République Algérienne Démocratique et Populaire
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

UNIVERSITE M'HAMED BOUGARA

FACULTE DES HYDROCARBURES ET DE LA CHIMIE

Département Transport et Equipements des Hydrocarbures

Laboratoire du Génie Physique des Hydrocarbures

THESE DE DOCTORAT

SPÉCIALITÉ : GENIE MECANIQUE **OPTION : THERMO-FLUIDE**

Elaborée par :

KADI Rabah

THEME :

Contribution à l'étude de la condensation en contact direct entre deux fluides durant l'injection de secours lors d'un accident de process

Soutenu le 22/05/ 2016 à 10h00

Devant le jury composé de :

KESSAL Mohand	Professeur	(UMBB)	Président
DEHBI Abdelouahab	Docteur	(PSI, Suisse)	Examinateur
AZZI Abdelwahid	Professeur	(USTHB)	Examinateur
FERROUK Mohamed	Maitre de Conférences	(UMMTO)	Examinateur
MOHAMMEDI Kamel	Professeur	(UMBB)	Examinateur
AISSANI Slimane	Professeur	(UMBB)	Rapporteur

BOUMERDES 2016

À ma mère

Qui a œuvré pour ma réussite, de par son amour, son soutien, tous les sacrifices consentis, pour toute son assistance et sa présence dans ma vie,

À Malia
et à mes petits Anis, Youcef et Walid

À mes frères et sœurs

Qu'ils reçoivent aussi modeste soit-il, l'expression de mes sentiments et de mon éternelle gratitude.

REMERCIEMENTS

Cette étude a été menée au Centre de Recherche Nucléaire de Birine, au sein du département de la thermohydraulique. Au terme de mon travail, je remercie tout particulièrement Monsieur le Commissaire à l'Energie Atomique (COMENA, Algérie) pour ses directives et orientations afin d'accomplir mon travail dans de bonnes conditions.

Je tiens à adresser mes sincères remerciements à Monsieur Abdelmoumen KERRIS, Directeur du Centre de Recherche Nucléaire de Birine et Monsieur Mohamed SEMINE, Directeur de la division des Technologies Nucléaire, pour leurs encouragements, qui m'ont été accordés et mis à ma disposition.

Je voudrais exprimer toute ma reconnaissance à mon directeur de thèse, Pr. Slimane AISSANI, de la faculté des hydrocarbures et de la chimie, Université M'HAMMED Bougara de Boumerdes qui a assuré la direction scientifique de ce travail. Ses conseils éclairés et son soutien constant qui m'ont été très précieux.

Mes reconnaissances au Dr. Salah-Anis BOUSBIA, Ph.D à Bel (V Subsidiary of the Federal Agency for Nuclear Control), Belgique et au Dr. Abdellah BOUAM du Centre de Recherche Nucléaire de Birine, qui m'ont aidé au cours de la réalisation de ce travail.

Je suis très sensible à l'honneur que m'a fait le Pr. Mohand KESSAL, de la faculté des hydrocarbures et de la chimie, Université M'HAMMED Bougara de Boumerdes en acceptant la présidence du jury de la thèse. Je le prie de bien vouloir trouver ici l'expression de ma gratitude.

Mes remerciements s'adressent aussi au Pr. Kamel MOHAMMEDI de la faculté des sciences de l'ingénieur de l'université de Boumerdes, au Pr. Abdelwahid AZZI de la faculté de génie mécanique et génie des procédés de l'Université des Sciences et de la technologie Houari Boumediene (USTHB) et au Dr. Mohamed FERROUK, Maître de conférences à la faculté des sciences de l'ingénieur de l'Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou d'avoir accepté d'examiner ce travail et d'être membre de jury.

Une partie de ce travail a été réalisé à l'institut Paul Schaurrer, Villigen, Suisse, au Laboratoire de la thermohydraulique. Je remercie vivement Dr. Abdelouahab DEHBI de m'avoir aidée dans la finalisation de ma thèse. Ses réflexions, conseils et questions pertinentes ont largement contribué à son essor. Je remercie également Dr. Bojan Niceno, chef du groupe de modélisation et de simulation et de m'y avoir accueilli. Je remercie Dr. Djamel LAKEHAL, Directeur Manager (CEO) de l'entreprise ASCOMP GmbH, Zurich, Suisse et qui a assuré le suivi du travail de simulation.

Un hommage particulier à toute l'équipe de développement du code CMFD TransAT, Chidu, Mathieu, Siju, Daniel, Jan, Asad, Jarunan et Vincent et au groupe de modélisation et de simulation du Laboratoire (LTH, institut Paul Schurrer), David Papini et Arnoldo Badillo pour leurs soutien inconditionnel, aides fructueuse et conseils. Qu'ils trouvent ainsi l'expression de ma profonde reconnaissance pour leur encouragement durant toute la période de formation en Suisse.

Enfin, tous mes amis, plus particulièrement, Dr. Abdelkarim SEKHRI et Dr. Abdelhamid DOUKHANE.

Résumé

Le phénomène de la condensation en contact direct (DