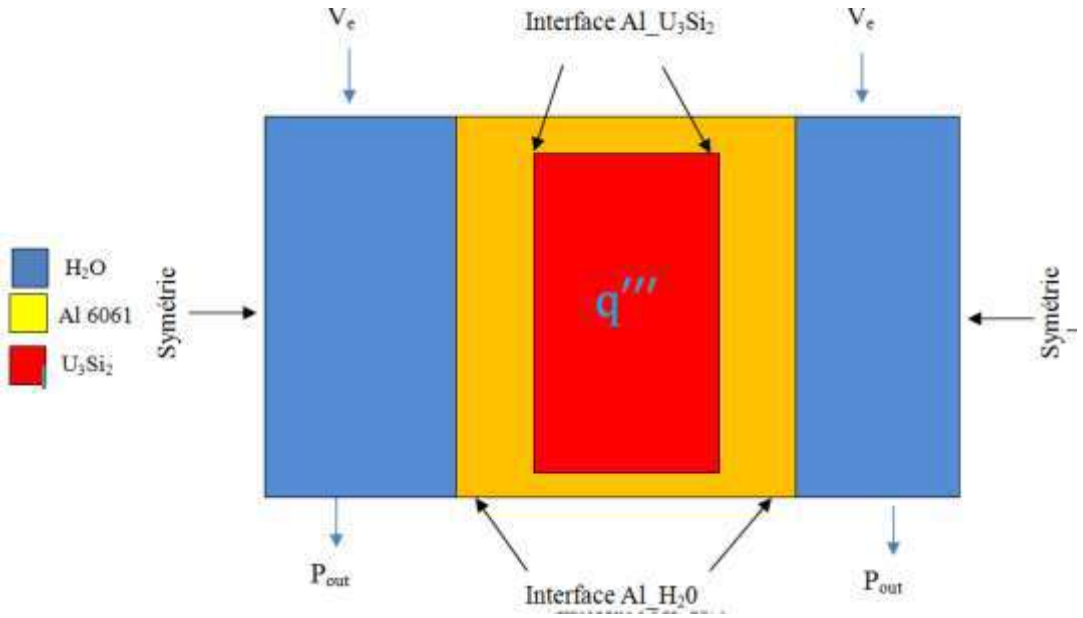


Fig. IV.8: Section transversale da la géométrie avec les conditions aux limites

IV.2.4.5 Intensité de la turbulence

Dans ce travail, la méthode qui basée sur le diamètre hydraulique a l'entrée a été choisie comme un paramétrage de la turbulence. La méthode définit l'intensité turbulence en fonction de nombre de Reynolds. L'intensité de turbulence, également souvent appelée niveau de turbulence, est définie comme:

$$I \equiv \frac{u'}{U} = 0.16\, Re_{D_h}^{-\frac{1}{8}} \quad \text{(IV.1)}$$

Où

u' : La racine quadratique moyenne des fluctuations de vitesse turbulentes.

U : La vitesse moyenne (moyenne de Reynolds).

Re_{D_h} : Nombre de Reynolds.

Si l'énergie turbulente, k, est connue, u' peut être calculée par:

$$u' = \sqrt{u'^2_x + u'^2_y + u'^2_z} \quad \text{(IV.2)}$$

$$u' = \sqrt{\frac{2}{3}k} \quad \text{(IV.3)}$$

U peut être calculé à partir des trois composantes de vitesse moyenne U_x, U_y et U_z par:

$$U' = \sqrt{U_x^2 + U_y^2 + U_z^2} \quad \text{(IV.4)}$$

Lors de la définition des conditions aux limites pour une simulation CFD, il est souvent nécessaire d'estimer l'intensité de la turbulence sur les entrées. Pour le faire avec précision, il est bon d'avoir une forme de mesure ou une expérience antérieure sur laquelle baser l'estimation [110].

Pour une turbulence élevée: écoulement à grande vitesse à l'intérieur de géométries complexes comme les échangeurs de chaleur et écoulement à l'intérieur de machines tournantes (turbines et compresseurs). Typiquement, l'intensité de la turbulence est comprise entre 5% et 20%.

Pour une turbulence moyenne: Débit dans des appareils pas si complexes comme les gros tuyaux, les flux de ventilation, etc. ou les flux à faible vitesse (faible nombre de Reynolds). Typiquement, l'intensité de la turbulence est comprise entre 1% et 5%

Pour une faible turbulence: écoulement provenant d'un fluide qui reste immobile, comme l'écoulement externe à travers les voitures, les sous-marins et les avions. Les souffleries de très haute qualité peuvent également atteindre des niveaux de turbulence très bas. Typiquement, l'intensité de la turbulence est très faible, bien inférieure à 1%.

IV.2.4.6 Solution numérique

Pour le lancement du code CFD, pour simuler un problème physique, quelques paramètres sont nécessaires dont les propriétés thermo-physiques des matériaux.

Ayant choisi le code ANSYS Fluent comme code CFD pour l'analyse thermohydraulique des cibles de Molybdène de fission, est comme les modèles de turbulence intégrés dans le code, le modèle k-ε entre autre, nécessitent que certains paramètres soient établis avant l'initialisation pour régler correctement les conditions initiales et les conditions aux limites. Pour une bonne précision, nous avons choisi un pas de temps suffisamment petit de l'ordre de 10^{-4} s

Le tableau IV.3 présente les paramètres des données d'entrée du modèle arrêté pour l'étude numérique sous un code CFD, ANSYS Fluent en l'occurrence, de la thermohydraulique de l'irradiation des plaques combustibles des cibles Molybdène de fission.

Tableau IV.3 : Paramètres de l'INPUT du modèle

Input	**Value**
Solver	
Time	Steady
Type	Pressure Based
Velocity Formulation	Absolute
Gravity	-9.81 m/s^2 (Z-direction)
Models	
Energy	
Multiphase	
Viscous	
Near Wall Treatment	Active Off Standard k-ε Scalable Wall Functions
Solution Methods	
Scheme	Coupled
Spatial Discretization	
Gradient	Least Square Cell Based
Pressure	Second Order
Momentum	Second Order Upwind
Turbulent Kinetic Energy	Second Order Upwind
Turbulent Dissipation Rate	Second Order Upwind
Pseudo Transient	Active

IV.3 Modélisation thermomécanique

L'analyse thermomécanique par le code commercial ANSYS menée dans cette étude s'intéresse à l'étude de la distribution des déformations et des contraintes thermiques pour évaluer la tenue de la cible plaque d'uranium à faible enrichissement irradiée aux différentes conditions de fonctionnement pour la production du Molybdène-99. Les résultats thermohydrauliques qui seront obtenus ultérieurement par l'analyse Fluent et les données physiques du benchmark cité dans la référence [6] sont utilisées pour déterminer la distribution appropriée des contraintes Von Mises et des déformations de la cible type plaque. Un modèle analytique simple a été utilisé pour déterminer la forme appropriée de la cible et pour évaluer le modèle numérique.

IV.3.1 Procédure et étapes de modélisation

La démarche consiste à modéliser le problème en thermohydraulique dans un premier temps et ensuite faire coupler l'effet thermomécanique en second lieu. La Figure IV.9 montre l'ensemble de la procédure de l'analyse thermomécanique. En créant la géométrie du domaine de simulation avec "DésignModeler", logiciel inclus dans le package d'ANSYS. Dans le schéma de projet Workbench, le solveur de solution d'analyse Fluent (Analyse thermique) est lié au solveur de la configuration d'une analyse structurelle statique (Analyse mécanique). Après avoir effectué une simulation de transfert de chaleur conjugué (CHT) dans le logiciel ANSYS Fluent, on s'intéresse aux contraintes thermiques générées dans le modèle.

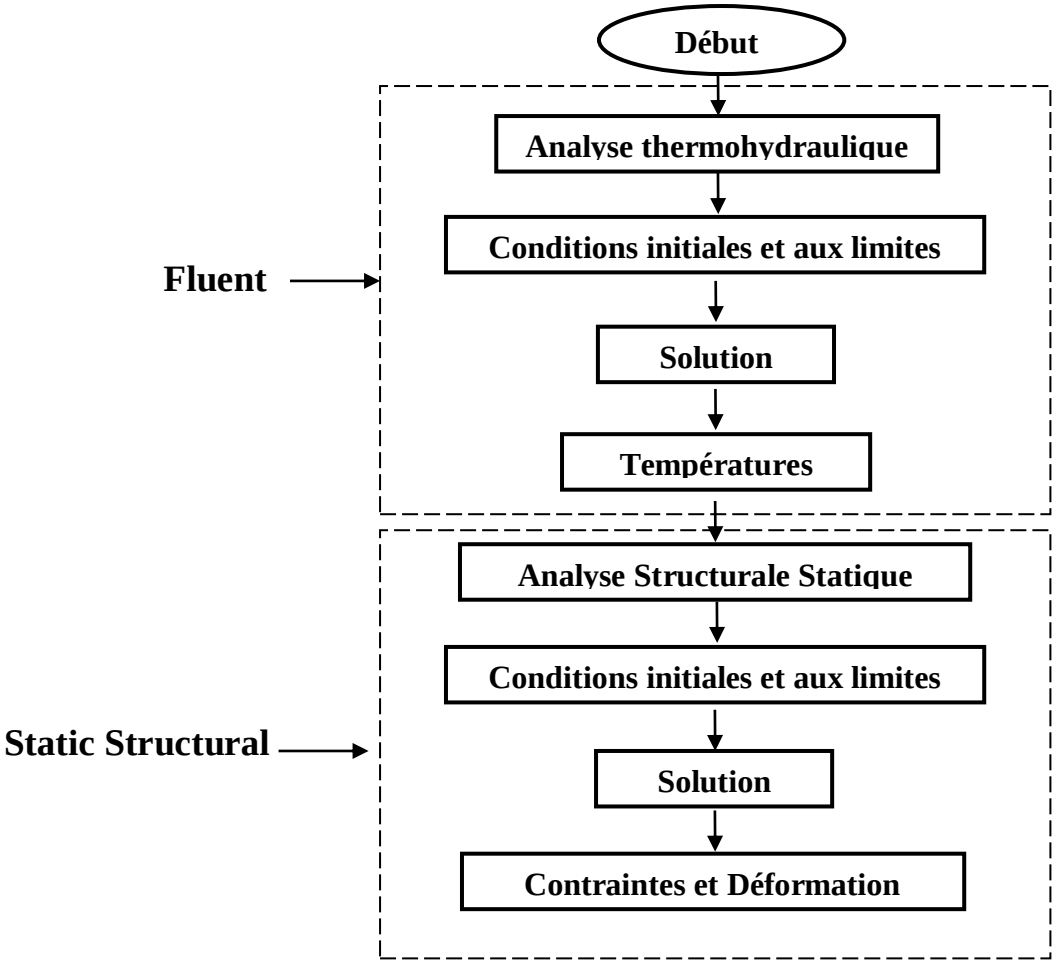


Fig. IV.9 : Organigramme de calcul thermomécanique en ANSYS

Le code ANSYS Workbench facilite l'exécution de ce type d'analyse en transférant le champ de température volumétrique de la solution CFD et en l'appliquant en tant que charge de température corporelle dans un système structurel statique.

Donc nous allons exposer, dans ce qui suit, les étapes de modélisation thermomécanique, on décrit les procédures de calcul à suivre pour modéliser numériquement notre cas d'étude, pour la simulation thermomécanique en utilisant le code de calcul Static structural pour l'analyse.

IV.3.2 Modèle analytique et équations principales

La plupart des études analytiques de la littérature utilise le type d'une plaque de fission simplement fixée et cela afin d'évaluer l'effet de la variation du rapport de l'épaisseur sur la déflexion de la plaque. L'effet de diverses conditions de maintien avec un chauffage uniforme sur les déformations et les contraintes thermiques était la première étude réalisée. Un chauffage non uniforme plus prototypique a été appliqué au modèle afin de déterminer son effet sur les contraintes et les déformations thermiques. Ensuite, les modèles ont été utilisés pour comparer le chauffage uniforme et non uniforme en donnant un aperçu de l'effet de la taille de la feuille sur le comportement thermomécanique. D'autres études ont simulé les feuilles de LEU avec une courbure pour étudier l'effet de la courbure sur la séparation de combustible à l'interface de la gaine et sur les contraintes thermiques.

Les modèles analytiques ont également été utilisés pour valider les modèles numériques qui évaluent le comportement thermique induit en raison des différentes conditions de chauffage. La modélisation numériques (thermique / mécanique) antérieure des cibles type plaques est utilisée pour déterminer la stratégie à adopter dans les essais expérimentaux.

IV.3.3 Equations de déflexion

Le modèle analytique est pris du travail effectué par Noda et al [111]. Il s'agit d'un modèle qui donne la théorie des contraintes et des déformations d'une plaque immobilisée d'un seul coté d'une simple fixation.

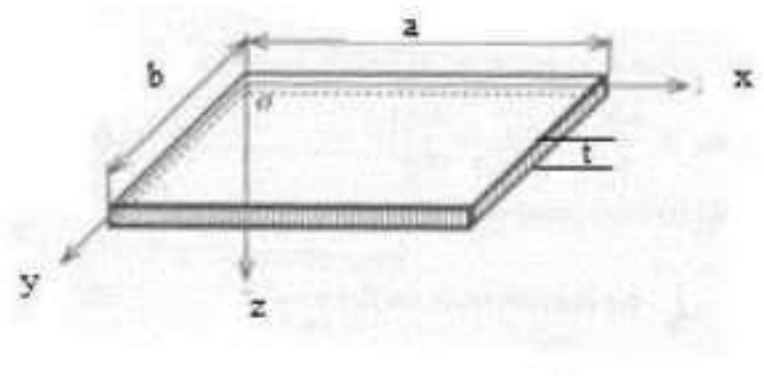


Fig. IV.10: Géométrie d'une plaque [111]

L'équation régissant la déflexion de la plaque simplement fixée est :

$\nabla^2\omega = -\frac{1}{(1-\nu)D} M_T$ Où $D = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)}$ est la rigidité en flexion de la plaque,

$M_T = \alpha E \int_{-t/2}^{t/2} \tau z dz$ est l'effort thermique exercé sur la plaque, et ω est la déflexion.

Les 04 variables non-dimensionnelles introduites sont : $x^* = {}^{a}/_{L_c}$, $y^* = {}^{b}/_{L_c}$, $t^* = {}^{t}/_{L_c}$, $\omega^* = \frac{\omega-\omega_0}{L_c}$.

L_c est la longueur de la plaque dans la direction X, et ω_0 est la déflexion initiale. Les conditions aux limites pour le modèle de la plaque sont :

$\omega^* = \frac{0-\omega_0}{L_c} = 0$ à $x^* = 0$ et $x^* = 1$ $\omega^* = (0-\omega_0)/L_c = 0$ à $y^* = 0$ et $y^* = \frac{b}{a}$

L'équation principale est résolue en utilisant la méthode de Helmholtz qui donne la solution par l'expression :

$$\omega^*(x,y) = -\sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} F_{mn} \frac{sin\left(\frac{m\pi x^*}{l}\right) sin\left(\frac{n\pi y^*}{b/a}\right)}{\left(\frac{m\pi}{l}\right)^2 + \left(\frac{n\pi}{b/a}\right)^2} \quad \text{(IV.5)}$$

Où F_{mn} est donné par :

$$F_{mn} = -\left(\frac{0.014177}{(b/a)t^*}\right)\left(-\frac{l}{m\pi}\cos(m\pi) + \frac{l}{m\pi}\right)\left(-\frac{b/a}{n\pi}\cos(n\pi) + \frac{b/a}{n\pi}\right) \quad \text{(IV.6)}$$

Le tracé de la déflexion maximale d'un point situé au centre de la plaque simplement supportée, en fonction de rapport de l'épaisseur et au rapport longueur / largeur est montré sur la Figure IV.11. Une épaisseur variable avec une différence de température constante modifie les valeurs de déflexion. Cela se produit parce que le moment thermique M_T restera le même tandis que la valeur de rigidité D augmentera.

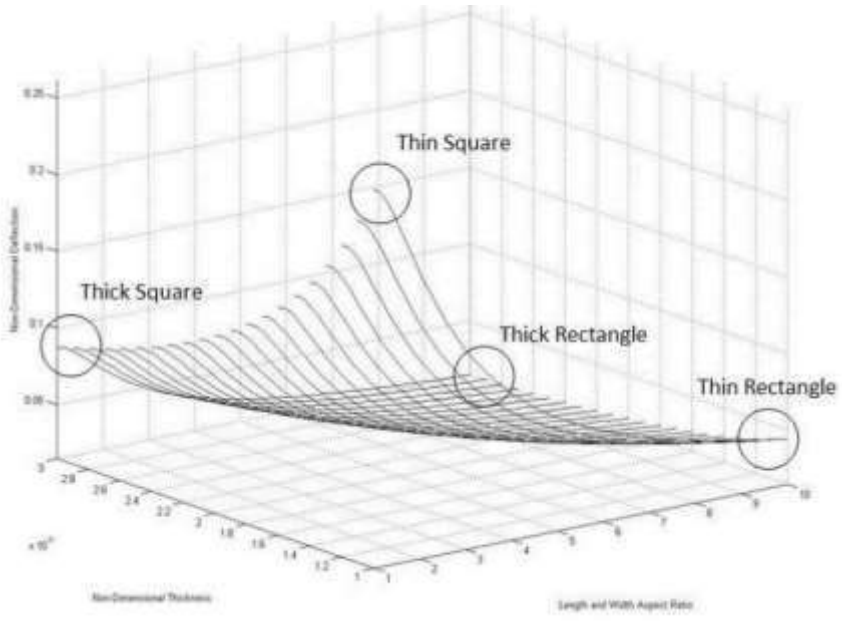


Fig. IV.11: Déflexion de la plaque [111]

La figure IV.11 montre clairement que la plus grande déviation se produit lorsque l'épaisseur de la plaque est petite et lorsque le rapport d'épaisseur de la plaque est égal à 1. Le tracé de la figure 2 indique également que le comportement thermomécanique est non linéaire et les rapports sont ajustés. Le comportement indique qu'il y a un point où une modification du rapport n'affectera pas grandement la déflexion thermomécanique. En outre, ils indiquent qu'il existe une combinaison optimale des deux rapports qui produiront une cible qui minimise la déflexion thermomécanique.

IV.3.4 Simulation thermomécanique par le code ANSYS Static structural

Les résultats du calcul thermohydraulique des cibles de Molybdène de fission qui seront obtenus ultérieurement par l'analyse thermohydraulique sont utilisés comme données d'entrées dans le calcul thermomécanique. On note ici que La géométrie est maintenue constante. Bien que la géométrie doive rester constante, le maillage et les conditions aux limites peuvent changer.

En couplant le solveur fluent avec celui du calcul mécanique pour déterminer les contraintes et les déformations subies par la cible au cours du régime de puissance BOC. Dans le schéma de projet Workbench, le solveur de solution d'analyse Fluent est lié au solveur de la configuration d'une analyse structurelle statique. Dans la vue détaillée de la température

corporelle importée, il est indiqué le corps structurel sur lequel la charge de température et le domaine CFD à utiliser est mappé comme source.

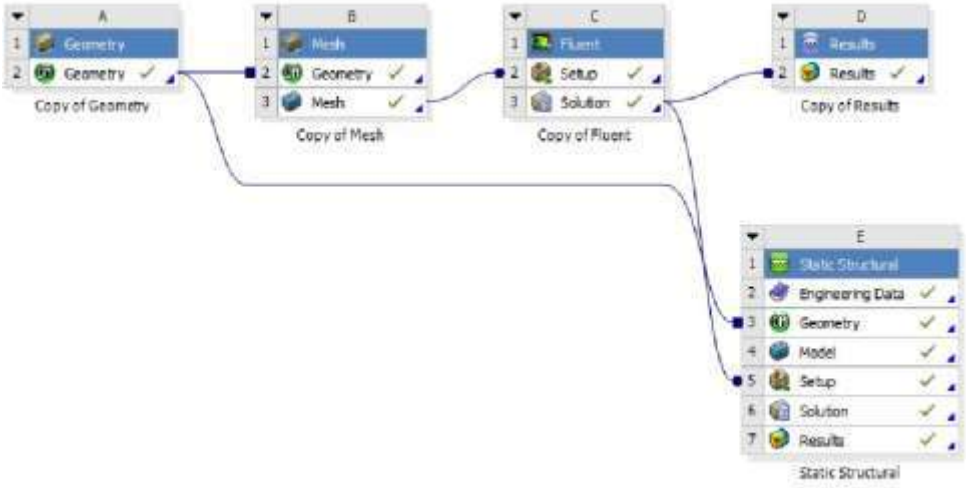


Fig. IV.12 : Couplage Fluent – Static Structural pour l'analyse thermomécanique

Après avoir effectué une simulation de transfert de chaleur conjugué (CHT) dans le logiciel ANSYS Fluent, on s'intéresse aux contraintes thermiques générées dans le modèle. Le code ANSYS Workbench facilite l'exécution de ce type d'analyse en transférant le champ de température volumétrique de la solution CFD et en l'appliquant en tant que charge de température corporelle dans un système structurel statique.
Un modèle analytique simple a été utilisé pour déterminer la forme appropriée de la cible et pour évaluer le modèle numérique.

IV.3.4.1 Maillage et conditions aux limites

L'élément de maillage choisi est de type brique de plusieurs nœuds qui est bien adapté avec le couplage thermique et avec le déplacement et la température tri-linéaires. L'effet de diverses conditions aux limites sur les résultats de contraintes thermiques étudié, et les diverses éléments de maillage à travers l'épaisseur peuvent être utilisés pour trouver le maillage optimisé de référence. L'effet des conditions aux limites sur la déflexion et la contrainte de la plaque peut être évalué numériquement avec le maillage optimisé.
L'étude des conditions aux limites avait pour but de déterminer l'effet des conditions de maintien des bords sur le comportement thermomécanique de la cible simulée à l'aide de deux plaques collées sur les bords. Les deux plaques plates sont dessinées et maillées à l'aide d'éléments tridimensionnels, comme le montre la figure IV.13. Les bords ont été soumis aux conditions aux limites compatibles avec la réalité.
Les bords ont été soumis à différentes contraintes mécaniques compatibles avec les conditions réelles de maintien de l'irradiation cible. Aucune translation dans la direction Z (Z=0) et aucune rotation autour des axes X, Y et Z (Rx=0, Ry=0, Rz=0). Les plaques sont toutefois libres de se dilater dans la direction X et Y (X=Free, Y=Free).
Les propriétés des matériaux pour l'aluminium Al 6061 T-6 utilisé dans les simulations sont présentées dans le tableau IV.4.

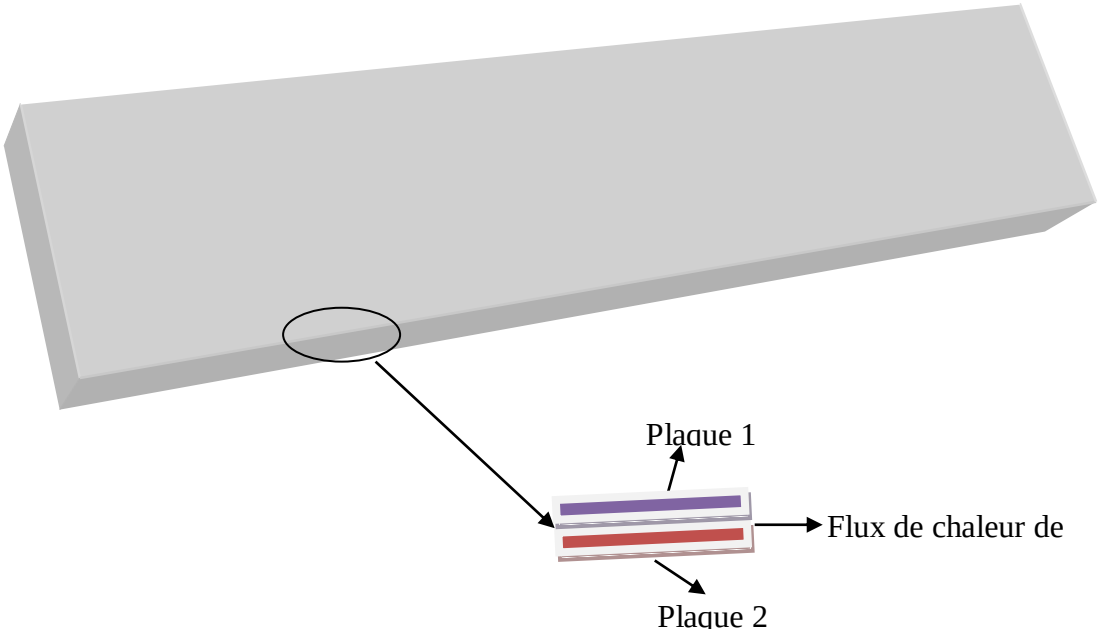


Fig. IV.13. Géométrie de la plaque utilisée pour l'étude des conditions aux limites

Tableau IV.4 : Propriétés de l'Al 6061

Module de Young [Pa]	$6{,}89\ 10^{10}$
Coefficient de poisson	0,33
Coefficient d'expansion thermique [1/K]	$2{,}358\ 10^{-5}$
Conductivité thermique [W/mK]	167

Le modèle de la plaque encastrée des deux cotés de la plaque simulant la condition réelle de fixation est utilisée dans cette étude pour évaluer le modèle numérique en établissant l'indépendance des mailles.

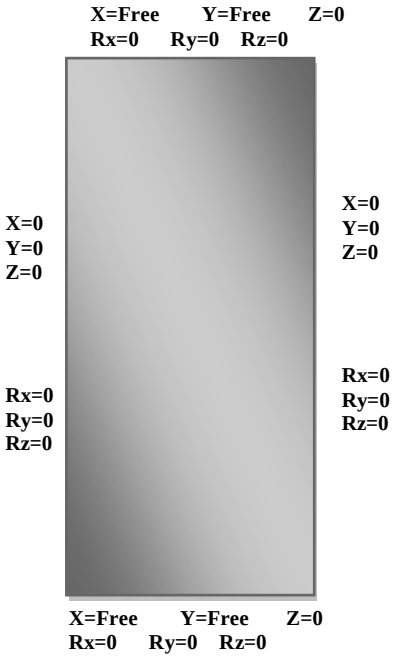


Fig. IV.14: Conditions aux limites appliquées pour la simulation de la plaque

IV.4 Analyses thermohydrauliques et neutroniques de Jo et al

En effet les auteurs de l'article de référence Jo et al ont mené des analyses thermohydrauliques et neutroniques des cibles LEU irradiées dans un réacteur de recherche pour la production de Mo-99 pour étudier la production de chaleur pendant l'irradiation, la chaleur de désintégration après irradiation et les conditions de refroidissement. Les auteurs ont évalué la production de la chaleur des cibles lors de l'irradiation par le code MCNP. En utilisant le code ORIGEN-APR, les auteurs ont estimé la chaleur de désintégration après irradiation et comparée à ANSI/ANS-5.1-1979. Les capacités de refroidissement par convection forcée lors de l'irradiation et par convection naturelle après irradiation sont évaluées dans le temps. Les températures et les marges thermiques du réfrigérant et de la gaine, c'est-à-dire la marge de température de début d'ébullition nucléée (ONB) et la marge du flux thermique critique (CHF), sont évaluées en tenant compte du facteur de puissance totale et des facteurs d'échauffement. Alors que les cibles sont sous l'eau, la température de la paroi de la gaine reste inférieure à la température de l'ONB.

IV.4.1 Configuration du cœur de réacteur

La configuration du cœur d'un nouveau réacteur de recherche conçu par KAERI pour la production d'isotopes est illustrée à la figure IV.15. Le cœur du réacteur comprend, 16 éléments combustibles et de 6 éléments de commande, dont la puissance nucléaire nominale est 15 MW. Quatre FFA situés en B-5, D-3, F-5 et H-3 sont utilisés pour réguler la puissance du réacteur pendant le fonctionnement, et deux FFA situés en D-5 et F-3 sont utilisés pour un arrêt d'urgence. Le réacteur est de type piscine ouverte et refroidi par refroidissement par convection forcée vers le bas pendant le fonctionnement. Il existe 7 sites de rayonnement intérieur (IR) et 28 sites de rayonnement extérieur (OR). 6 sites d'irradiation, à savoir B-3, C-2, C-6, G-2, G-6 et H-5, sont utilisés pour la production de ^{99}Mo.

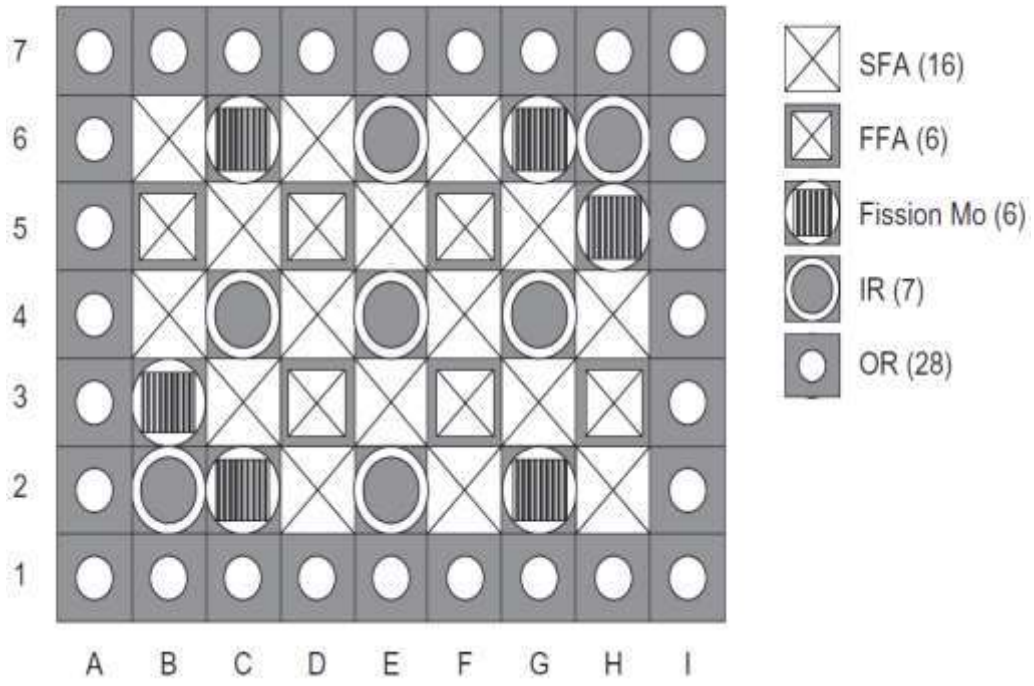


Fig. IV.15 : Configuration du cœur de réacteur [6]

IV.4.2 Cibles de Molybdène de fission

La cible de Molybdène de Fission, comme indiquée dans la figure IV.2, contient huit plaques d'uranium faiblement enrichi (LEU). Les plaques des cibles sont constituées d'une gaine d'Aluminium type Al6061 et d'une charge de combustible (sandwich) en U_3Si_2 de 4.05 gU/cc. Les plaques ont une épaisseur de 1.57 mm, une largeur de 50.0 mm et une longueur de 200 mm et sont placées à 2.58 mm l'une de l'autre pour générer des canaux de refroidissement. La conductivité thermique de la gaine est de 120 W/m-K et la conductivité thermique du combustible sandwich est de 54 W/m-K. La largeur et l'épaisseur du canal du liquide de refroidissement sont respectivement de 44.6 mm et 2.58 mm. La largeur et la longueur du combustible sandwich sont de 40.0 mm et 182.0 mm, respectivement. Les sept canaux internes sont chauffés des deux côtés et les deux canaux externes sont chauffés d'un seul côté. Le porte-cible rectangulaire est chargé dans différents sites d'irradiation (IR1, IR3, IR4, IR7, IR8, IR10) où le flux de neutrons thermiques est d'environ $1x10^{14}$ neutrons/cm^2-s.

Les dimensions détaillées de la cible sont répertoriées dans le tableau IV.5. Le porte-cible rectangulaire est chargé dans un trou d'irradiation, où le flux de neutrons thermiques est de l'ordre de 10^{14} neutrons/cm^2s

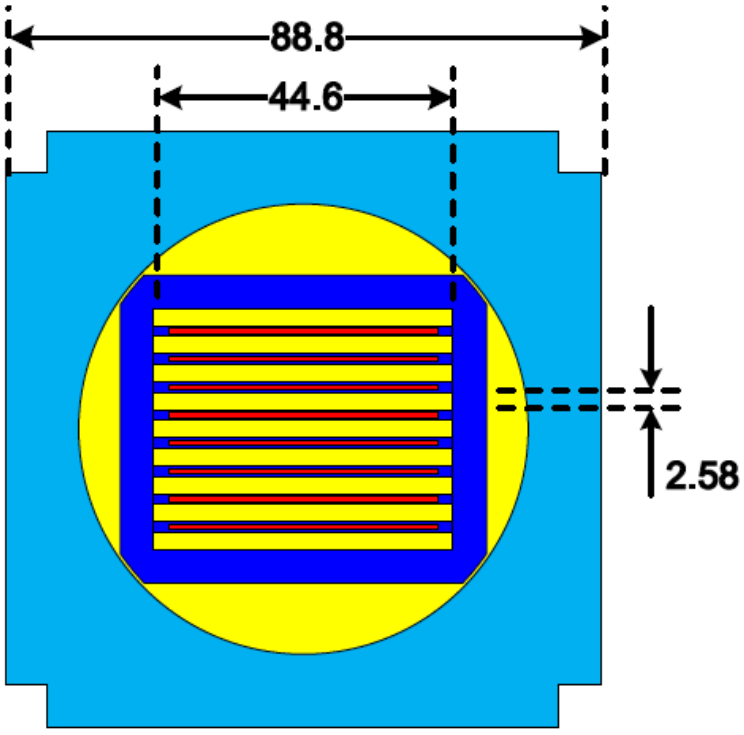


Fig. IV.16: Cible de Molybdène de fission chargée dans le canal d'irradiation [6]

Tableau IV.5. Dimensions de la cible de fission [6]

Paramètre	Unité	Valeur
Plaque cible (Gaine)		
Épaisseur mm	mm	1,58
Largeur mm	mm	50,0
Matériau		Al6061
Cible LEU (Combustible)		
Épaisseur	mm	0,79
Largeur	mm	40,0
Matériau		U3Si2 – Al
U-Enrichment	%	19.75

IV.5 Analyse neutronique et thermohydraulique pendant l'irradiation

IV.5.1 Analyse neutronique

Les cibles de Molybdène de fission sont irradiées dans un réacteur de recherche avec un flux de neutrons thermiques de $1x10^{14}$ neutrons/cm^2-s pendant 7 jours pour atteindre le taux de production maximal du ^{99}Mo. Pour estimer la quantité de chaleur dégagée par le combustible pendant et après l'irradiation, les auteurs de l'article du benchmark ont utilisé le code MCNP, qui est un code de simulation de transport neutron-photon de Monté Carlo. La composition de la cible est l'U_2Si_2, la cible que les auteurs ont utilisée pour l'analyse, contient 0.1409 % de ^{235}U et 0.5726 % de ^{238}U. La fraction massique totale de l'uranium est de 0.7135. Comme la chaleur dégagée pendant l'irradiation dépend du site d'irradiation dans le cœur, les auteurs ont testé 6 sites. Le tableau IV.6 énumère la puissance des cibles de Molybdène à différents états du cœur, c'est-à-dire, BOC, MOC et EOC, (Beginning, Middle and End Of Cycle) pendant l'irradiation des 8 plaques dans les 6 sites choisis. Les plaques 1 et 8, sont les plaques placées à l'extérieur de l'assemblage, elles libèrent plus de puissance que celles de l'intérieures. La plus grande puissance de 12.64 kW est libérée par la plaque 8 dans le site IR3 à l'état BOC et la plus grande puissance des cibles, assemblage entier, est de 88.86 kW libérée du site IR3 au MOC. Pour estimer la chaleur décroissante par ORIGEN-ARP, la masse d'uranium et la puissance par plaque sont requises. La masse d'uranium par plaque peut être calculé comme suit:

$$M_m(U) = w(U)\rho_m W_m t_m L_m \qquad \text{(IV.7)}$$

$$M_m(U) = 0.7135(4.05\ gU/cm^3)(4.0 * 0.09 * 18.2)cm^3 = 18.9332\ gU$$

Tableau IV.6 : Puissance des cibles de Molybdène de fission [6]

Etat du cœur	Puissance (kW)	Sites d'irradiations IR1	IR3	IR4	IR7	IR8	IR10
BOC	Plate 1	9.73	12.67	8.87	9.95	10.65	10.83
	Plate 2	8.84	11.55	8.21	9.44	10.13	10.19
	Plate 3	8.38	10.9	7.88	9.2	9.98	9.87
	Plate 4	8.09	10.56	7.76	9.17	10.03	9.84
	Plate 5	8.07	10.43	7.7	9.32	10.14	9.98
	Plate 6	8.12	10.41	7.78	9.68	10.43	10.24
	Plate 7	8.32	10.57	8	10.23	11.02	10.82
	Plate 8	8.91	11.13	8.51	11.25	12.05	11.87
	Somme	**68.47**	**88.22**	**64.7**	**78.25**	**84.43**	**83.65**
MOC	Plate 1	9.85	12.64	9.13	10.38	10.74	11.19
	Plate 2	8.99	11.63	8.44	9.83	10.15	10.57
	Plate 3	8.48	11	8.06	9.56	10.09	10.19
	Plate 4	8.25	10.58	7.91	9.54	10.01	10.09
	Plate 5	8.22	10.5	7.86	9.61	10.2	10.24
	Plate 6	8.27	10.54	7.94	9.92	10.51	10.53
	Plate 7	8.52	10.71	8.16	10.55	11.14	11.16
	Plate 8	9.1	11.26	8.74	11.59	12.11	12.2
	Somme	**69.68**	**88.86**	**66.23**	**80.98**	**84.94**	**86.18**
EOC	Plate 1	9.46	12.13	8.8	10	10.19	10.73
	Plate 2	8.7	11.07	8.1	9.45	9.65	10.02
	Plate 3	8.19	10.51	7.74	9.26	9.46	9.71
	Plate 4	8	10.15	7.58	9.18	9.53	9.71
	Plate 5	7.91	9.99	7.54	9.35	9.65	9.8
	Plate 6	7.95	10.01	7.63	9.66	9.99	10.1
	Plate 7	8.21	10.21	7.89	10.22	10.49	10.67
	Plate 8	8.7	10.75	8.39	11.2	11.53	11.61
	Somme	**67.13**	**84.83**	**63.67**	**78.31**	**80.49**	**82.34**

IV.5.2 Analyse thermohydraulique

Pendant l'irradiation, la cible de Molybdène de fission est refroidie par convection forcée avec un refroidissement descendant (du haut vers le bas) du cœur des cibles et la vitesse d'écoulement moyenne du fluide de refroidissement est 7,5 m /s.

Après l'irradiation, la cible de Molybdène de fission est refroidie par convection naturelle avec un refroidissement ascendant (du bas vers le haut) du cœur des cibles. Les analyses, des auteurs de l'article du benchmark, de la marge thermique pendant l'irradiation sont résumées dans le tableau IV.7. Avec la vitesse d'écoulement du réfrigérant dans le cœur du réacteur de 7.5 m/s, les marges thermiques minimales sont obtenues avec le calcul de la puissance à BOC. La température à l'ONB est déterminée par la corrélation de Bergles-Rohsenow et le CHF est déterminé par la corrélation de Kaminaga et al. La marge de température de l'ONB minimale est de 28.7 $^{\circ}$C et le ratio minimum de CHF est de 4.98.

Tableau IV.7: Analyses de marges thermiques pendant l'irradiation (Convection forcée) [6]

	Unité	BOC	MOC	EOC
Vitesse de l'écoulement	m/s	7.5	7.5	7.5
Flux de chaleur moyen	kW/m^2	669.2	682.4	653.6
Facteur de non uniformité de la puissance, F_Q	-	1.787	1.598	1.587
Facteur de distribution axiale, F_Z	-	1.185	1.037	1.048
Température maximale du réfrigérant	°C	42.4	42.6	52.2
Température maximale de la paroi	°C	102.0	97.0	93.5
Température maximale du combustible	°C	128.3	120.9	116.0
Marge de la température à ONB	°C	28.7	33.8	37.2
MDNBR	-	4.98	5.45	5.74

IV.6 Analyse neutronique et thermohydraulique après l'irradiation

Après irradiation, les cibles doivent être transférées pour de nouveaux processus de production de ^{99}Mo, à savoir la dissolution des cibles et la séparation des produits de fission inutiles. Pendant le transport des cibles d'un réacteur à une cellule chaude, le refroidissement des cibles peut encore être nécessaire pour éliminer la chaleur de désintégration. Comme les cibles sont transportées dans l'eau, le refroidissement par convection naturelle est toujours disponible. Le refroidissement par convection naturelle est une méthode d'élimination de la chaleur prometteuse dans les réacteurs de recherche. Pour estimer la quantité de chaleur désintégrée après irradiation les auteurs de l'article du benchmark ont utilisé le code code SCALE6.0. Le paquet de code SCALE6.0 (Standardized Computer Analyses for Licensing Evaluation) est un modèle de contrôle d'ORIGEN-APR développé par le laboratoire national d'Oak Ridge (ORNL). La composition de la cible est l'U_3Si_2, la cible que les auteurs ont utilisée pour l'analyse, contient 0.1409 % de ^{235}U et 0.5726 % de ^{238}U. La fraction massique totale de l'uranium est de 0.7135. La chaleur de désintégration après l'irradiation dépend de la puissance de désintégration avec le temps. Pour estimer la chaleur de désintégration par ORIGEN-ARP, la masse d'uranium et la puissance par plaque sont requises. La masse d'uranium par plaque peut être calculé comme suit:

$$\mathrm{M_m(U) = w(U)\rho_m W_m t_m L_m} \qquad \text{(IV.8)}$$

$$\mathrm{M_m(U) = 0.7135(4.05\ gU/cm^3)(4.0 * 0.079 * 18.2)cm^3 = 16.62\ gU}$$

Avec : ρ_m est la densité de cible LEU, $w(U)$: est la fraction massique d'U dans la cible LEU, W_m : est la largeur de cible, t_m : est l'épaisseur de cible, L_m : est la longueur de cible

Le tableau IV.8 indique la fraction de puissance de désintégration avec le temps et la contribution des émissions alpha, bêta et gamma. Après retrait des cibles de la zone d'irradiation, la contribution d'Alpha et de Beta à la génération de la puissance de désintégration est proche de 50%, mais elle diminue avec le temps [6].

Tableau IV.8 : Puissance de décroissance avec le temps [6].

Temps de décroissance (jour)	Temps de décroissance (s)	Contribution (%)		$P(t_D)/P_0^*$ (%)
		Alpha & Beta	Gamma	
1.157E-05	1.000E+00	49.9	50.1	5.753E+00
1.000E-03	8.640E+01	45.4	54.6	2.914E+00
3.000E-03	2.592E+02	45.1	54.9	2.285E+00
1.000E-02	8.640E+02	44.4	55.6	1.710E+00
3.000E -02	2.592E+03	43.9	56.1	1.185E+00
1.000E-01	8.640E+03	45.7	54.3	7.147E 01
3.000E-01	2.592E+04	47.3	52.7	4.309E 01
1.000E+00	8.640E+04	43.1	56.9	2.246E 01
2.000E+00	1.728E+05	40.6	59.4	1.467E 01
3.000E+00	2.592E+05	39.3	60.7	1.127E 01
4.000E+00	3.456E+05	38.5	61.5	9.283E 02
5.000E+00	4.320E+05	38.0	62.0	7.911E 02
6.000E+00	5.184E+05	37.7	62.3	6.890E 02
7.000E+00	6.048E+05	37.5	62.5	6.091E 02
8.000E+00	6.912E+05	37.4	62.6	5.447E 02

* Fraction de puissance de désintégration à la fission

IV.7 Choix du maillage

La plaque de cible LEU a entièrement été maillé avec des mailles hexaédriques de manière uniforme. Différents degrés de raffinement ont été testés, pour évaluer leurs influences sur les paramètres calculés avec le code ANSYS Fluent.

Afin de choisir le meilleur maillage possible pour ce banc d'essai numérique, cinq maillages récapitulent dans le Tableau. IV.9 ci-dessous utilisés.

Tableau. IV.9 Nombres de mailles pour les différents maillages

Maillage	**Nom de maillage**	**Nombre de nœuds**	**Nombre de mailles**	**Type de maillage**
Maillage 1	N1	271520	203420	Hexaédrique structuré
Maillage 2	N2	353755	265030	Hexaédrique structuré
Maillage 3	N3	381391	285735	Hexaédrique structuré
Maillage 4	N4	419543	314318	Hexaédrique structuré

Les figures (IV.17, IV.18, IV.19) représentent les erreurs relatives $\frac{\Delta A}{A}$ en fonction du nombre de mailles (N_1, N_2, N_3, N_4) pour étudier l'influence du maillage sur les températures maximales de la gaine et du combustible ainsi que la température maximale du réfrigérant.

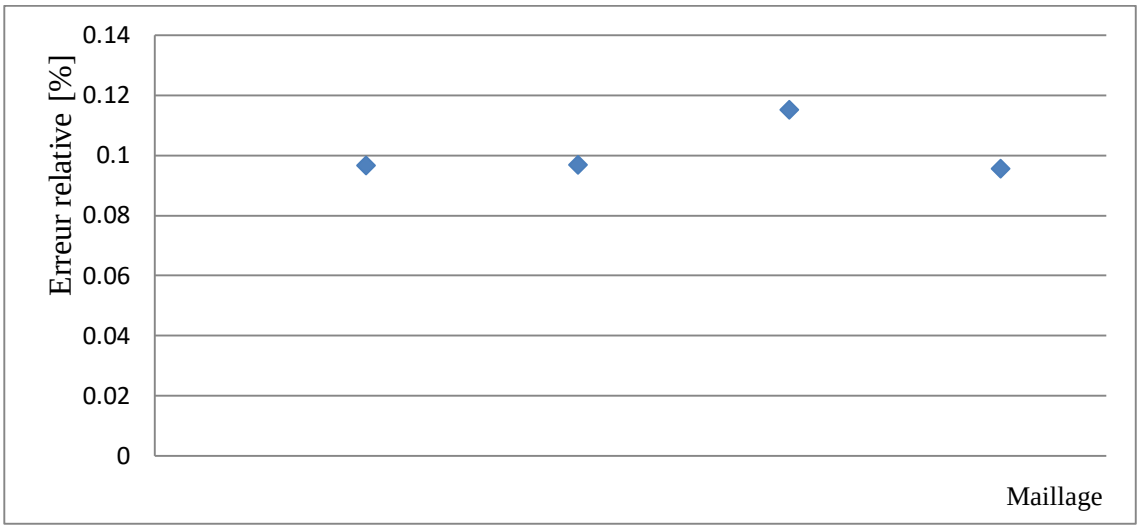


Fig. IV.17 : Influence du maillage sur la température maximale du réfrigérant

Les résultats obtenus par le code TMAP dans le milieu du cycle MOC ont servi de référence pour évaluer l'influence du maillage sur les résultats de simulation numériques. La comparaison entre les deux codes faite par le calcul de l'erreur relative.

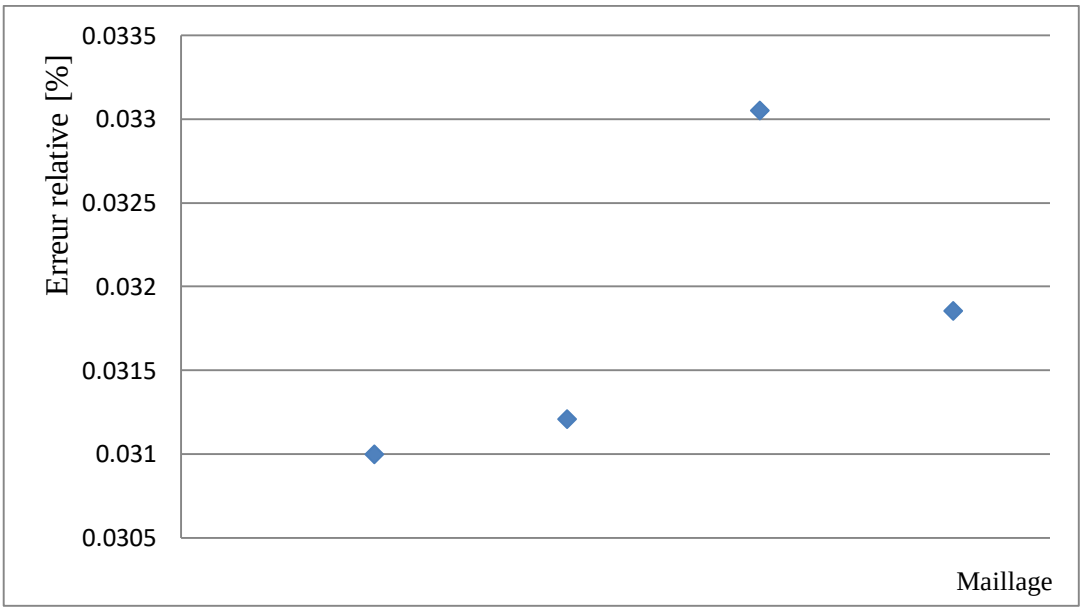


Fig. IV.18 : Influence du maillage sur la température maximale de la gaine

Les résultats obtenus montrent que tous les maillages produisent presque même des écarts avec les résultats obtenus par Jo et al, et on constate que les résultats obtenus avec le maillage 3 légèrement meilleur que les autres maillages, le maillage 3 a finalement été conservé.

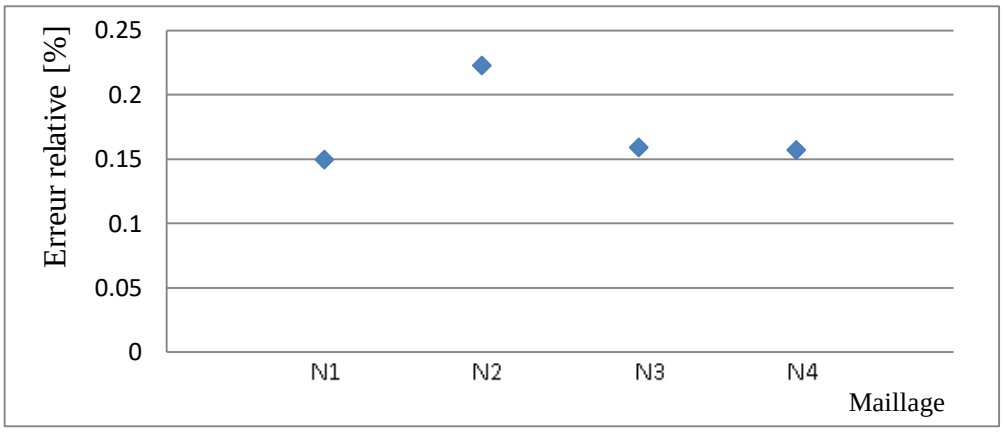


Fig. IV.19 : Influence du maillage sur la température maximale du combustible

IV.8 Choix du modèle de turbulence

La bibliographie montre que plusieurs modèles de turbulence peuvent être utilises pour modéliser la turbulence, une comparaison entre le model k-Ɛ classique et le model k-Ɛ RNG pour choisi le modèle le plus adapté dans notre étude.

A fin de choisir le modèle de turbulence le plus adapté à notre problème, nous présentons dans cette partie les résultats de l'influence du modèle de turbulence sur la simulation numérique de transfert de chaleur dans la plaque de cible avec le logiciel ANSYS Fluent. Les mesure de la distribution axiale de la température de réfrigérant et la température de la gaine ainsi que la température de la combustible au milieu du cycle MOC seront les références pour évaluer les deux modèles testés. La comparaison entre les températures avec les deux modèles, représentés sur les figures (IV.20, IV.21, IV.22)

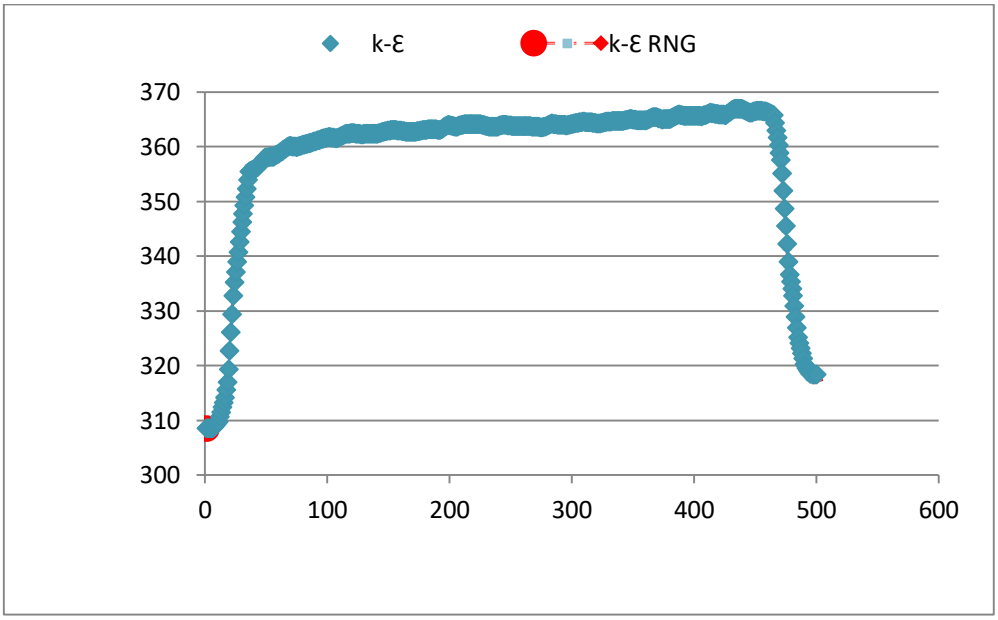


Fig. IV.20 : Influence du modèle de turbulence sur la distribution axiale de la température de la gaine au MOC

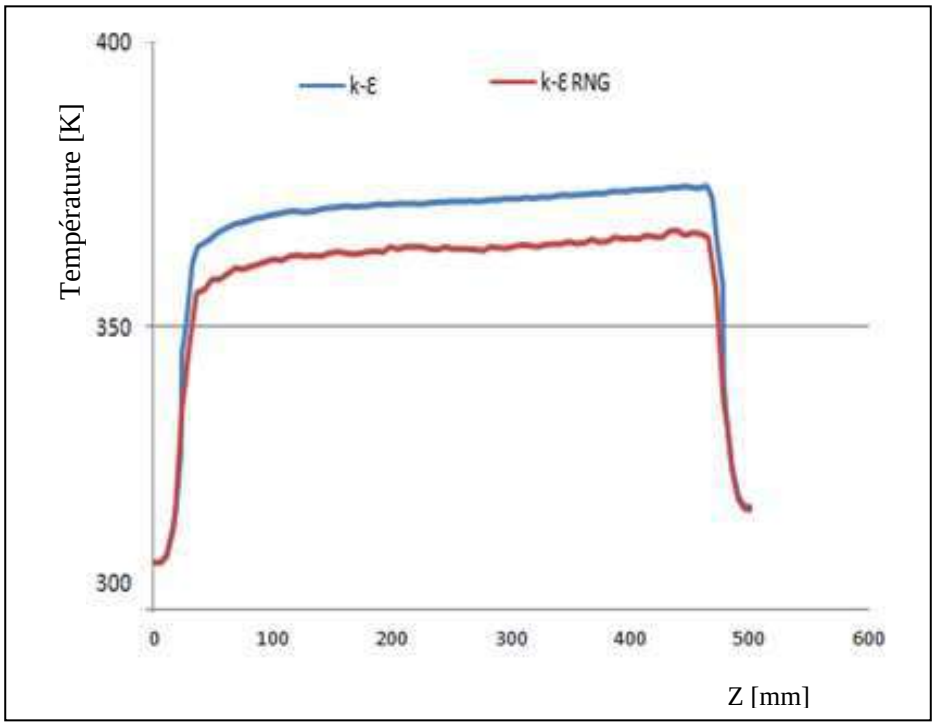


Fig. IV.21 Influence du modèle de turbulence sur la distribution axiale de la température du combustible au MOC.

Les résultats de calculs montrent que la différance est très faible, le modèle classique k-Ɛ semble très légèrement mieux adapté dans notre cas pour simuler le transfert de chaleur dans la plaque cible. Cette étude nous permet donc de constater que les deux modèles de turbulences entrainent des résultats numériques très proches.

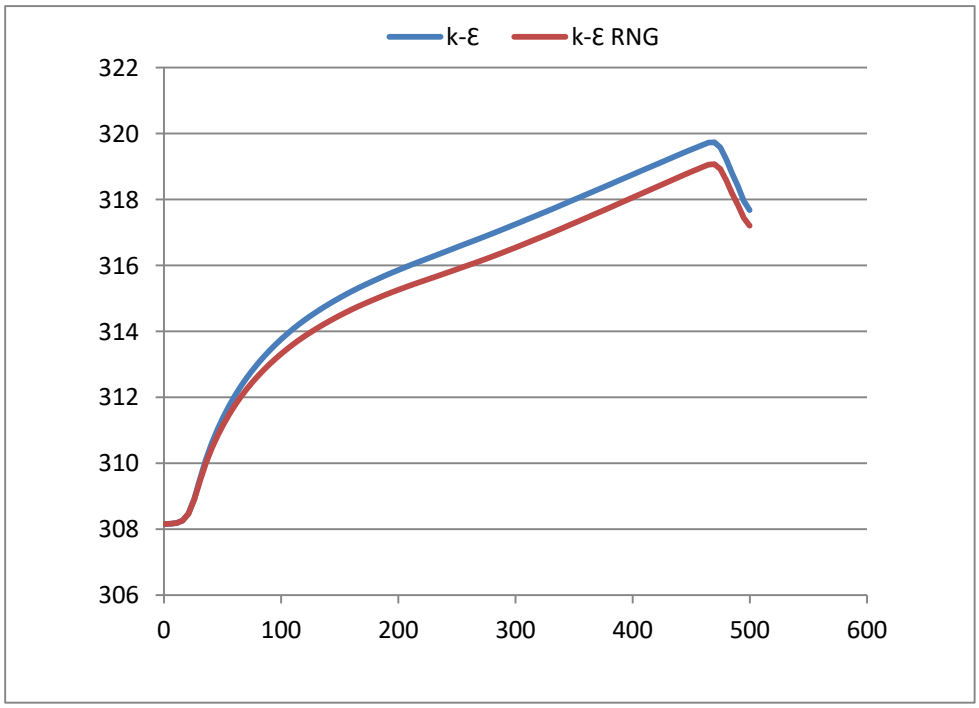


Fig. IV.22 : Influence du modèle de turbulence sur la distribution axiale de la température de réfrigérant au MOC.

Au vu des résultats obtenus légèrement plus satisfaits pour le modèle k-Ɛ sur la température de combustible (figure IV.4), dons le model k-epsilon sera utilisé dans toutes les simulations numériques réalisés avec ANSYSS Fluent dans le cadre de ce travail.

IV.9 Validation du code

Au début de ce chapitre, nous avons présenté en détails les analyses thermohydrauliques effectuées par Jo et al. Les résultats de la simulation numérique par le code ANSYS Fluent sont confrontés à leurs analyses neutroniques et thermohydrauliques afin de valider le de simulation. Les simulations numériques ont été réalisées avec le modèle de turbulence k-Ɛ.

IV.10 Comparaison des résultats pendant l'irradiation

Dans cette partie, on présente la validation du code de calcul ANSYS Fluent 14.5 pour la simulation numérique du transfert de chaleur dans les cibles LEU pour la production du ^{99}Mo. La méthodologie utilisée est principalement une comparaison entre nos résultats, obtenus par ANSYS, et les résultats obtenus par Daeseong Jo et al [6].

Dans ce contexte, nous avons comparé la différence entre les températures maximales pour le réfrigérant (H_2O) et la gaine (Al6061) et le combustible U_3Si_2 calculées par le code ANSYS Fluent avec ceux trouvés par Daeseong Jo [6]. Les résultats sont représentés sur les figures (IV.23, IV.24, IV.25) et le tableau IV.10 ci-dessous.

Tableau. IV.10: Températures maximales et marge de température à ONB : Comparaison

Etat de réacteur	BOC		MOC		EOC	
	ANSYS Fluent	TMAP	ANSYS Fluent	TMAP	ANSYS Fluent	TMAP
T_{com_Max} [°C]	120.0	128.3	101.3	120.9	98.5	116
T_{Al_Max} [°C]	109.7	102	93. 3	97	90.8	93.5
T_{H2O_Max} [°C]	50.1	42.4	46.8	42.6	46.3	42.2

Les résultats de calcul du Tableau IV.7 pour le BOC sont illustrés à la Figure IV.9 ci-dessous.

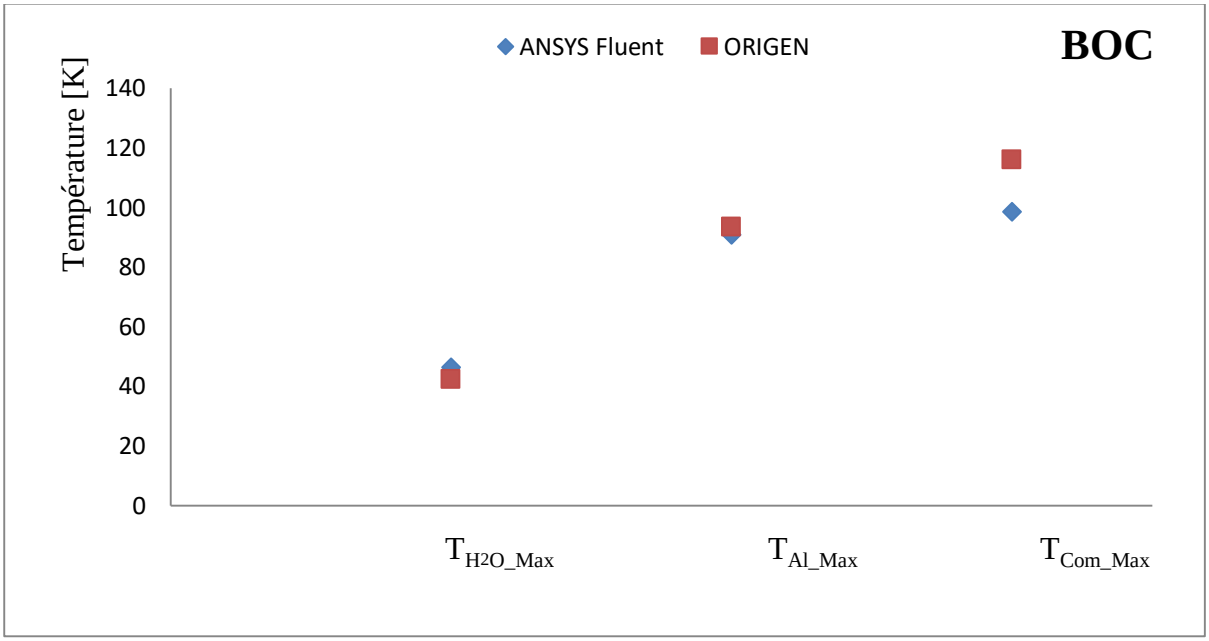


Fig. IV.23 : Comparaison entre les températures et la marge à ONB au BOC

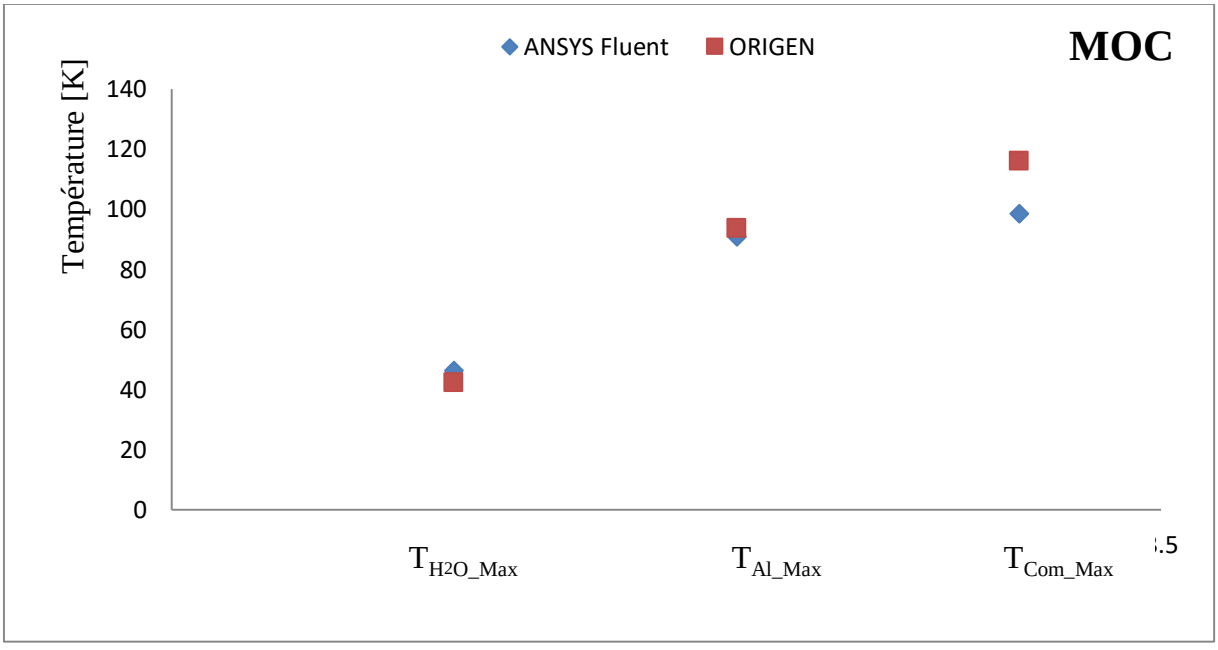


Fig. IV.24 : Comparaison entre les températures et la marge à ONB au MOC.

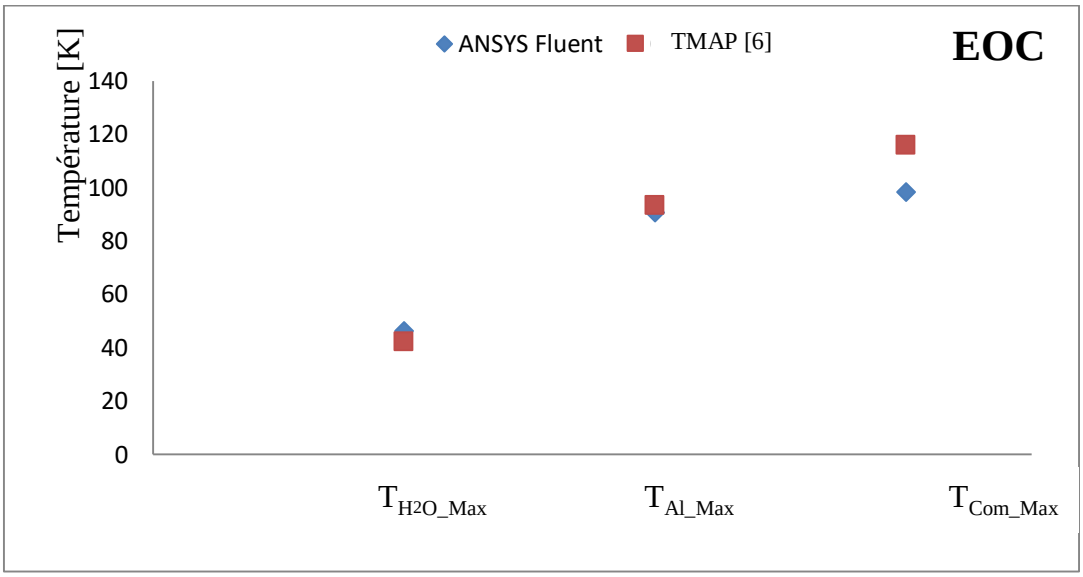


Fig. IV.25 : Comparaison entre les températures et la marge à ONB à l'EOC

On constate que les résultats obtenus entre le code de calcul ANSYS Fluent et le code TMAP [6] convergent et en particulier dans le EOC, par exemple la température maximale du réfrigérant pour les deux code sont 42.2 °C et 46.3 °C.

Dans le BOC et pour les températures maximales du combustible (BOC, MOC, EOC) on constate que l'erreur de calcul est plutôt grand, à titre d'exemple pour le BOC la température maximale du combustible pour le code ANSYS Fluent et l'TMAP sont 120.0 °C et 128.3 °C respectivement, et pour les températures maximales du combustible pour le MOC sont 120.9 °C et 101.3°C, la grande différance entre les deux codes uniquement à la température maximale de la combustible en raison de la puissance qui a été supposée uniforme. On constate que, le critère de sûreté «La température de la paroi de la gaine (T_w) doit toujours être bien inférieure à la température T_{ONB} » dans les trois cas BOC, MOC et EOC du cœur de réacteur, est vérifié.

IV.11 Flux de chaleur critique CHF et le DNBR

Le rapport de l'échauffement critique (DNBR) est le rapport entre le flux de chaleur critique q_c CHF et le flux de chaleur local q. Le tableau IV.11 ci-dessous résume le calcul du flux de chaleur critique moyen, en utilisant la corrélation de Kaminaga pour la prédiction du flux de chaleur critique et les marges de sûreté à l'échauffent critique (DNB) pour les trois états du réacteur.

Tableau IV.11 : Flux de chaleur critique CHF

Etat de réacteur	BOC		MOC		EOC	
	ANSYS Fluent	TMAP	ANSYS Fluent	TMAP	ANSYS Fluent	TMAP
CHF [W/m^2]	4677761.61	-	4677761.61	-	4677761.61	-
DNBR	3.91	4.98	4.29	5.45	4.5	5.74

Pour les cas étudiés dans ce rapport, c'est-à-dire BOC, MOC et EOC, de point de vue thermohydraulique la marge au DNB est confortable. Les résultats sont présentés dans la figure IV.26 ci-dessous.

Les résultats obtenus montrent que le code CFD ANSYS Fluent est capable de prédire raisonnablement bien les critères des marges de sûreté thermohydrauliques, qui sont en bon accord avec les résultats obtenus par Daeseong Jo et al [6].

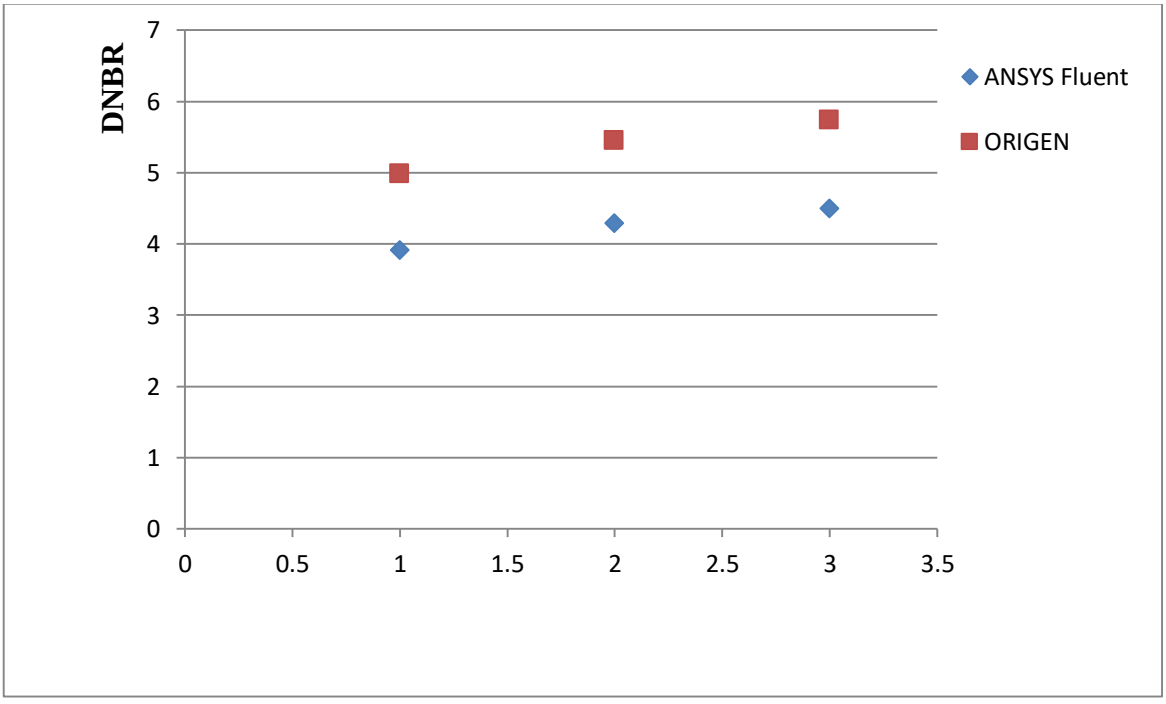


Fig. IV.26: Critère de sûreté DNBR : Comparaison entre les deux codes de calcul ANSYS Fluent et le code TMAP

IV.12 Comparaison des résultats après l'irradiation

Le tableau IV.12 ci-dessous résume la température maximale de la paroi et la marge de température à ONB par rapport à la puissance de désintégration. Dans ce tableau, on calcul les erreurs relatives des températures maximales de la gaine de nos résultats, obtenus par le code CFD, ANSYS Fluent en l'occurrence, par rapport à ceux de l'article "Neutronic and thermal hydraulic analyses of irradiated fuel plates for molybdenum-99 production" [6] obtenus par TMAP. On constate que les résultats obtenus entre le code de calcul ANSYS Fluent et le code TMAP [6] convergent et en particulier pour la température maximale de la paroi et l'erreur relative entre l'article de référence TMAP et notre travail, varie entre 2.16 % et 8.25 %. On constate aussi que pour le code de calcul ANSYS Fluent et a un temps de décroissance de 0,01 h (= 36 s), la marge de température ONB devient positive (= +5.06°C) donc le refroidissement par convection naturelle est suffisant pour refroidir les cibles de fission ^{99}Mo après 36 second mais pour le code TMAP et a un temps de décroissance de 0,03 h (= 108 s), la marge de température ONB devient positive (= +1.9°C) et çà veux dire que le refroidissement par convection naturelle est suffisant pour fournir les cibles de fission ^{99}Mo après 108 second.

Tableau IV.12 : Température maximale de la paroi et la marge de température à ONB par rapport à la puissance de désintégration

Temps [h]	Fraction de puissance de désintégration %	Vitesse [m/s]	Température maximale de la Gaine [°C]			Marge à ONB [°C]	
			ANSYS Fluent	**TMAP**	**Erreur %**	**Fluent**	**TMAP**
0	6.28	0.091	194.241	180.3	7.73	-	-
0.00028	5.753	0.087	184.898	170.8	8.25	-	-
0.01	3.49	0.068	134.537	127.2	5.76	5.05	-
0.024	2.912	0.062	121.054	115.3	4.99	15.46	-
0.03	2.82	0.061	118.962	113.3	4.99	17.21	1.9
0.05	2.475	0.057	110.584	106	4.32	23.54	9.3
0.072	2.285	0.054	106.294	101.8	4.41	27.16	13.4
0.5	1.355	0.042	82.14	80.4	2.16	45.51	34.7
6	0.47	0.024	57.126	55.2	3.48	66.66	59.9
12	0.333	0.02	52.875	50.6	4.49	70.40	64.5
24	0.225	0.017	48.869	46.7	4.64	73.61	68.3

La figure IV.27 ci-dessous représente une comparaison entre la température maximale de la gaine Al6061 calculées par le code ANSYS Fluent avec ceux trouvés par Daeseong Jo [6].

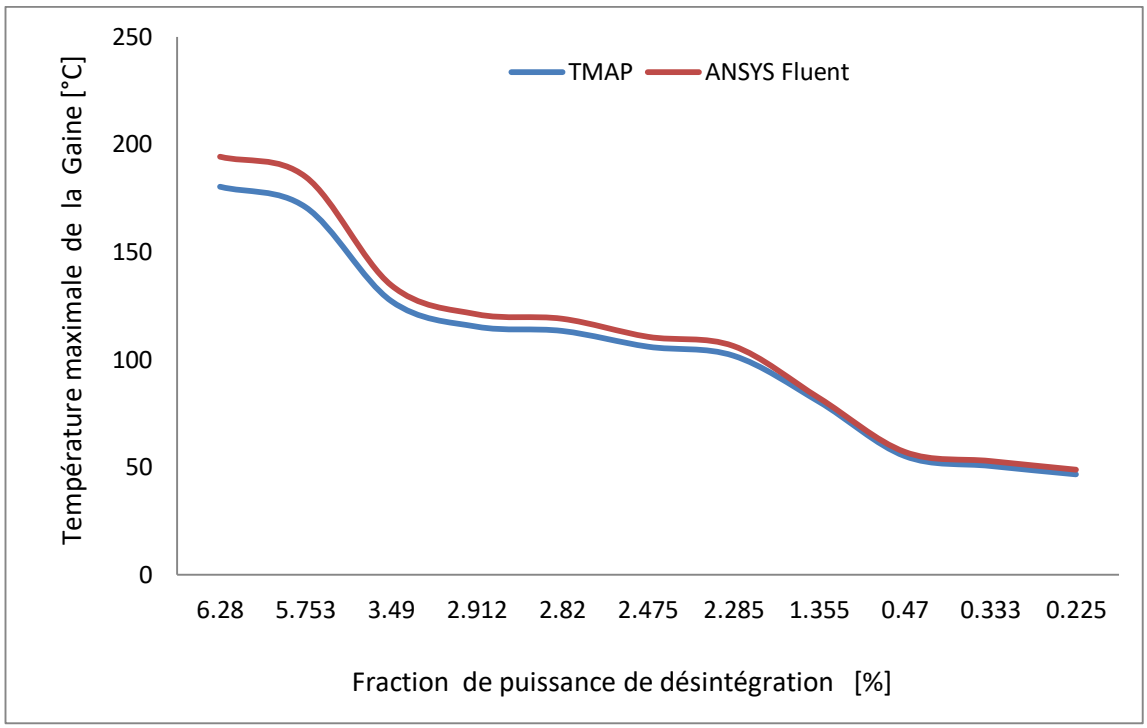


Fig. IV.27 : Température maximale de la gaine Al6061

IV.13 Conclusion

Nous avons mené une étude comparative en considérant les deux modèles de turbulence, le model k-Ɛ classique et le model k-Ɛ RNG afin choisir le modèle le plus convenable aux configurations ciblées, Pour atteindre cet objectif nous nous sommes appuyés sur différents tests de simulations numériques en considérant les températures maximale de l'eau, de la gaine d'aluminium ainsi que la température maximale du combustible. Les résultats des tests de k-Ɛ et k-Ɛ RNG ont montré que le modèle de turbulence k-Ɛ RNG induise une déviation importante par rapport à l'autre modèle de turbulence k-ε.

Une étude comparative entre le code ANSYS Fluent et le code TMAP a été faite dans ce chapitre, Les résultats obtenus, démontrent que le code CFD ANSYS Fluent est capable de prédire raisonnablement bien les températures maximales des matériaux de structure des plaques combustibles ainsi que les limites des marges de sûreté thermohydrauliques, qui sont en bon accord avec l'article de référence pour tout les états, sauf pour les températures maximales du combustible d'une part et d'autre part les résultats obtenus pour le début du cycle (BOC) où les erreurs relatives sont relativement élevées, qui peuvent être réduites sensiblement en utilisant une source de puissance volumétrique non uniforme.

CHAPITRE V
RESULTATS ET DISCUSSIONS

CHAPITRE .V

V.1 Introduction

Ce chapitre est consacré à la présentation des résultats obtenus par une analyse thermohydraulique et thermomécanique des plaques combustibles irradiées pour la production de Mo-99 en utilisant un code CFD, ANSYS Fluent pour déterminer les marges de sureté thermohydrauliques (T_{ONB}, DNBR, CHF). Les résultats du calcul thermo hydraulique des cibles de Molybdène de fission obtenus seront utilisés comme données d'entrées dans le calcul thermomécanique en couplant le solveur Fluent avec celui du calcul mécanique (Static Structural) pour déterminer les contraintes et les déformations subies par la cible au cours du régime de puissance BOC.

V.2 Distribution de la température le long de la plaque combustible

On a réalisé trois simulations, chacune pour un état du réacteur, pour le début, au milieu et à la fin de cycle (BOC, MOC, EOC). La figure V.1 présente les trois vues du contour de la distribution de la température le long de la plaque de la cible de Molybdène de fission lors de l'irradiation dans un canal d'un réacteur nucléaire pour la production de Mo-99 au début du cycle (BOC). Ces contours sont au centre de la plaque où on remarque que la valeur maximale de la température, aux alentours de 128.3°C, est à la sortie de la plaque, qui devait être normalement au milieu, cela est dû au fait que le profil de la puissance considéré est uniforme, alors que les facteurs de non uniformité de la puissance axiale et radiale, soit la puissance maximale sur la puissance moyenne, F_Q et F_Z sont supérieurs à 1.

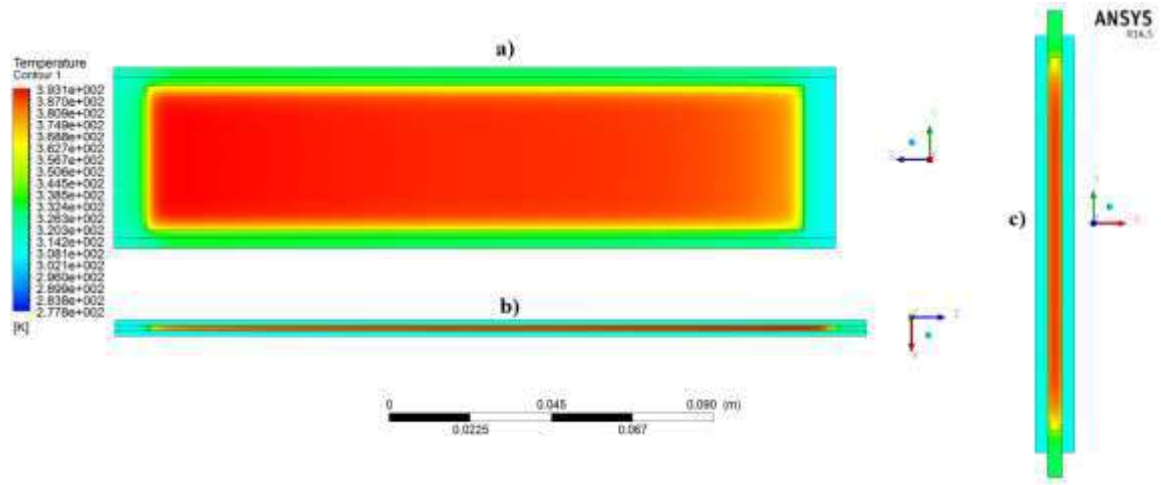


Fig. V.1 : Distribution de la température le long de la plaque combustible au BOC

La figure V.2 présente les trois graphes de la distribution radiale de la température a) à l'entrée au milieu et à la sortie de la plaque, b) au début au milieu et à la fin du combustible en sandwich et c) la distribution axiale de la température le long de la plaque. A partir des graphes a) et b) on extrait les valeurs maximales des températures dans les différentes structures de la plaque, à savoir, la gaine et le combustible en sandwich ainsi que la température de réfrigérant à l'entrée comme à la sortie. A partir du graphe c) de la figure V.2,

on tire la température de la paroi de la gaine et la température moyenne du réfrigérant, paramètres essentiels pour la détermination de l'ONB et le CHF. Les températures déduites des graphes de la figure V.2 sont résumées dans le tableau V.1, tableau des erreurs relatives des résultats obtenus par TMAP par rapport à nos résultats obtenus par le code CFD ANSYS Fluent.

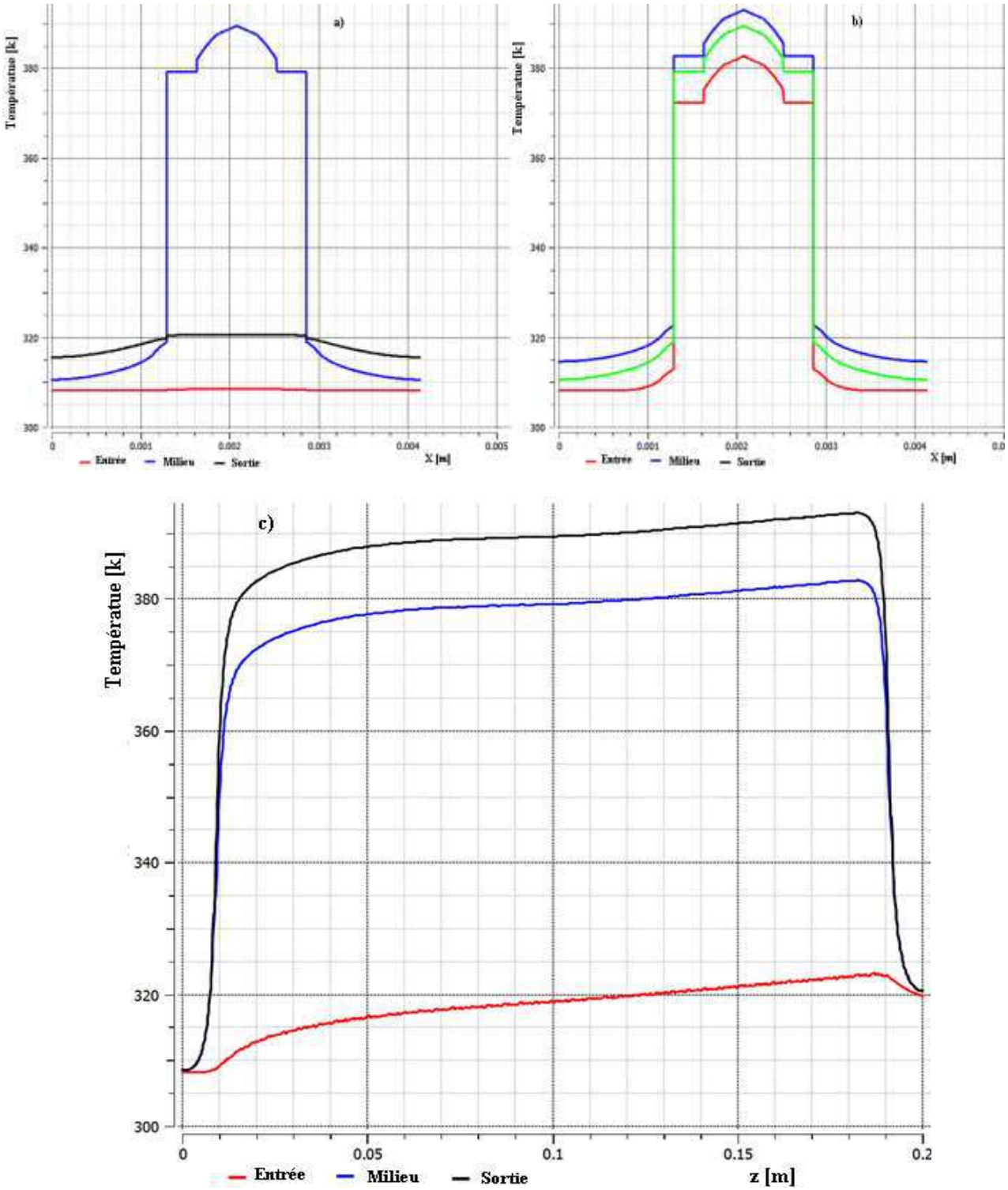


Fig. V.2: Distributions radiales et axiale de la température au début du cycle

Les figures V.3 et V.4 présentent les différentes vues du contour de la distribution de la température le long de la plaque de la cible de Molybdène de fission lors l'irradiation au milieu du cycle (MOC) et à la fin du cycle (EOC). Ces contours sont au centre de la plaque où on remarque toujours que la valeur maximale de la température, aux alentours de 120.9°C K pour le MOC et 116°C pour l'EOC.

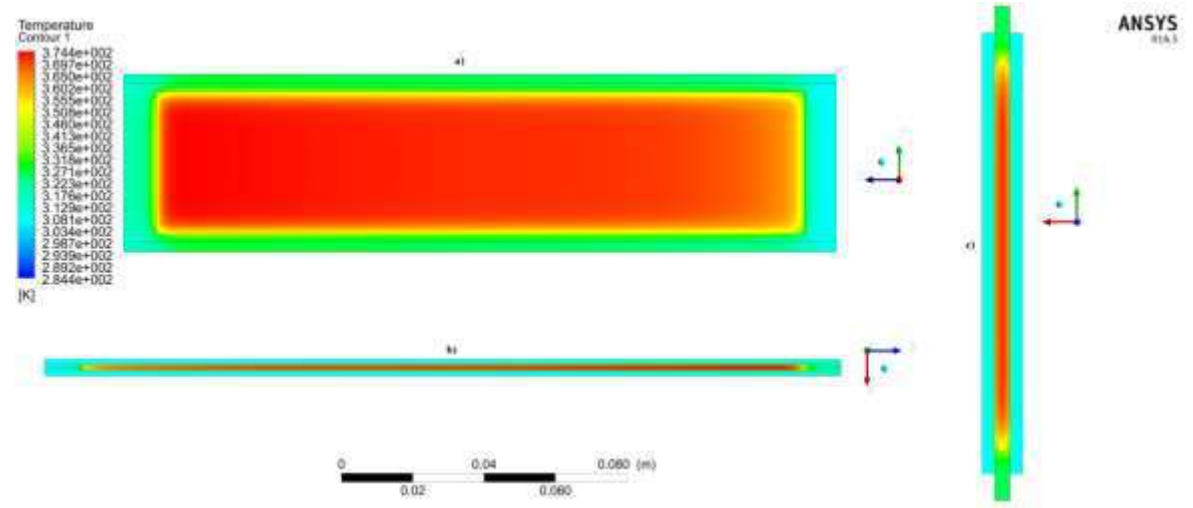


Fig. V.3 : Distribution de la température le long de la plaque combustible au MOC

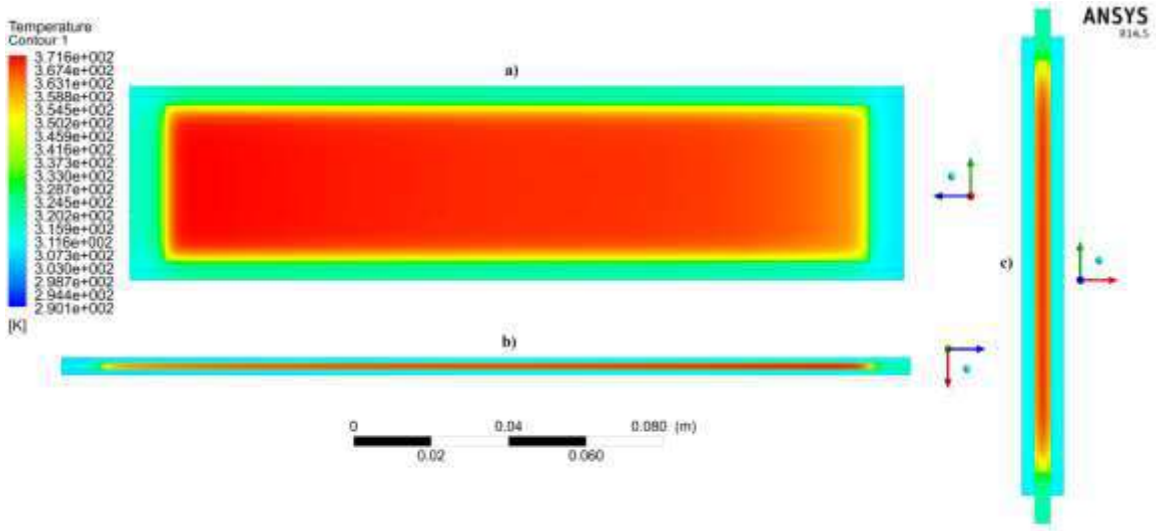


Fig. V.4 : Distribution de la température le long de la plaque combustible à l'EOC

Les figures V.5 et V.6 présentent les graphes de la distribution radiale et axiale de la température aux différentes positions de la plaque combustible de Molybdène de fission. A partir des graphes des figures V.5 et V.6 on tire les valeurs maximales des températures dans les différentes structures de la plaque, à savoir, la gaine et le combustible en sandwich à l'entrée comme à la sortie ainsi que la température de la paroi de la gaine et la température

moyenne du réfrigérant, paramètres essentiels pour la détermination de l'ONB et le CHF. Les températures déduites sont résumées dans le tableau V.2.

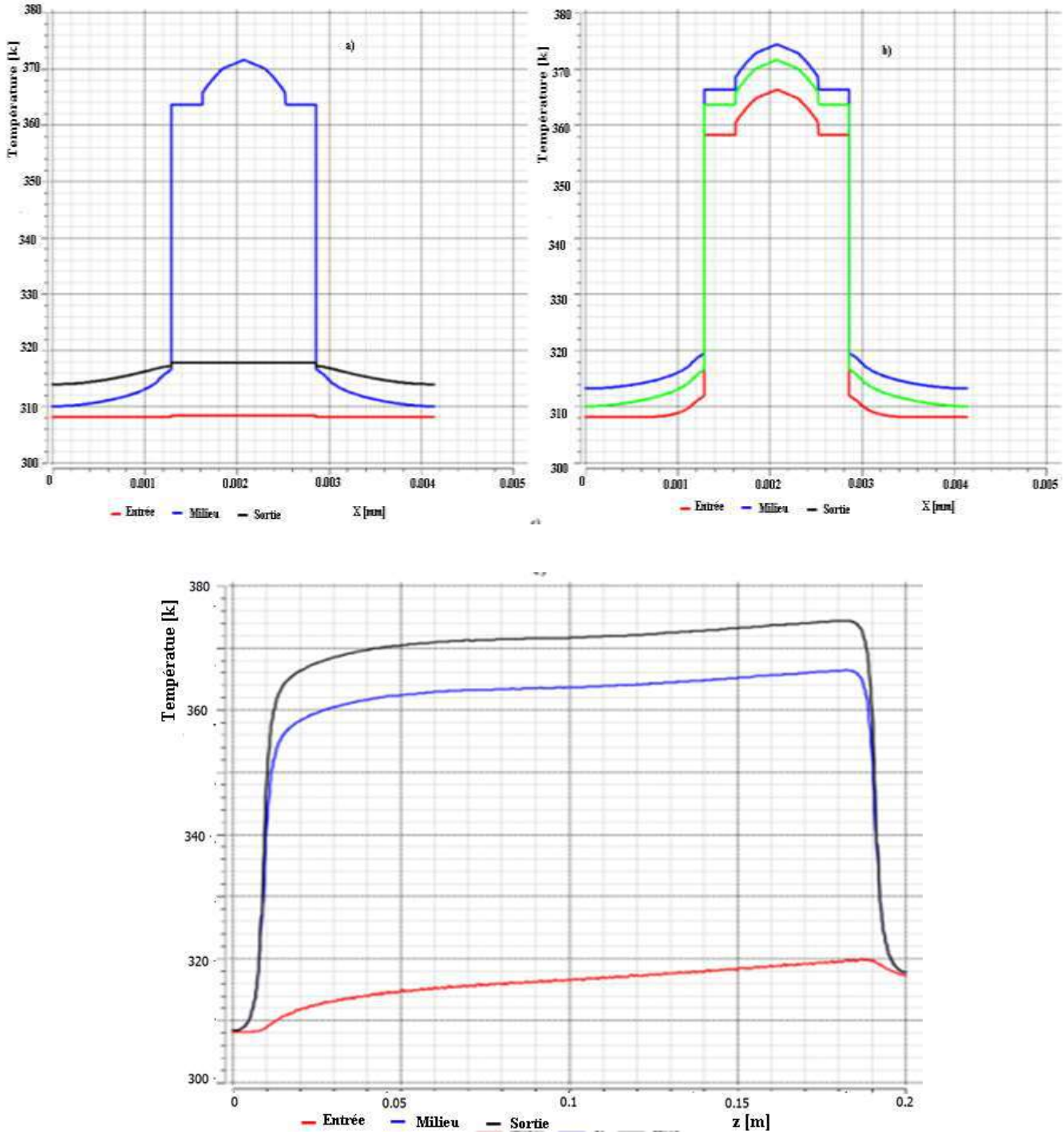


Fig. V.5 : Distributions radiales et axiale de la température au MOC

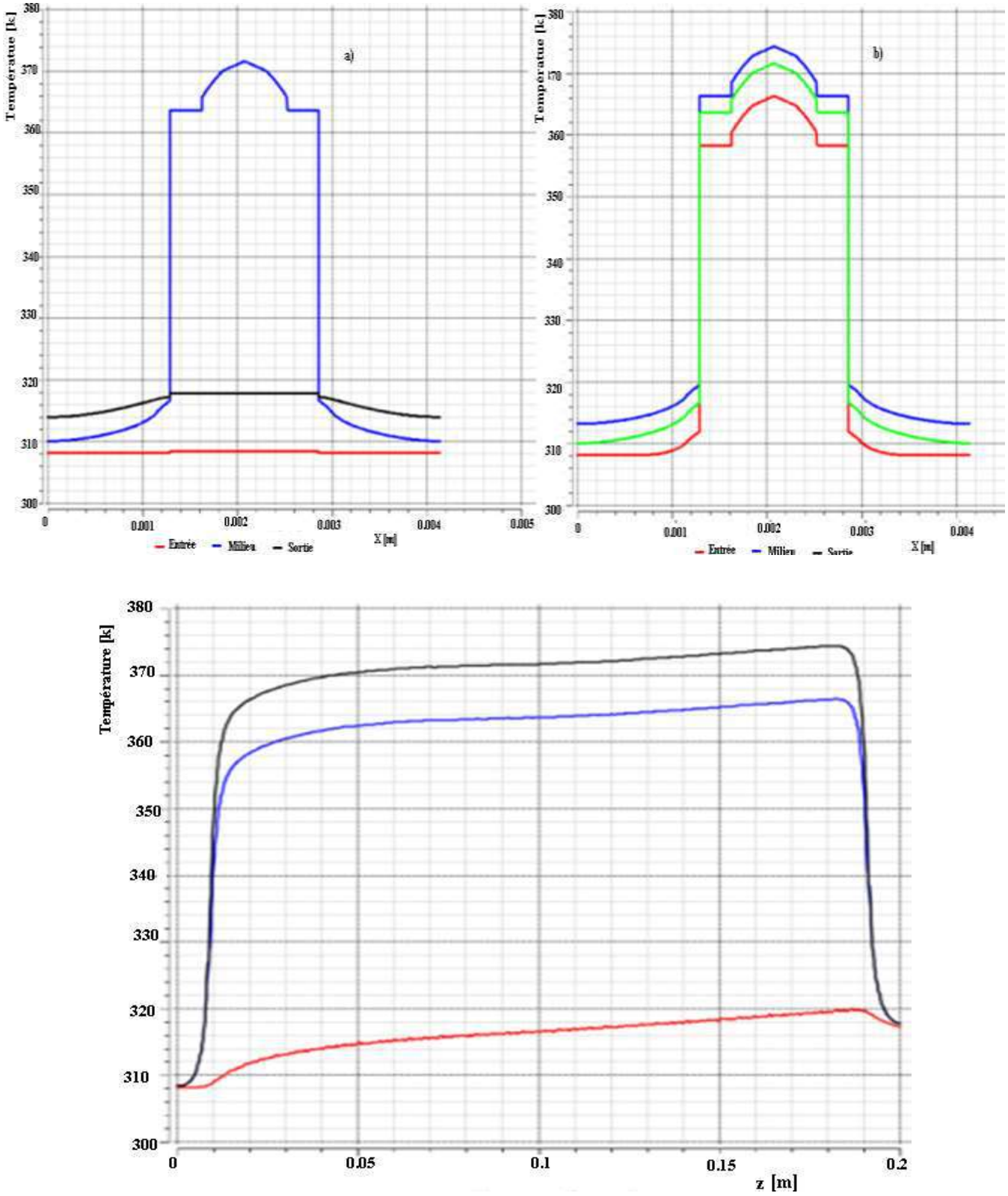


Fig. V.6 : Distributions radiales et axiale de la température à l'EOC

On remarque que la température, dans la direction axiale et radiale, dans toutes les structures de la plaque, gaine en Aluminium et le combustible sandwich en U_3Si_2 et la température de réfrigérant, est toujours supérieur au début du cycle (BOC) puis au milieu du cycle (MOC) et enfin à la fin du cycle (EOC) comme indiqué dans la figure V.7 qui regroupe les cycles de l'état du réacteur pour les différentes structures de la plaque.

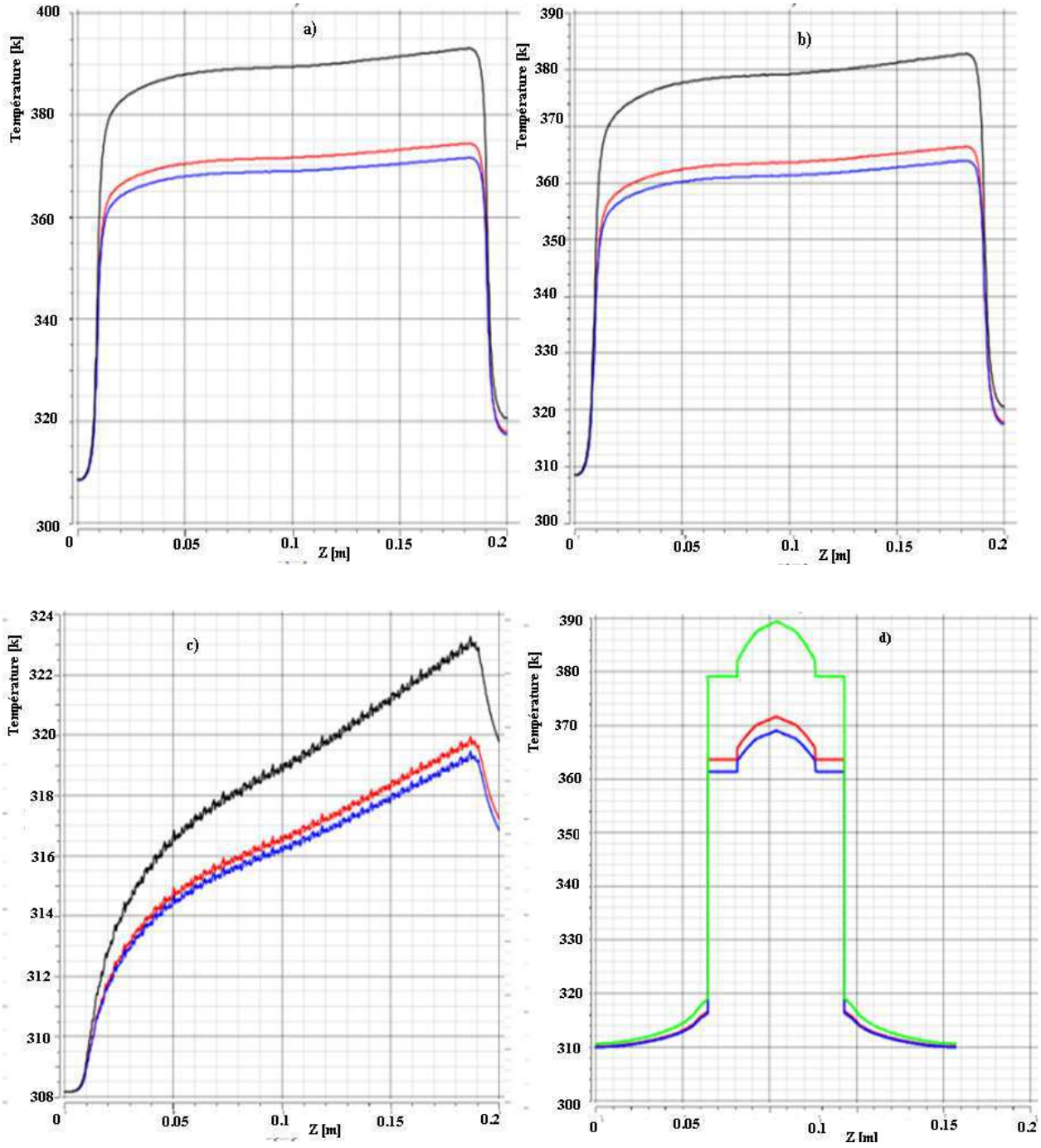


Fig. V.7 : Distributions axiale et radiales de la température pour les trois cycles BOC, MOC et EOC

Le tableau V.1 ci-dessous résume les températures maximales des différentes structures de la plaque pour l'irradiation de la cible de Molybdène de fission à savoir le réfrigérant, de l'eau légère, de la gaine en Aluminium et du combustible U_3Si_2. Dans ce tableau, on calcul les erreurs relatives des températures maximales de nos résultats, obtenus par le code CFD,

Tableau V.1 : Calcul des erreurs relatives

	Unité	BOC T/F*	Erreur %	MOC T/F*	Erreur %	EOC T/F*	Erreur %
Température maximale du réfrigérant	°C	42.4/50.1	18	42.6/46.8	9.9	52.2/46.3	11.3
Température maximale de la paroi	°C	102.0/109.7	7.5	97.0/93.3	3.8	93.5/90.8	2.9
Température maximale du combustible	°C	128.3/120.0	6.5	120.9/101.3	16.2	116.0/98.5	15.1

*** F : Fluent, T : TMAP**

V.3 Calcul les Marges de sûreté thermohydraulique

À travers l'étude précédente, on n'a présenté que les températures maximales des différentes structures des cibles de Molybdène de fission (Gaine et combustible) et la température de réfrigérant, ces températures sont des paramètres nécessaire pour le calcul des marges de sûreté thermohydrauliques en régime permanent, les plus importantes (trois en tout), pour les combustibles de type plaque. Cette étude nécessitera généralement des calculs de la performance neutronique et thermohydraulique des plaques combustibles avec quelques variations de paramètres comprenant la composition et les épaississeurs, du combustible en sandwich et celle de la gaine, pour des considérations neutroniques ; les propriétés de transfert de chaleur des matériaux de structure des plaques (réfrigérant, gaine et combustible) et les débits de refroidissements pour des considérations thermohydraulique. Toutes les Marges de sûreté thermohydraulique sont calculées dans les trois états du cœur de réacteur BOC, MOC et EOC.

V.3.1 Début d'ébullition nucléée ONB à l'état BOC

La figures V.8 montre la distribution axiale de température le long de la plaque pour le réfrigérant (en Rouge), pour la gaine d'aluminium (en Bleu), et pour le combustible U_3Si_2 (en Noir). La température maximale de la gaine d'aluminium Al6061 dans l'état BOC est 109.7°C, il est à constater que l'écarte maximal de la température entre le réfrigérant et la gaine est de $\Delta T_{Max} = 21.4°C$, par ΔT_{Max} on peut calculer la température à ONB et la marge à ONB.

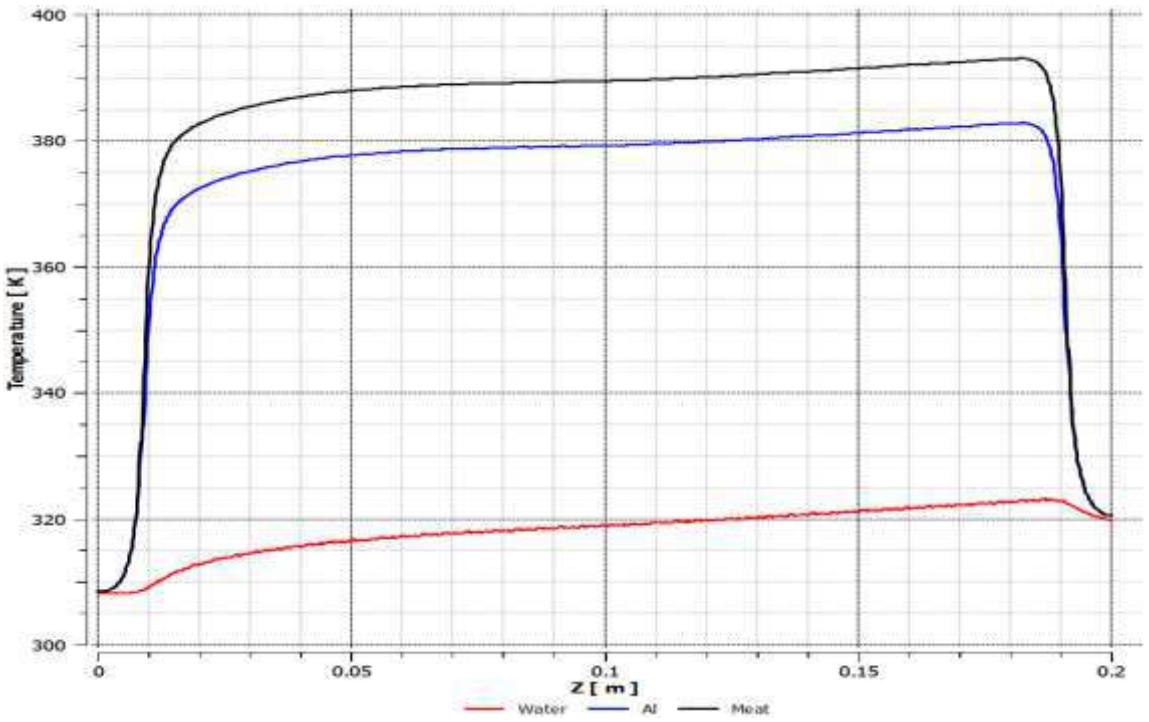


Fig. V.8 : Distributions axiale de la température au début du cycle (BOC)

A partir de la figure V.8, obtenue par simulation (sous ANSYS Fluent) de l'irradiation d'une cible de Molybdène de fission au début du cycle BOC, on déduit les températures du réfrigérant, l'eau en occurrence, et de la gaine, l'aluminium Al6061 en occurrence. A partir du CFD-Post, logiciel inclus dans le package d'ANSYS, on exporte les 400 températures de la figure V.8 vers une feuille de Microsoft Excel pour traitement. Donc à partir de l'équation $q'' = h(T_f - T_s)$ on calcule le flux de chaleur local q'' et avec la corrélation de Bergles et Rohsenow on détermine la température de la gaine à laquelle l'ONB se produit. De ces deux équations, on détermine l'écart de température et la marge au début de l'ébullition nucléée (ONB). Tous les résultats sont résumés dans le tableau V.2, calcul de l'ONB au début du cycle (BOC).

Tableau V.2 : Calcul de l'ONB au début du cycle BOC.

Paramètre	Valeur	Unité
Température de la gaine à l'ONB, T_{ONB}	131.12	°C
Température maximale de la gaine, T_{Al_max}	109.7	°C
Flux de chaleur moyen	669.2	kW/m^2
Flux de chaleur à l'ONB	2108.52	kW/m^2
Marge à l'ONB	21.42	°C

V.3.2 Début d'ébullition nucléée ONB à l'état MOC

La figure V.9 montre la distribution axiale de température le long de la plaque pour le réfrigérant (en Rouge), pour la gaine d'aluminium (en Bleu), et pour le combustible U_3Si_2 (en Noir). La température maximale de la gaine d'aluminium Al6061 dans l'état MOC est 128.73°C, il est à constater que l'écarte maximal de la température entre le réfrigérant et la

gaine est de $\Delta T_{Max} = 35.3°C$, par ΔT_{Max} on peut calculer la température à ONB et la marge à ONB.

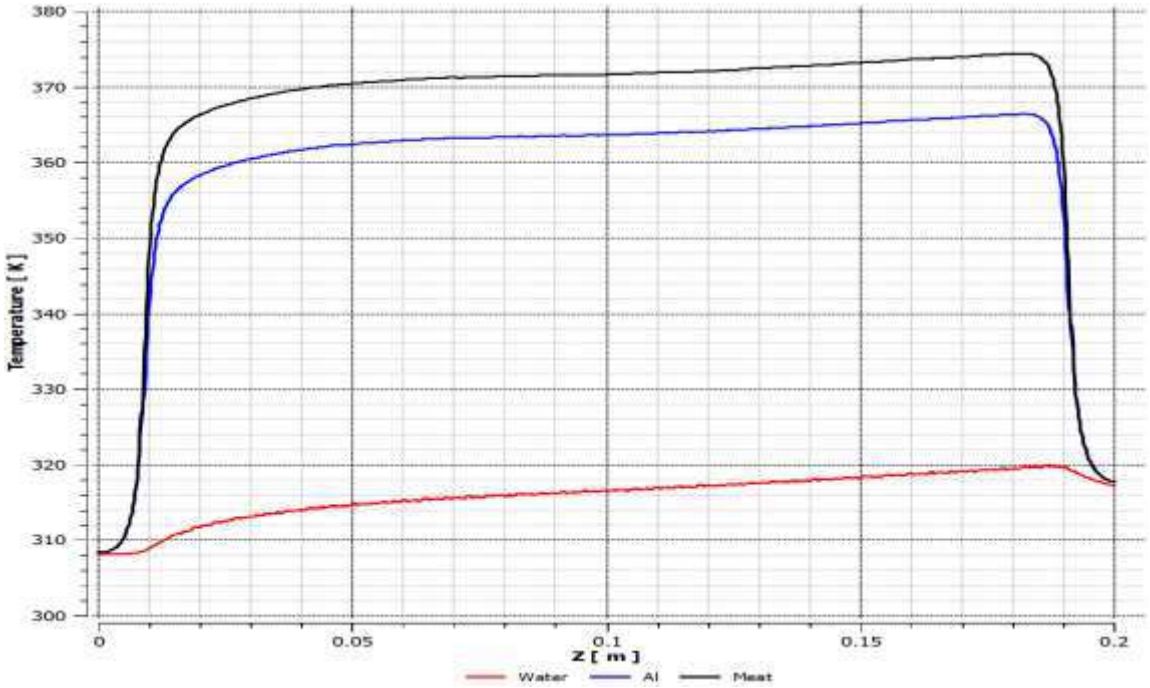


Fig. V.9 : Distributions axiale de la température au milieu du cycle (MOC)

Comme pour le BOC, à partir du CFD-Post, on exporte les 400 températures de l'eau et de celles de l'aluminium vers une feuille de Microsoft Excel pour traitement. Tous les résultats du calcul de l'ONB sont résumés dans le tableau V.3.

Tableau V.3 : Calcul de l'ONB au milieu du cycle (MOC)

Paramètre	Valeur	Unité
Température de la gaine à l'ONB, $\boldsymbol{T_{s\text{-}ONB}}$	128.73	°C
Température maximale de la gaine, $\boldsymbol{T_{Al_max}}$	93.3	°C
Flux de chaleur moyen	682.4	kW/m^2
Flux de chaleur à l'ONB	1420.94	kW/m^2
Marge à l'ONB	35.43	°C

V.3.3 Début d'ébullition nucléée ONB à l'état EOC

La figure V.10 montre la distribution axiale de température le long de la plaque pour le réfrigérant (en Rouge), pour la gaine d'aluminium (en Bleu), et pour le combustible U_3Si_2 (en Noir). La température maximale de la gaine d'aluminium Al6061 dans l'état EOC est 128.51°C, il est à constater que l'écarte maximal de la température entre le réfrigérant et la gaine est de $\Delta T_{Max} = 37.56°C$, par ΔT_{Max} on peut calculer la température à ONB et la marge à ONB.

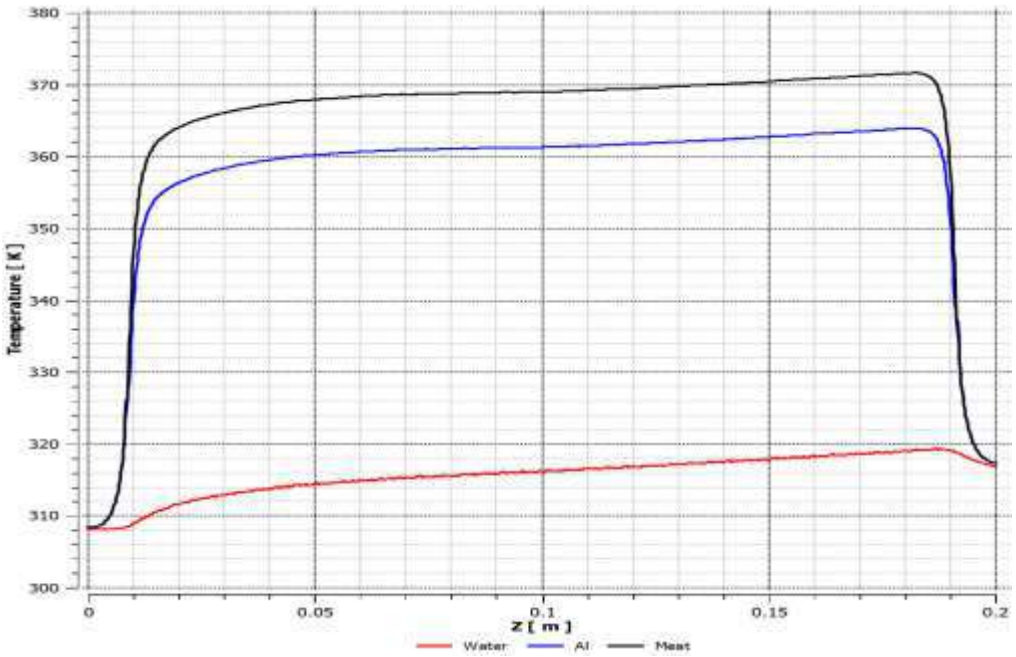


Figure V.10: Distributions axiale de la température à la fin du cycle (EOC)

Comme pour le BOC et le MOC, à partir de la figure V.10, qui présente la distribution axiale de la température à la fin du cycle (EOC), on exporte les 400 températures des deux matériaux vers Excel pour le calcul de l'ONB à cet état du réacteur. Le tableau V.4 résume tous les paramètres à l'ONB.

Tableau V.4 : Calcul de l'ONB à la fin du cycle (EOC)

Paramètre	Valeur	Unité
Température de la gaine à l'ONB, T_{ONB}	128.51	°C
Température maximale de la gaine, T_{Al_max}	90.81	°C
Flux de chaleur moyen	653.6	kW/m^2
Flux de chaleur à l'ONB	1364.18	kW/m^2
Marge à l'ONB	37.7	°C

V.4 Début de l'instabilité de l'écoulement (OFI)

L'instabilité de l'écoulement (FI) se réfère à des oscillations de l'écoulement d'amplitudes constantes ou variables qui sont analogues aux vibrations dans les systèmes mécaniques. A cet égard, la relation entre le flux de chaleur, l'écoulement et la chute de pression joue un rôle important. Les oscillations de l'écoulement sont indésirables pour plusieurs raisons (vibrations mécaniques des composants et problèmes de contrôle du système affectent les caractéristiques locales de transfert de chaleur, etc.). Des instabilités du flux pour différentes géométries ont été étudiées par plusieurs chercheurs. Le tableau V.5 ci-dessous résume le calcul du flux de chaleur critique moyen, en utilisant trois corrélations pour la prédiction du flux de chaleur critique moyen et les marges de sûreté au début de l'instabilité d'écoulement (OFI) pour les trois états du réacteur.

Tableau V.5 : Calcul des flux de chaleur critiques moyens et des marges de sûreté à l'OFI

Paramètre	Corrélation	Valeur	Unité
D_h,		$3.12e^{-3}$	m
R,		0.70	-
$q_{c\text{-}avg}$	Forgan	$1.49e^{4}$	kW/m^2
	Whittle	$7.20e^{3}$	kW/m^2
	Winkler	$3.95e^{3}$	kW/m^2
Flux de chaleur moyen	BOC	669.2	kW/m^2
	MOC	682.4	kW/m^2
	EOC	653.6	kW/m^2
Marge à l'OFI, (Forgan)	BOC	22.27	-
	MOC	21.83	-
	EOC	22.80	-
Marge à l'OFI, (Whittle)	BOC	10.76	-
	MOC	10.55	-
	EOC	11.02	-
Marge à l'OFI, (Winkler)	BOC	5.90	-
	MOC	5.79	-
	EOC	6.04	-

Pour les états du cœur étudiés dans cette thèse, c'est-à-dire BOC, MOC et EOC, de point de vue thermohydraulique la marge au début de l'instabilité de l'écoulement (OFI) est confortable et ceci en utilisant trois corrélations, la corrélation de Forgan, la corrélation de Whittle et la corrélation de Winkler. Les marges variées de 5.79 (MOC) en utilisant corrélation de Winkler à 22.80 (EOC) en utilisant la corrélation de Forgan.

V.5 Flux de chaleur critique CHF et le DNBR

Le rapport de l'échauffement critique DNBR est le rapport entre le flux de chaleur critique q_c CHF et le flux de chaleur local q. Le tableau V.6 ci-dessous résume le calcul du flux de chaleur critique moyen, en utilisant la corrélation de Kaminaga pour la prédiction du flux de chaleur critique et les marges de sûreté à l'échauffent critique (DNB) pour les trois états du réacteur.

Tableau. V.6: Calcul le CHF et le DNBR: Comparaison

Etat de réacteur	BOC		MOC		EOC	
	ANSYS Fluent	TMAP	ANSYS Fluent	TMAP	ANSYS Fluent	TMAP
CHF [W/m^2]	4677761.61	-	4677761.61	-	4677761.61	-
DNBR	3.91	4.98	4.29	5.45	4.5	5.74

Pour les cas étudiés dans cette thèse de point de vue thermohydraulique la marge au DNB est confortable.

V.6 Calcul les Marges de sûreté thermohydraulique après l'irradiation

Après l'irradiation des cibles d'LEU, elles ont acquis un niveau élevé de radioactivité, ce qui rend leur manipulation et leur manipulation directes assez difficiles. Les cibles doivent rester pendant un certain temps pour le refroidissement, soit au cœur du réacteur, soit dans le panier de stockage situé à l'intérieur du bassin principal du réacteur. Ainsi, cette étude a été réalisée pour assurer les marges de sûretés thermohydrauliques au cours du mode de refroidissement par convection naturelle avec rapport de puissance variable.

Le tableau V.7 résume la vitesse d'écoulement de l'eau de refroidissement du canal, le coefficient de transfert de chaleur, la température maximale de la paroi et la marge de température à ONB ainsi que le Flux de chaleur à l'ONB par rapport à la puissance de désintégration calculées par le code de calcul ANSYS Fluent. La vitesse du canal diminue avec le temps de décroissance, car moins de puissance de désintégration génère moins de force motrice. Après irradiation à un temps de désintégration de 0 s, la fraction de puissance de désintégration est d'environ 6,28% et la marge de température ONB est négative.

Cela signifie que la température de la surface de la gaine est supérieure à la température ONB. À mesure que le temps de décroissance augmente, la fraction de puissance de décroissance diminue de manière exponentielle. À un temps de décroissance de 0,01 h (= 0,6 min), la marge de température ONB devient positive (= +5.06°C). À ce moment, le refroidissement par convection naturelle est suffisant pour refroidir les cibles de fission Mo.

Tableau V.7 : Résultats de l'analyse thermohydraulique sous le refroidissement par convection naturelle (dans l'eau).

Temps [h]	Vitesse [m/s]	Fraction de puissance de désintégration %	T_{Max}*	T à ONB [°C]	h [W/m^2.K]	Q à ONB** [W/m^2]	Marge à ONB [°C]
0	0.091	6.28	194.24	138.27	1616.35	37859.88	-
0.00028	0.087	5.753	184.89	137.23	1587.55	34032.34	-
0.01	0.068	3.49	134.53	132.25	1438.54	18660.81	5.05
0.024	0.062	2.912	121.05	130.76	1386.36	14993.51	15.46
0.03	0.061	2.82	118.96	130.51	1377.37	14425.24	17.21
0.05	0.057	2.475	110.58	129.54	1340.51	12311.24	23.54
0.072	0.054	2.285	106.29	128.96	1311.83	11120.38	27.16
0.5	0.042	1.355	82.14	125.91	1186.36	5946.08	45.51
6	0.024	0.47	57.12	121.86	948.42	1643.62	66.66
12	0.02	0.333	52.87	121.00	881.72	1082.75	70.40
24	0.017	0.225	48.86	120.31	826.22	726.25	73.61

*Température maximale de la paroi ** Flux de chaleur à l'ONB

Le tableau V.8 ci-dessous résume la température maximale de la paroi et la marge de température à ONB par rapport à la puissance de désintégration. Dans ce tableau, on calcul les erreurs relatives des températures maximales de la gaine de nos résultats, obtenus par le code CFD, ANSYS Fluent en l'occurrence, par rapport à ceux de l'article "Neutronic and thermal hydraulic analyses of irradiated fuel plates for molybdenum-99 production" obtenus par TMAP. On constate que les résultats obtenus entre le code de calcul ANSYS Fluent et le code TMAP [6] convergent et en particulier pour la température maximale de la paroi et l'erreur relative entre l'article de référence TMAP et notre travail, varie entre 2.16 % et 8.25 %.
On constate aussi que pour le code de calcul ANSYS Fluent et a un temps de décroissance de 0,01 h (= 0,6 min), la marge de température ONB devient positive (= +5.06°C) donc le refroidissement par convection naturelle est suffisant pour refroidir les cibles de fission ^{99}Mo après 0.6 minute mais pour le code TMAP et a un temps de décroissance de 0,03 h (= 1,8 min), la marge de température ONB devient positive (= +1.9°C) et çà veux dire que le refroidissement par convection naturelle est suffisant pour refroidir les cibles de fission ^{99}Mo après 1.8 minute.

Tableau V.8 : Température maximale de la paroi et la marge de température à ONB par rapport à la puissance de désintégration

Temps [h]	Fraction de puissance de désintégration %	Vitesse [m/s]	Température maximale de la Gaine [°C]			Marge à ONB [°C]	
			ANSYS Fluent	**TMAP**	**Erreur %**	**ANSYS Fluent**	**TMAP**
0	6.28	0.091	194.241	180.3	7.73	-	-
0.00028	5.753	0.087	184.898	170.8	8.25	-	-
0.01	3.49	0.068	134.537	127.2	5.76	5.05	-
0.024	2.912	0.062	121.054	115.3	4.99	15.46	-
0.03	2.82	0.061	118.962	113.3	4.99	17.21	1.9
0.05	2.475	0.057	110.584	106	4.32	23.54	9.3
0.072	2.285	0.054	106.294	101.8	4.41	27.16	13.4
0.5	1.355	0.042	82.14	80.4	2.16	45.51	34.7
6	0.47	0.024	57.126	55.2	3.48	66.66	59.9
12	0.333	0.02	52.875	50.6	4.49	70.40	64.5
24	0.225	0.017	48.869	46.7	4.64	73.61	68.3

La figure V.11 ci-dessous représente une comparaison entre la température maximale de la gaine Al6061 calculées par le code ANSYS Fluent avec ceux trouvés par Daeseong Jo [6].

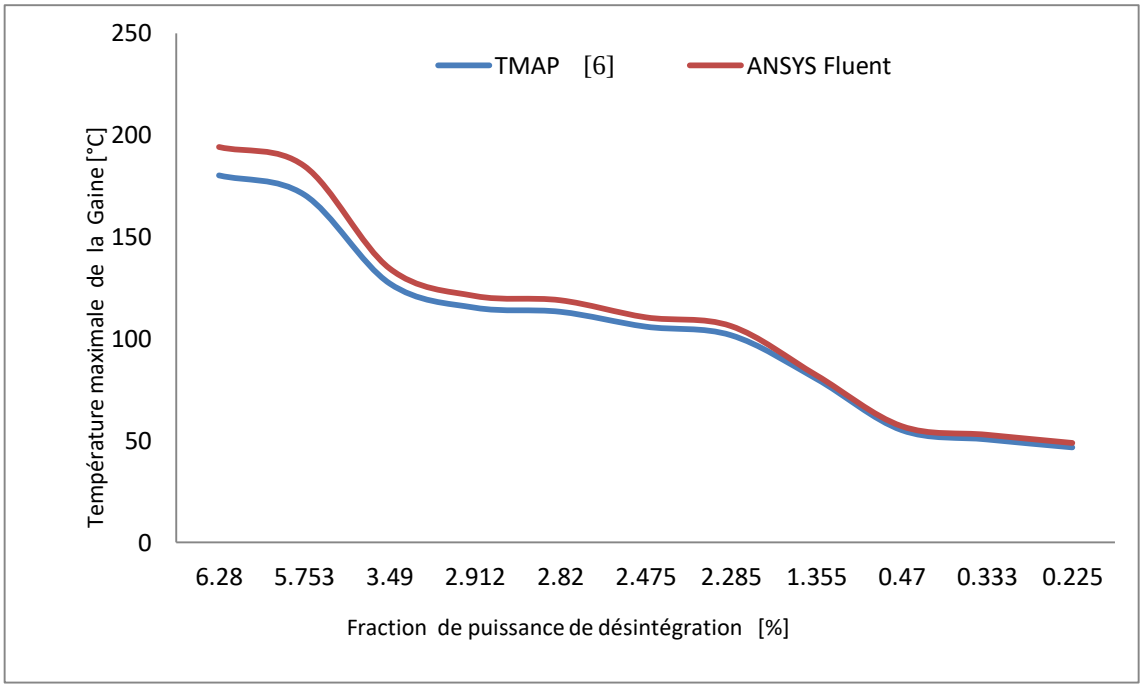


Fig. V.11 : Température maximale de la gaine Al6061

La figure V.12 présente le contour de la distribution de la température le long de la plaque de la cible de Molybdène de fission après l'irradiation dans un canal d'un réacteur nucléaire pour la production de Mo-99 au début pour une fraction de puissance de désintégration de 5.753 % . Ce contour est au centre de la plaque où on remarque que la valeur maximale de la température, aux alentours de 458 K.

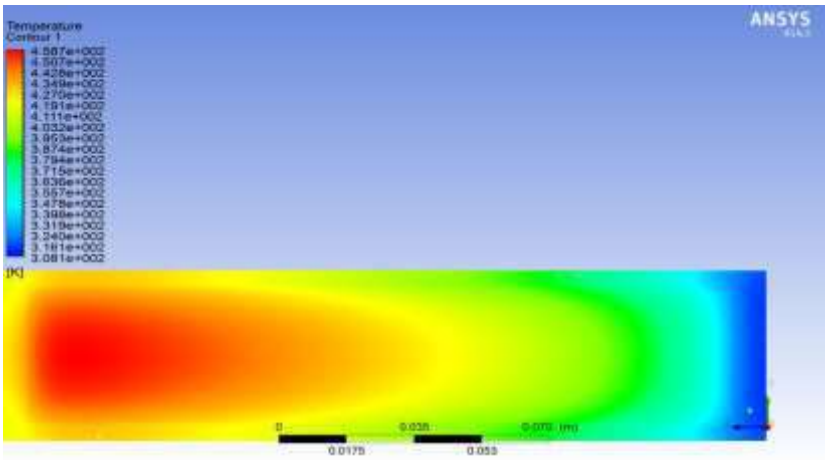


Fig. V.12 : contours de la distribution de la température le long de la plaque combustible pour une fraction de puissance de désintégration de 5.753 %

Les figures (V.13, V.14, V.15) montrent les distributions axiales de température le long de la plaque pour le réfrigérant (en Vert), pour la gaine d'aluminium (en Rouge), et pour le combustible U_3Si_2 (en Bleu) dans les trois puissances de désintégration, 5.753%, 2.82%, 0.470%. La température maximale de la gaine Al6061 pour la puissance de désintégration de 5.753% est 184.89°C, il est à constater que l'écarte maximal de la température entre le

réfrigérant et la gaine est de $\Delta T_{Max} = 21.43°C$, par ΔT_{Max} on peut calculer la température à ONB (Figure V.12).

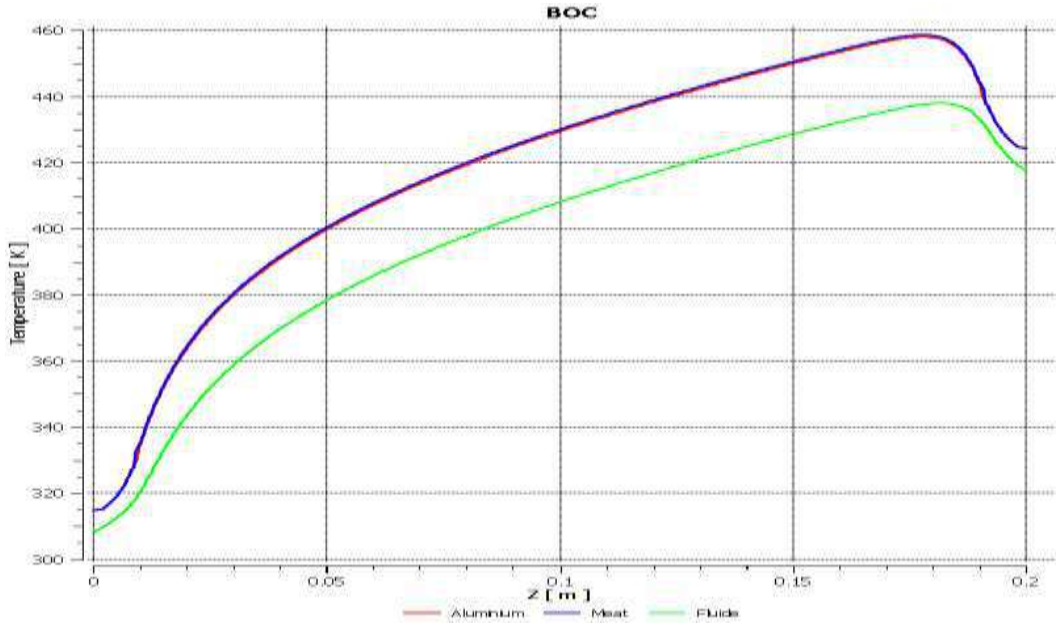


Fig. V.13 : Distributions axiale de la température pour la puissance de désintégration 5.753%

La température maximale de la gaine Al6061 pour la puissance de désintégration de 2.82% est 118.96°C, il est à constater que l'écarte maximal de la température entre le réfrigérant et la gaine est de $\Delta T_{Max} = 10.47°C$, par ΔT_{Max} on peut calculer la température à ONB (Figure V.13).

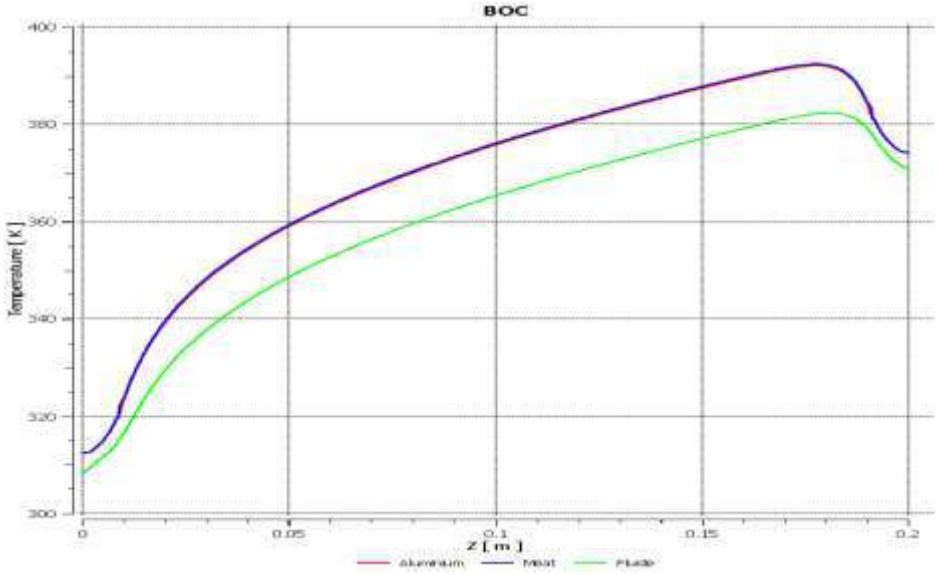


Fig. V.14 : Distributions axiale de la température pour la puissance de désintégration 2.820 %

La température maximale de la gaine Al6061 pour la puissance de désintégration de 0.47% est 57.12°C, il est à constater que l'écarte maximal de la température entre le réfrigérant et la gaine est de $\Delta T_{Max} = 1.73°C$, par ΔT_{Max} on peut calculer la température à ONB (Figure V.14).

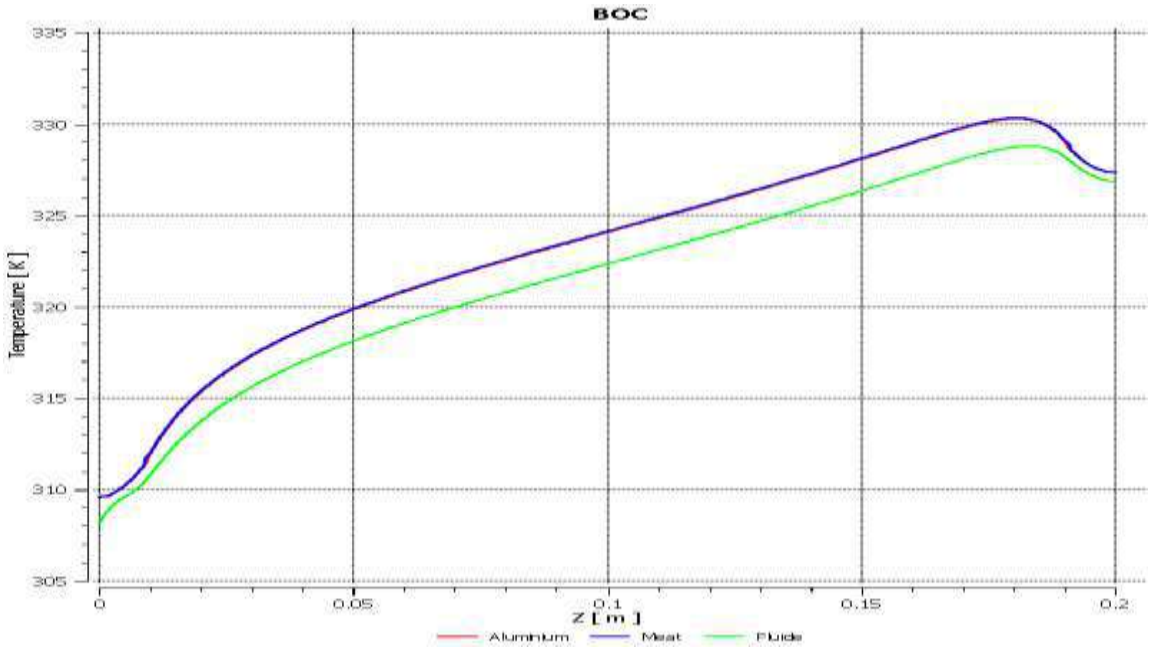


Fig. V.15 : Distributions axiale de la température pour la puissance de désintégration 0.470 %

V.7 Contraintes et déflexions thermiques

Dans cette partie de ce travail, les contraintes maximales de Von Mises des points de surveillance sont comparées aux limites d'élasticité de divers alliages d'aluminium. Les valeurs de contrainte maximales peuvent être comparées à la résistance de l'alliage d'aluminium. Les résultats montrent clairement que les contraintes maximales ne dépassent pas les contraintes limites de l'alliage, ce qui indique que la plaque cible ne manquera pas d'exercer une contrainte acceptable dans les conditions appliquées au test.

Une comparaison de la flèche maximale de la plaque est menée pour la condition aux limites encastrement des deux bords. Les résultats des déformations maximales localisées aux deux bords libres montrent qu'elles sont acceptables (figure. V.16). Et la tenue thermomécanique de la cible est considérée bonne.

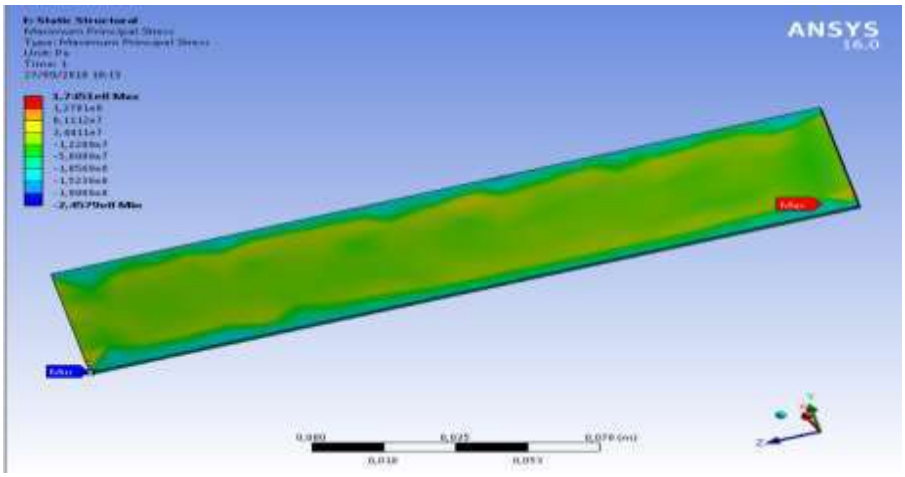


Fig. V.16 Distribution de la contrainte principale

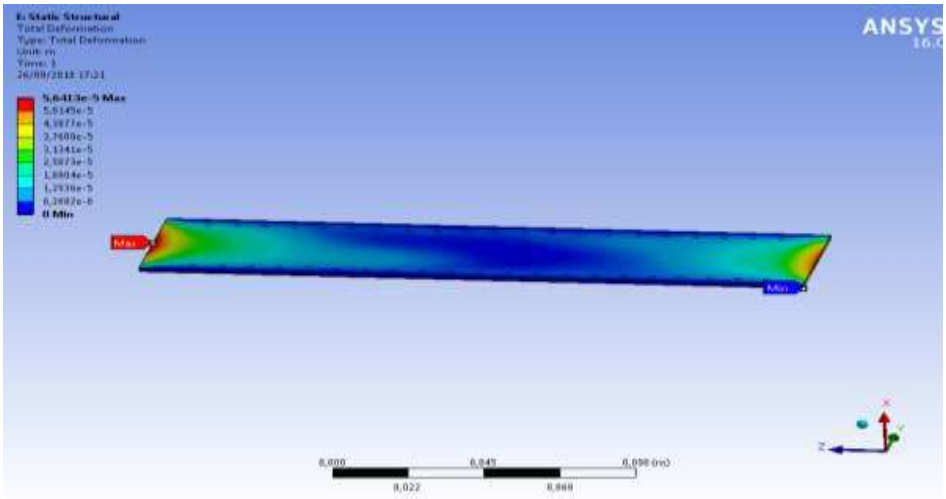


Fig. V.17 Distribution de la déformation totale le long de la plaque LEU

V.8 Effet de la puissance du réacteur

Nous essayons de dépister l'effet de la variation de la puissance du réacteur sur le comportement de quelques paramètres thermohydrauliques, notamment la température maximale de la gaine et la marge de température à ONB et le DNBR. Pour ceci, nous avons simulé le comportement thermohydraulique du cœur du réacteur pour une température d'entrée de 35ºC, Pour tester l'effet de la puissance d'entrée, nous l'avons variée entre 10.5 [kw] et 20.7 [kw]. Les résultats obtenus à l'aide du code ANSYS Fluent sont présentés sur les figures (V.18 et V.19).

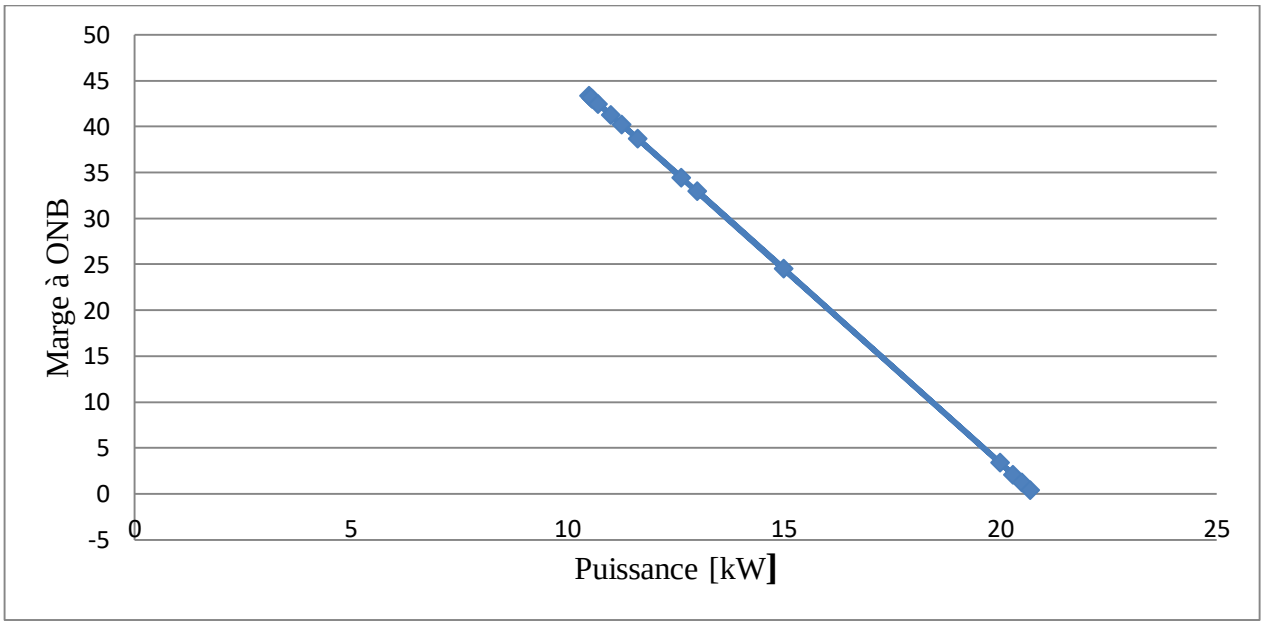


Fig. V.18 : Variation de la marge de la température à ONB en fonction de la puissance

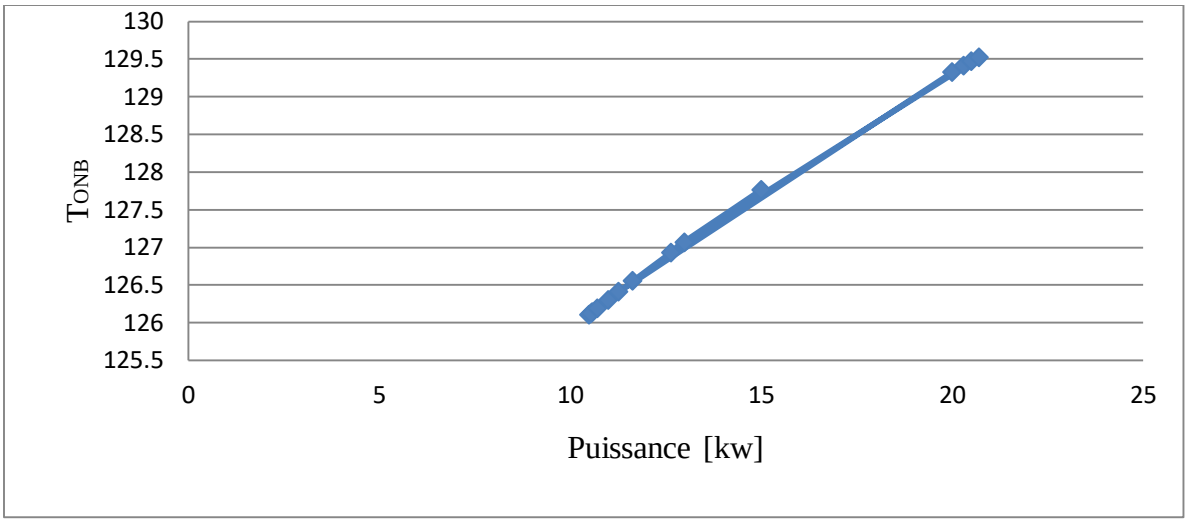


Fig. V.19 Variation de la température à ONB en fonction de la puissance

Dans la figure V.19 nous remarquons que la température à ONB augmente linéairement au fur et à mesure que la puissance de réacteur augmente. Nous remarquons aussi que la marge de la température à ONB diminue linéairement au fur et à mesure que la puissance de réacteur augmente. A une puissance de 20.7 kw, la température à ONB garde presque la même température de la gaine maximale (T_{ONB}=129.52 °C et T_{clad}=129.126°C), a cette puissance la marge de température à ONB est presque nul (Tableau V.9), Cela provoque des dommages au réacteur. Donc a partir des résultats obtenus on conclu que, jusqu'à une puissance de 12.64 kW (puissance maximale utilisée Daeseong Jo et al [6], les conditions thermohydrauliques restent favorables pour la production de molybdène.

Tableau V.9 Variation de l'ONB et le MDNBR au MOC en fonction de la puissance.

Puissance [kw]	**T_{clad_Max}**	**T_{com_Max}**	**T_{ONB}**	**Marge à ONB**
10.5	82.745	88.877	126.102121	43.3571206
10.54	82.927	89.083	126.118432	43.1914324
10.71	83.7	89.955	126.187201	42.4872009
11	85.019	89.288	126.303216	41.2842163
11.63	87.884	94.675	126.550076	38.6660764
12.64	92.476	99.858	126.931217	34.4552165
13	94.113	101.705	127.063221	32.9502205
20	125.943	137.623	129.321538	3.37853828
20.5	128.217	140.189	129.465371	1.24837119
20.7	129.126	141.215	129.522414	0.3964142

La figure V.20 représente la variation du MDNBR en fonction de la puissance du réacteur et la variation du DNBR en fonction de la position axiale dans le sous-canal chaud du réacteur. Ces résultats sont obtenus à une température d'entrée de l'eau de 35ºC et sous une pression de 1.8 bar.

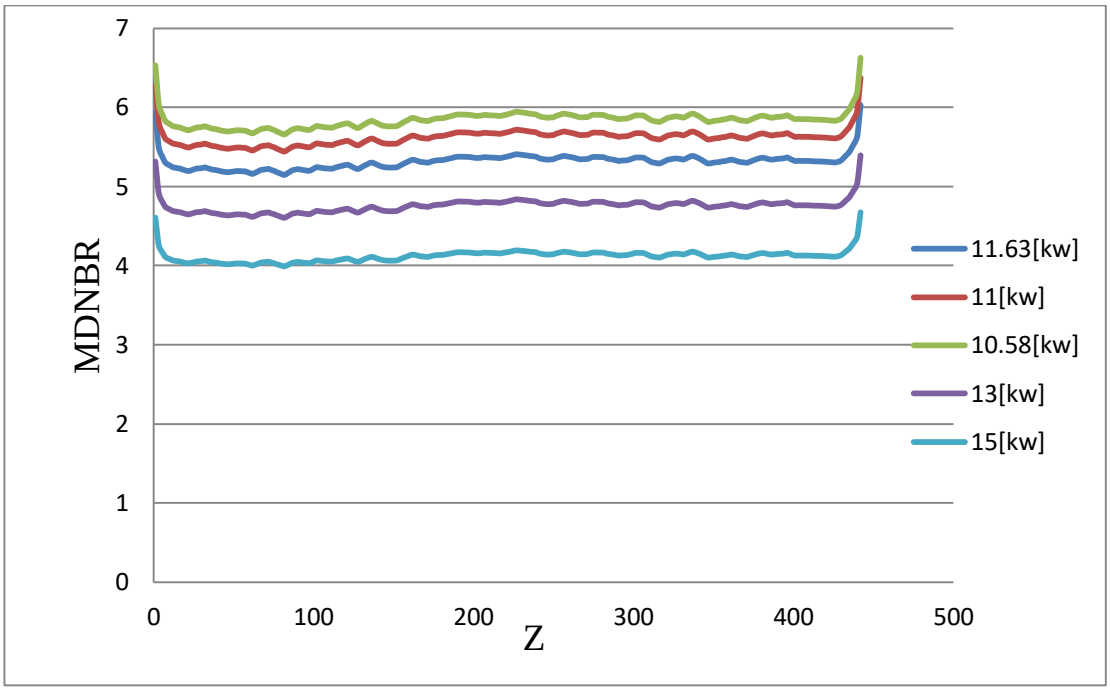


Fig. V.20 Variation du DNBR en fonction de la position axiale pour différentes puissances du réacteur

La valeur du MDNBR décroît au fur et à mesure que nous augmentons la puissance du réacteur. Par exemple, à la puissance de 10.58 kW, le MDNBR vaut 5.65 et il diminue à 3.99 lors du passage à la puissance de du réacteur de 15kW, le tableau montre que pour une puissance de 20.7 kW le MDNBR est inferieur à 1, donc dans cette puissance la gaine du combustible est endommagé. A partir des résultats obtenus on conclut que la puissance du réacteur joue un rôle capital dans la détermination des marges de sûreté des réacteurs nucléaires. Nous ajoutons à ces paramètres le point de DNBR minimal (MDNBR) dont la connaissance exacte.

V.9 Effet de la vitesse d'entrée du réfrigérant

Les calculs thermohydrauliques, effectués précédemment au MOC, ont été réalisés pour une vitesse de réfrigérant de 7 m/s, permettant d'avoir une marge de température à ONB de 34.4 et 4.29 pour le MDNBR. En effet, la variation de la vitesse de réfrigérant influence sur la valeur de la température de à ONB ainsi que le DNBR.

Pour tester l'effet de la vitesse d'entrée de réfrigérant, nous l'avons variée entre 6 m/s et 11 m/s. Les résultats obtenus à l'aide du code ANSYS Fluent sont présentés sur les figures (V.21, V.22, V.23) et le tableau V.10 ci-dessous.

Tableau V.10 Variation de l'ONB et le MDNBR au MOC en fonction de la vitesse

Vitesse [m/s]	T_{eau_Max} [k]	T_{clad_Max} [k]	T_{comb_Max} [k]	T_{ONB} [k]	MDNBR
6	49.692	99.421	107.298	127.29	4.32
7.5	47.304	88.546	96.636	126.42	5.2
8	46.695	85.769	93.909	126.185	5.5
8.5	46.152	83.309	91.483	125.96	5.78
9	45.611	80.941	89.132	125.76	6.07
10	44.758	77.186	85.381	125.41	6.61
11	44.051	74.082	82.286	125.11	7.14

Les figures (V.21, V.22, V.23) représentent la variation du MDNBR et la marge de la température à ONB ainsi que les températures maximales du combustible et de la gaine en fonction de la vitesse du réfrigérant. Nous remarquons que la température à ONB et la température maximale de la combustible décroissent linéairement avec l'augmentation de la vitesse d'entrée du réfrigérant et le MDNBR augmenter linéairement avec l'augmentation de la vitesse d'entrée du réfrigérant. A la vitesse 6 m/s, le MDNBR est de l'ordre de 4.32 et la température à ONB est de 127.29, le MDNBR augmente à 7.14 pour une vitesse de 11 m/s ainsi que la température à ONB diminue à 125.11k.

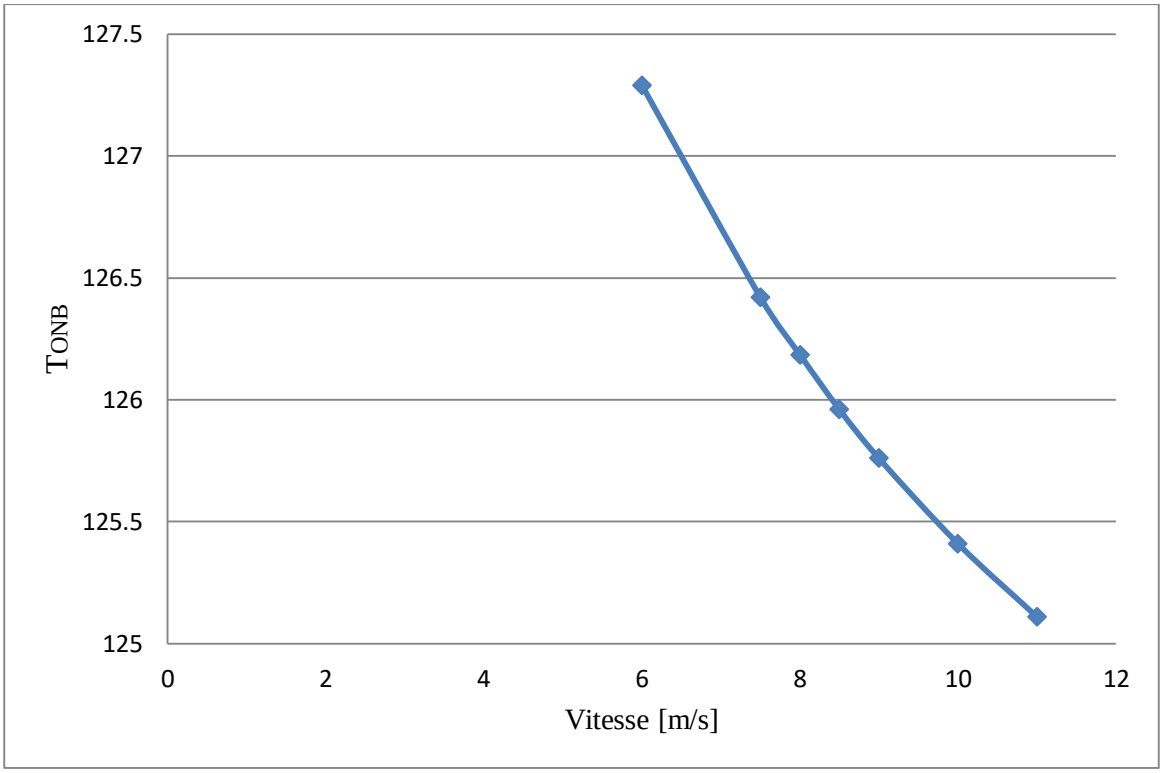


Fig. V.21: Variation de la température à ONB en fonction de la vitesse de réfrigérant

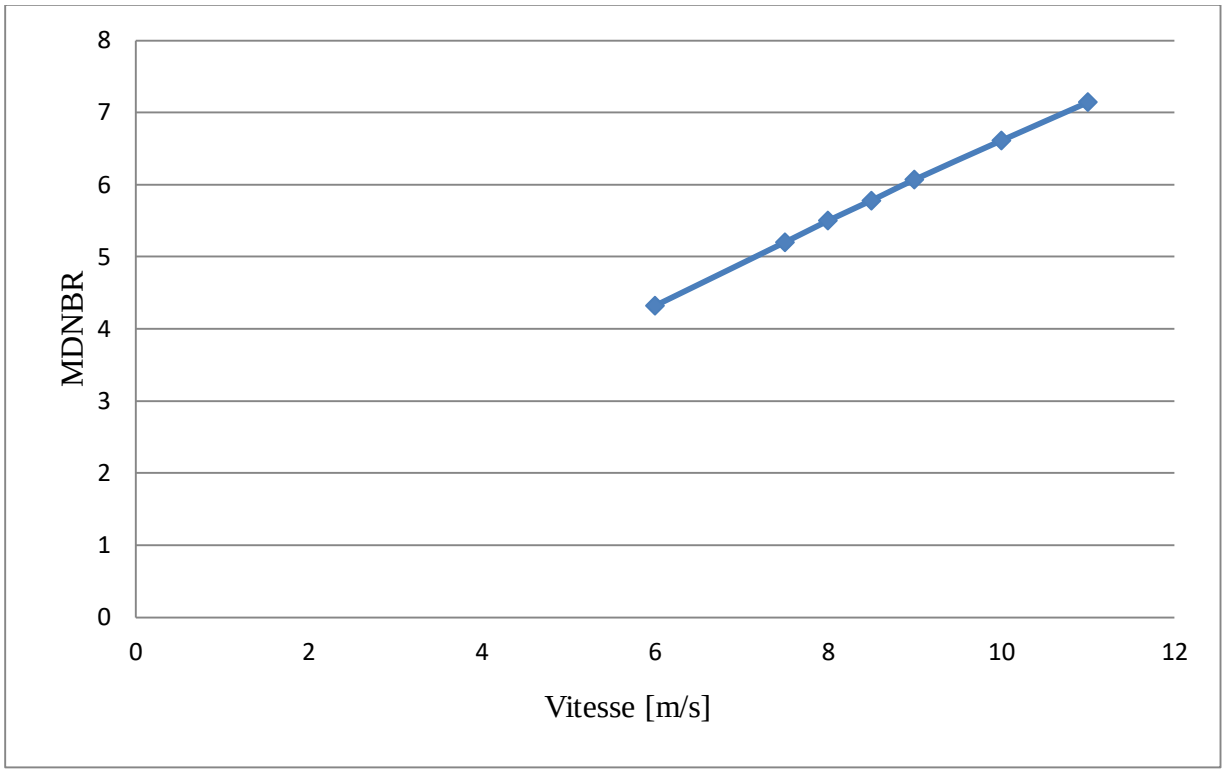


Fig. V.22 : Variation du MDNBR en fonction de la vitesse de réfrigérant

On constate aussi que la distribution du DNBR en fonction de la position axiale, pour différentes vitesses de réfrigérant est représentée sur la figure (V.23). Le profil de la distribution du DNBR reste le même pour les différentes vitesses d'entrée de l'eau.

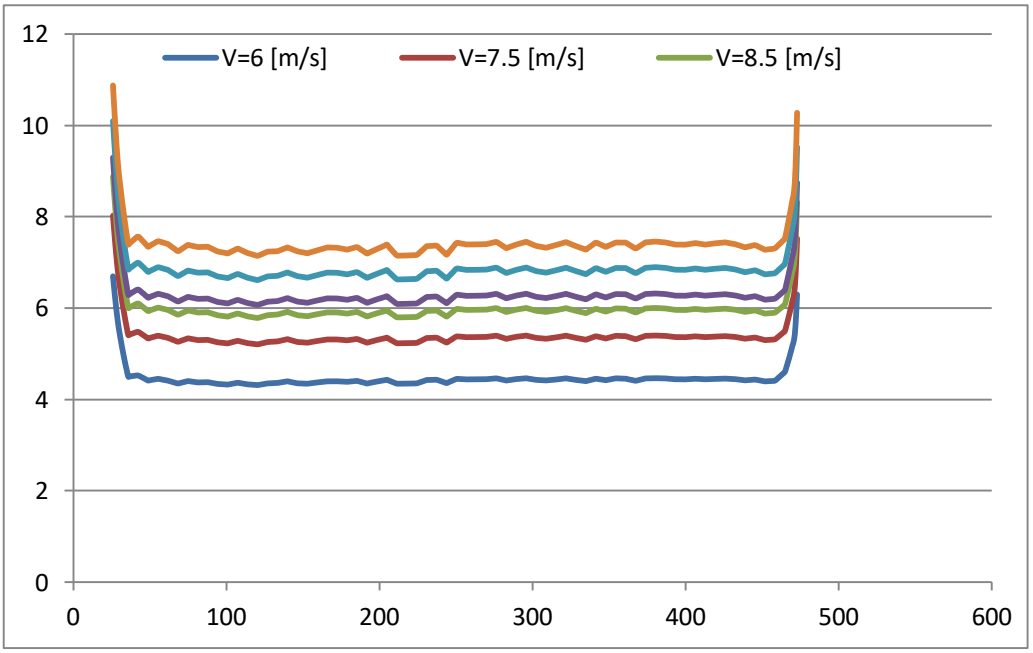


Fig. V.23 : Variation du MDNBR en fonction de la position axiale le long de la plaque LEU

V.10 Conclusion

Les résultats obtenus, démontrent que le code CFD ANSYS Fluent est capable de prédire raisonnablement bien les températures maximales des matériaux de structure des plaques combustibles ainsi que les limites des marges de sûreté thermohydrauliques, qui sont en bon accord avec l'article de référence [6].

Au terme de ce travail sur les limites de transfert de chaleur des plaques combustibles irradiées, nous pouvons conclure que, les simulations ANSYS Fluent et les corrélations disponibles indiquent que:

1- L'ONB n'est pas un phénomène préoccupant puisque la température de la gaine à l'ONB (maximale au début du cycle) est d'environ 109.7 °C, au-dessous des températures auxquelles se produisent les gonflements ou les dilatations (400 à 450 °C) ;
2- L'instabilité de l'écoulement se produit au début de l'ébullition et peut être estimée de façon fiable, compte tenu d'une bonne estimation de la vitesse d'écoulement ;
3- Le DNB suit un peu l'instabilité de l'écoulement (peut-être deux fois la puissance), de sorte que l'ébullition peut être utilisée de manière prudente comme condition limitative pour l'analyse de sûreté.

Les résultats des déformations maximales localisées aux deux bords libres montrent qu'elles sont acceptables. Et la tenue thermomécanique de la cible est bonne. Les résultats des analyses de cette étude indiquent que la cible en feuille d'Uranium pourrait survivre à l'irradiation en fonction des conditions observées pendant l'irradiation.

CONCLUSION GENERALE

Conclusion générale

Les travaux de cette thèse s'intègrent dans le cadre de la mise au point d'une technique du maintien de la sûreté des réacteurs nucléaires

Ainsi, nous avons mené une série d'études visant :

- Dans un premier temps, à évaluer la capacité de la modélisation du code CFD ANSYS Fluent de prédire les températures maximales des matériaux de structure des plaques combustibles ainsi que les limites des marges de sûreté thermohydrauliques, Parce que leur prédiction (les marges de sûreté) est une garantie de la sûreté des réacteurs nucléaires.

- Puis dans un deuxième temps, une analyses thermohydraulique par le code ANSYS Fluent et d'autre analyse thermomécanique par le code ANSYS Static Structural afin de proposer des améliorations dans les conditions de fonctionnement du réacteur de recherche.

Dans la première partie, nous avons conduit une analyse bibliographique critique de la littérature des recherches antérieures et nous avons revu les résultats plus importants obtenus.
La deuxième partie à abordé les différents techniques de production de molybdène suivie d'une conception des cibles de combustible et se termine par une description générale sur les principaux réacteurs produisent le molybdène-99 dans le monde, le réacteur NRU de Canada, le réacteur à flux élevé des Pays-Bas, le réacteur BR2 de Belgique, le réacteur OSIRIS en France et le réacteur SAFARI-1 en Afrique du Sud.

La troisième partie a passé en revue l'analyse thermohydraulique et thermomécanique des cibles LEU pour la production du ^{99}Mo. Dans cette partie, la problématique du travail présentée avec la formulation du problème, la modélisation numérique, les conditions initiales et aux limites et le maillage.
Dans la quatrième partie, nous avons présenté une description des analyses thermohydrauliques et neutroniques des cibles LEU de Daeseong Jo [6] cela nous a servi comme références de comparaison pour la validation de code de calcul ANSYS Fluent.
La validation de nos simulations a été faite par la confrontation des résultats de simulation obtenus par ANSYS Fluent avec ceux trouvés par Daeseong Jo [6]
La validation du calcul avec les résultats de Daeseong Jo [6] a été faite en trois cas différents dans le cœur de réacteur, cas de BOC (début du cycle) et MOC (au milieu du Cycle), EOC (Fin du cycle). La partie finale de cette thèse a consacré à la présentation des résultats obtenus.

Dans la conception d'un élément combustible, l'une des contraintes est de conserver les dimensions globales des structures de l'élément à savoir la largeur et l'épaisseur de la gaine, du combustible sandwich et du canal du réfrigérant pour un nombre donné de plaques de combustible. Donc il est nécessaire d'avoir des informations thermohydraulique et thermomécaniques de base telles que le régime de transfert de chaleur, début de l'ébullition nucléée ONB , le débit de refroidissement des éléments combustibles, l'échauffement critique DNB, les conditions d'instabilité de l'écoulement et la vitesse critique au-delà de laquelle les plaques de combustible s'abimeront par gonflement ou solidification, les distribution des déformations, des contraintes thermiques.

L'objectif des analyses thermohydrauliques dans ce travail est de réaliser une étude comparative, de l'analyse et les marges de sûreté thermohydraulique des plaques combustibles irradiées pour la production de Mo-99, en utilisant un code CFD, ANSYS Fluent en l'occurrence. En effet les auteurs de l'article de référence [6], ont utilisé le code TMAP pour la prédiction des températures maximales des différentes structures des cibles de Molybdène de fission (Gaine et combustible) et de la température maximale de réfrigérant, paramètres nécessaire pour le calcul de l'ONB (Onset of Nucleate Boiling), du l'OFI (Onset of Flow Instability) et du DNB (Departure from Nucleate Boiling). Tandis que le but des analyses thermomécanique dans ce travail est l'étude de la distribution des déformations et des contraintes thermiques pour évaluer la tenue de la cible plaque d'uranium à faible enrichissement irradiée aux différentes conditions de fonctionnement pour la production du Molybdène-99.

L'analyse thermomécanique par le code commercial ANSYS menée dans cette étude s'intéresse à l'étude de la distribution des déformations et des contraintes thermiques pour évaluer la tenue de la cible plaque d'uranium à faible enrichissement irradiée aux différentes conditions de fonctionnement pour la production du Molybdène-99.
Les résultats thermo hydrauliques obtenus par le code ANSYS Fluent ont été utilisés dans les analyses thermomécaniques par le code ANSYS Staitic Structural afin de déterminer la distribution appropriée des contraintes von Mises et des déformations de la cible type plaque.

Les résultats thermohydrauliques obtenus, démontrent que le code CFD ANSYS Fluent est capable de prédire raisonnablement bien les températures maximales des matériaux de structure des plaques combustibles ainsi que les limites des marges de sûreté thermohydrauliques, qui sont en bon accord avec l'article de référence pour tout les états de cœur de réacteur.

Au terme de ce travail sur les limites de transfert de chaleur des plaques combustibles irradiées, nous pouvons conclure que, les simulations ANSYS Fluent et les corrélations disponibles indiquent que:

- L'ONB n'est pas un phénomène préoccupant puisque la température de la gaine à l'ONB (maximale au début du cycle) est d'environ 109.7 °C, au-dessous des

températures auxquelles se produisent les gonflements ou les dilatations (400 à 450 °C) ;

- L'instabilité de l'écoulement se produit au début de l'ébullition et peut être estimée de façon fiable, compte tenu d'une bonne estimation de la vitesse d'écoulement ;
- Le DNB suit un peu l'instabilité de l'écoulement (peut-être deux fois la puissance), de sorte que l'ébullition peut être utilisée de manière prudente comme condition limitative pour l'analyse de sûreté.
- A une puissance de 20.7 kw, la température à ONB garde presque la même température de la gaine maximale (T_{ONB}=129.52°C et T_{clad}=129.126°C), a cette puissance la marge de température à ONB est presque nul, Cela provoque de déformation ou la fusion des gaines de combustible. Donc a partir des résultats obtenus on conclu que, jusqu'à une puissance de 12.64 kW (puissance maximale utilisée Daeseong Jo et al [6], les conditions thermohydrauliques restent favorables pour la production de molybdène.
- Au début de cycle BOC, la température maximale du combustible U_3Si_2 et la température maximale de la gaine Al6061 sont 120 °C et 109.7 °C respectivement. Au moyen de cycle MOC, la température maximale du combustible U_3Si_2 et la température maximale de la gaine Al6061 sont 101.3 °C et 93.3 °C respectivement. A la fin de cycle BOC, la température maximale du combustible U_3Si_2 et la température maximale de la gaine Al6061 sont 98.5 °C et 90.8 °C respectivement.
- La valeur de MDNBR et la marge de la température à ONB au BOC sont 3.91 °C et 21.42 °C respectivement. La valeur de MDNBR et la marge de la température à ONB au MOC sont 4.29 °C et 35.43 °C respectivement. La valeur de MDNBR et la marge de la température à ONB à l'EOC sont 4.5 °C et 37.7 °C respectivement.

Une comparaison de la flèche maximale de la plaque est menée pour la condition aux limites encastrement des deux bords. Les résultats des déformations maximales localisées aux deux bords libres montrent qu'elles sont acceptables. Et la tenue thermomécanique de la cible est bonne. Les résultats des analyses de cette étude indiquent que la cible en feuille d'Uranium pourrait survivre à l'irradiation en fonction des conditions observées pendant l'irradiation.

En perspectives:

- Ce travail pourrait être compléter par un calcul pour le cas de transfert de la cible LEU irradiée dans un réacteur de recherche à un processus chimique pour extrait le technétium-99m
- De penser de travail en collaboration avec le CRNB par éventuelle développement de production de Mo-99 autour de réacteur ESSALAM

BIBLIOGRAPHIE

Bibliographie

[1] M. Comet, M. Vidal, Radiopharmaceutiques, chimie des radio-traceurs et applications biologiques, Presses Universitaires de Grenoble, 1998.

[2] S. Carlsson, A Glance At The History Of Nuclear Medicine, Acta Oncologica, 34, 1095. 1995.

[3] A.H. Soloway, M.A. Davis, J. Survey of Radiopharmaceuticals and Their Current Status Pharm. Journal of pharmaceutical Sci , 63, 647. 1974.

[4] R.M. Ball, 'Characteristics of nuclear reactors used for the production of molybdenum-99', IAEA-TECDOC 1065, 1999.

[5] Andrew J. Hummel. Molybdenum-99 Production in the Oregon State TRIGA Reactor: Analysis of the Reactor Design using a new LEU Target as Fuel. Thèse de doctorat, Université d'État de l'Oregon 2013.

[6] Daeseong Jo et al, neutronic and thermal hydraulic analyses of irradiated fuel plates for molybdenum-99 production, Korea Atomic Energy Research Institute, 2004.

[7] IAEA-TECDOC-1601, homogeneous aqueous solution nuclear reactors for the production of mo-99 and other short lived radioistotopes, International Atomic Energy Agency, septembre 2008.

[8] IAE, Non-HEU Production Technologies for Molybdenum-99 and Technetium-99m, international atomic energy agency Vienna, 2013.

[9] Glaser A. et al., About the enrichment limit for research reactor conversion: why 20%, Proceedings of Reduced Enrichment for Research and Test Reactors (RERTR), Boston, USA, 2005.

[10] Mme FLORENCE VANNI, Etude du procédé de CVD en lit fluidise en vue de revêtir des particules denses pour applications nucléaires, thèse doctorat, Institut National Polytechnique de Toulouse, 21 septembre 2015.

[11] Chantal Moussa, Étude physicochimique d'intermétalliques d'uranium pour des cibles médicales innovantes de production de ^{99}Mo, Institut des Sciences Chimiques de Rennes, 16 décembre 2015.

[12] CHSF, Medicine Nucléaire, https://www.chsf.fr/, Centre Hospitalier Sud Francilien, 2020

[13] MAE, L'Organisation de Coopération et de Développement Economiques, https://www.mae.ro/. 2020

[14] Charlotte Duchemin. Etude de voies alternatives pour la production de radionucléides innovants pour les applications médicales, Thèse de doctorat, Physique Nucléaire Expérimentale. Université de Nantes, 2015.

[15] ACMTS, Les répercussions mondiales de la pénurie de technétium 99m, https://www.cadth.ca/, 2010.

[16] AIEA, Production and Supply of Molybdenum-99. http://www.iaea.org; Vienna: Agence Internationale de l'Energie Atomique; 2010.

[17] THE NATIONAL ACADEMIES PRESS, Opportunities and approaches for supplying molybdenum-99 and associated medical isotopes to global markets, www.nap.edu Washington, 2018.

[18] NCBI. Medical Isotope Production without Highly Enriched Uranium https://www.nap.edu/catalog/12569/medical-isotope-production-without-highly-enriched-uranium, 2009.

[19] Y-S. KIM, "Uranium intermetallic fuels (U-Al, U-Si, U-Mo)," in: R. Konings (Ed.), Comprehensive Nuclear Materials. 3, 391, 2012.

[20] IAEA-TECDOC-515. Fission Molybdenum for Medical Use." Technical Committee Meeting Organized by the International Atomic Energy Agency. Karlsruhe: IAEA, 1987.

[21] Vandegrift, G. F et al. "Preliminary Investigations for Technoogy Assessment of Mo-99 Production From LEU Targets. United States of America 1986.

[22] Laurent CHÊROUX, comportement du silicium en milieu nitrique application du retraitement des combustibles siliciures d'uranium, Thèse de Doctorat de l'Université Montpellier II, Avril 2001.

[23] A.T. Nelson et al, Overview of Properties and Performance of Uranium-Silicide Compounds for Light Water Reactor Applications, Transactions of the American Nuclear Society, Vol. 110, Reno, Nevada, June 15–19, 2014.

[24] J.P. Durand, Y. Fanjas, A. Tissier, « Development of higher-density fuel at CERCA », presented at Reduced Enrichment for Research and Test Reactor Meeting,Roskilde, Denmark,1992.

[25] US Nuclear Regulatory Commission, related to the Evaluation of Low Enriched Uranium Silicide-Aluminum Dispersion Fuel for Use in Non-Power Reactors, NUREG-1313, 1988.

[26] Arino, H., H. Kramer, J. McGovern, and A. Thornton. Production of high purity fission product molybdenum-99. U.S. Patent US3799883 A. March 26, 1974.

[27] Arino, H., F. J. Cosolito, K. D. George, and A. K. Thornton. Preparation of a primary target for the production of fission products in a nuclear reactor. U.S. Patent US3940318 A. February 24, 1976.

[28] Nicolas Brisset, Etude physicochimique et des propriétés électroniques de composés uranifères binaires et ternaires dans les systèmes U-Si-B et U-Pt-Si, Institut des Sciences Chimiques de Rennes, 14 décembre 2016.

[29] Cols, H. J., R. O. Marques, and P. R. Cristini. "Preliminary Investigations on the Use of Uranium Silicide Targets for Fission Mo-99 Productino." *1994* International Meeting on RERTR. Paris, France, 1994.

[30] Kolar, Z. I., and H. T. Wolterbeek. "Making of Fission Mo-99 from LEU Silicides(s): A Radiochemists' View." *2004* International Meeting on RERTR. Vienna, Austria, 2004.

[31] [G.F. Vandegriftet al, Converting targets and processes for fission-product molybdenum- 99 from high to low enriched uranium », IAEA Production technologies for ^{99}Mo and ^{99m}Tc, XA9949230, 1999.

[32] Florence GUPTA, Etude du comportement du produit de fission césium dans le dioxyde d'uranium par méthode ab initio, Ecole Doctorale Rayonnements et Environnement, Thèse de doctorat, Université de Paris-XI, 2008.

[33] Jérôme ALLENOU, Contribution à la recherche de solutions remèdes aux interactions U(Mo)/Al : Rôle de l'ajout de silicium dans l'aluminium, étude d'effets couplés, thèse de doctorat, Laboratoire Chimie du Solide et des Matériaux Unité Sciences chimiques de Rennes3 novembre 2011.

[34] A. Leenaers, S et al, Post-irradiation Examination of uranium-7wt% molybdenum atomized dispersion fuel .J. Nucl. Mater. 335 (2004) 39.

[35] B. S. Tomar, Studies on production of high specific activity 99 Mo and 90 Y by Szilard Chalmers reaction, Radiochimica Acta 98(8):499-506 , 2010.

[36] S.C. Van Der Marck, A.J. Koning, K.E. Charleton, The options for the future production of the medical isotope 99Mo, Eur. J. Nucl. Med. Mol. Imaging, 37 (2010) 1817-1820.

[37] T.M. Talaat Salama et al, Neutron Activation Analysis of Some Building Material, Journal of Advances in Physics, Egypt 2018.

[38] Nuclear Power, https://www.nuclear-power.net/nuclear-power/fission/delayed-neutrons/photoneutrons/, 2020

[39] The nuclear Green revolution, http://nucleargreen.blogspot.com/2007/12/aqueous-homogeneous-reactor.html, 13-12-2007.

[40] Takacs, S., Z. Szucs, F. Tarkanyi, A. Hermanne, and M. Sonck. "Evaluation of proton induced reactions on Mo-100: New cross sections for production of Tc-99m and Mo-99." Jounral of Radioanalytical and Nuclear Chemistry, 2003.

[41] A. Mutalib, B et al. Full-scale demonstration of the CINTICHEM process for the production of mo-99 using a low-enriched target, Serpong, Indonesia, 2018.

[42] C. Conner, E. F. Development of annular targets for 99mo production, Argonne National Laboratory, International Meeting on Reduced Enrichment for Research and Test Reactors, Budapest, Hungary, October 3-8, 1999.

[43] Kim, K., et al 2004 Kim, K., et al. "Development of the Fabriaction Technology of Wide Uranium Foils for Mo-99 Irradiation Target by Cooling-roll Casting Method." 26th International Meeting on RERTR. Vienna, Austria, 2004.

[44] Duran, A. "Radionuclide Purity of Fission Mo-99 Produced from LEU and HEU - A Comparative Study." 2005 International RERTR Meeting. Boston, MA: Argonne National Laboratory, 2005.

[45] Medel, J., and G. Torres. Neutronic Analysis for the Fission Mo-99 Production by Irradiation of a LEU Target at RECH-1 Reactor. Santiago, Chile: Chilean Nuclear Energy Commission, IAEA-CN-156/U-7.

[46] A. Mushtaq, Neutronic and thermal hydraulic analysis for production of fission molybdenum-99 at Pakistan Research Reactor-1, Annals of Nuclear Energy, 2007.

[47] Mushtaq, A., M. Iqbal, I. H. Bokhari, and T. Mahmood. "Low enriched uranium foil plate targtet for the production fofission Molybdenum-99 in Pakistan Research Reactor-1." Nuclear Instruments and Methods in Physics Research Section B: Beam Interactions with Materials and Atoms, 2009: 1109-1114.

[48] Douglas B. Domingos et al, Comparison of low enriched uranium (UALx-al and U-Ni) targets with different geometries for the production of molybdenum-99 in the RMB, International Nuclear Atlantic Conference, Brazil, INAC, 2011.

[49] Mushtaq, A et al, 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, Vol.267, pp. 1109-1114, 2012.

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

[51] Peter Baeten, Physique des Réacteurs Nucléaires, SCK-CEN, Centre df'Etudes de l'Energie Nucléaire, Boeretang 200, B-2400 Mol.

[52] Cheikh M'Backé DIOP, Physique des réacteurs, les réactions nucléaire, techniques de l'ingénieur, 2016.

[53] Nathalie Mayer, Fission nucléaire, https://www.futurasciences.com/, 01 .01.2020

[54] CEA, https://www.www.cea.fr, ISSN 1637-5408., Commissariat à l'Énergie Atomique, 2002.

[55] Jean Balouzet, L'uranium appauvri et ses usages, https://rcf.fr/culture/, 2017

[56] The National Academies Press. Molybdenum-99 for Medical Imaging, Washington. 2016

[57] IAEA, Les réacteurs de recherche https://www.iaea.org/topics/research-reactors, 2020

[58] World Nuclear Association, Research Reactors, https://www.world-nuclear.org/information-library/non-power-nuclear applications/radioisotopes-research/research-reactors.aspx; 2020

[59] Jean Couturier et al, Eléments de sûreté nucléaire, France 2019

[60] SCK CEN, https://highschools.sckcen.be/fr/SCK-CEN/Onderzoeksinstallaties/BR2, 2020

[61] MERCHIE Francis, les réacteurs de recherche, encyclopédie de l'énergie, 14.10.2015.

[62] AEN. Usages bénéfiques et production des isotopes, Agence pour l'énergie nucléaire organisation de coopération et de développement économiques, France, 1998.

[63] OCDE, examen des critères techniques de sûreté du combustible nucléaire, agence pour l'énergie nucléaire organisation de coopération et développement économiques, 2001.

[64] NEA, Recherches sur la sûreté des réacteurs de conception russe état des besoins, agence de l'OCDE pour l'énergie nucléaire, OCDE Paris, ISBN 92-64-25669-5 – No. 49782 1998

[65] Widad Kouidri, Analyse d'accidents d'insertion de réactivité (RIA) dans un réacteur de recherche, thèse de doctorat, université de SETIF, 2017.

[66] V. Prodanovic, D. Fraser and M. Salcudean, On the transition from partial to fully developed subcooled flow boiling", Int. Journal of Heat and Mass Transfer, 45 (2002) 4727-4738.

[67] Y.Y. Hse and R. W. Graham, An Analytical and Experimental Study of the Thermal Boundary Layer and Equilibrium Cycle in Nucleate Boiling", NASA TN-D-594, 1961.

[68] M. I. Ivanov et al, The heats of formation of UAl_2, UAl_3, and UAl_4, The Soviet Journal of Atomic Energy volume 5, pages1007–1011(1958).
[69] J.E. Matos and J.L. Snelgrove, I Research reactor core conversion guidebook, AEA-TECDOC-643.

[70] Cristini, P. R., H. J. Cols, R. Bavaro, M. Bronca, R. Centurion, and D. Cestau. "Production of Molybdenum-99 From Low Enriched Uranium Targets." 2002 International RERTR Meeting. Bariloche, Argentinta: Republica Argentina: Atomic Energy Commission of Argentina, 2002.

[71] D.F. Atkins, 'Productibility studies using UAlx for low enrichment fuel plates', Atomics International, presented at Reduced Enrichment for Research and Test Reactor in Argonne, Illinois, (1980).

[72] Adelfang, P., L. Alvarez, and E. Pasqualini. "RERTR Activities in Argentina." 24th International Meeting on RERTR. Bariloche, Argentina, 2002.

[73] Andrew J. Hummel. Molybdenum-99 Production in the Oregon State TRIGA Reactor: Analysis of the Reactor Design using a new LEU Target as Fuel. Thèse de doctorat, Université d'État de l'Oregon 2013

[74] Kohut, C., M. De La Fuente, Pl Echenique, and P. Adelfang. "Targets Development of Low Enrichment for the Production of Mo-99 Fission." 2000 International Meeting on Reduced Enrichment for Research and Test Reactros. Las Vegas, Nevada, 2000.

[75] Cestau, D., et al. "HEU and LEU Comparison in the Production of Molybdenum-99." 2007 International RERTR Meeting. Prague, Czech Republic: Argonne National Laboratory, 2007.

[76] Florian VAÏANA. Couplage Neutronique – Thermohydraulique Application au Réacteur à Neutrons Rapides refroidi à l'Hélium, Thèse de doctorat, Institut polytechnique de Grenoble 2009.

[77] A. BEECKMANS de WEST-MEERBEECK. Calcul du flux de chaleur critique dans les cartouches combustibles du réacteur d'essai de matériaux BR2 (Volume 1), Belgique, 1972.

[78] W.M. Rohsenow. A method of correlating of heat transfer data for surface boiling of liquids. Transaction of ASME, 84:969–975, 1952.

[79] M. Cooper. Correlation for nucleate boiling, formulation using reduced pressure. PhysicoChemical Hydrodynamics, 3 :89–111, 1982.

[80] Syed W. Ahmad et al, Pool Boiling on Modified Surfaces Using R-123, Heat Transfer Engineering, 35(16–17):1491–1503, 2014

[81] Michaël MONTOUT, Contribution au développement d'une Approche Prédictive Locale de la crise d'ébullition, thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Toulouse janvier 2009.

[82] Morin R. Crise d'ébullition et instabilité. In: Les instabilités en hydraulique et en mécanique des fluides. Compte rendu des huitièmes journées de l'hydraulique. Lille, 8-10 juin 1964. Tome 2, 1965.

83] [Jil Gueguen, Contribution à la modélisation multidimensionnelle des écoulements bouillants convectifs en conduite haute pression pour l'application au cas des réacteurs à eau pressurisée, Thèse de doctorat, Université De Grenoble, 2006.

[84] IAEA-TECDOC-233, research reactor core conversion from the use of highly enriched uranium to the use of low enriched uranium fuels guidebook, VIENNA, 1980.

[85] V. Prodanovic, D. Fraser and M. Salcudean, "On the transition from partial to fully developed subcooled flow boiling", Int. Journal of Heat and Mass Transfer, 45 (2002) 4727-4738.

[86] Y.Y. Hse and R. W. Graham, "An Analytical and Experimental Study of the Thermal Boundary Layer and Equilibrium Cycle in Nucleate Boiling", NASA TN-D-594, 1961.

[87] Matteo Zaupa, Thermo-hydraulic models and analyses for design optimization of

cooling circuits and components of SPIDER and MITICA experiments, these de doctorat, Padova, January 2016.

[88] Alberto Ghione et al, Assessment of criteria for Onset of Flow Instability in vertical narrow rectangular channels with downward flow, 12ème reunion international sur la thermohydraulique, l'exploitation et la sûreté des reactors nucleotides (NUTHOS-12) Qingdao, Chine, 14-18 octobre 2018.

[89] S. H. Chang, Y. H. Jeong and B. S. Shin, "Critical Heat Flux Enhancement", Nuclear Engineering and Technology, Vol. 38 N. 8, 2006.

[90] Kaminaga, M. Yamamoto, K. Sudo, Y.,. Improvement of critical heat flux correlation for research reactors using plate-type fuel. Journal of Nuclear Science and Technology 35, 1998.

[91] Sudo, Y., Ando, H., Ikawa, H., Ohnishi, N.: Core thermohydraulic design with 20% LEU fuel for upgraded research reactor JRR-3, J. Nucl. Sci. Technol., 1985.

[92] Alberto Ghione et al, Assessment of Critical Heat Flux correlations in narrow rectangular channels, The 11th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Operation and Safety Gyeongju, Korea, October 9-13, 2016.

[93] SUDO, Y.et al., experimental study of Differences in Single-Phase Forced-Convection Heat Transfer Characteristics between Up-flow and Down flow for Narrow Rectangular Channel. J. Of Nucl. Sci. And Tech., 22 (1985), (3), pp. 202–212.

[94] Touhami Baki, Ebullition à l'extérieur d'un Tube Horizontal à des Pressions sous Atmosphérique, Comparaison de Corrélations, 1st International Symposium on Materials, Energy and Environment January 20-21st; 2020, El Oued, ALGERIA, janvier 2020.

[95] A. R. Raffray et al., "Critical heat flux analysis and R&D for the design of the ITER divertor", Fusion Engineering and Design 45 (1999) 377-407.

[96] Jamel Chahed, Simulation des Grandes Echelles de la Turbulence, L'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tunis : Thèse de Doctorat, 12 Juin 1999.

[97] Eduard ANTALUCA, Contribution à l'étude des contacts élasto-plastiques – effet d'un chargement normal et tangentiel –, thèse de doctorat, L'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2005.

[98] MEFTAH, KAMEL. Influence du type d'élément sur l'analyse non-linéaire des

plaques. Masters thesis, université de mohamed khider Biskra. 2005.

[99] BOUMAHRAT Noureddine, Simulation numérique du comportement Elastoplastique cyclique des matériaux de Construction, mémoire de magistère, université Mentouri Constantine ,2009.

[100] CADFEM, Logiciel de Simulation ANSYS, http://www.cadfem-an.com/produits/ansys.htm, 2020.

[101] B. H. Srinivasan, J.C. Johnson, G.K. Vandegrift, G.F, "Development of dissolution process for metal foil target containing low enriched uranium," presented at the Reduced Enrichment for Research and Test Reactors, Williamsburg, VA, 1994.

[102] J.P. Durand, Y. Fanjas, A. Tissier, « Development of higher-density fuel at CERCA », presented at Reduced Enrichment for Research and Test Reactor Meeting,Roskilde, Denmark,1992.

[103] J.T. White et al, Corrigendum to "Thermophysical properties of U_3Si_2 to 1773 K", Journal of Nuclear Materials 484 (2017) 386e387, 2017.

[104] Sato, A. and Mehrabian, R. Aluminium matrix composites: fabrication and properties. Metall. Trans. B, 1976, 7, 443.

[105] Vogelsang, M., Arsenault, R. J, Fisher, R. M. In-situ HVEM study of dislocation generation at Al/SiC interfaces. Metall. Trans. A, 1986, 17, 379.

[106] A. Ramesh et al. Comparison of the Mechanical Properties of Al6061/Albite and AL6061/Graphite Metal Matrix Composites. Journal of Minerals & Materials Characterization & Engineering, Vol. 8, No.2, pp 93-106, 2009.

[107] FRÉDÉRIC THIBEAULT, Etude numérique et expérimentale du soudage par friction malaxage, Septembre 2012.

[108] Sharad N. Pachpute, Basics of CFD Modeling for Beginners, https://cfdflowengineering.com, 2020.

[109] ALLAIRE, G. Analyse numérique et optimisation. Les Editions de l'Ecole Polytechnique, 2006. 103, 139, 147, 148, 149, 153, 175, 197.

[110] CFD, CFD Online, https://www.cfd-online.com/. 2020

[111] R. B. H. Naotake Noda, and Yoshinobu Tanigawa, Thermal Stresses, 2nd ed. New York, NY: Taylor & Francis, 2003.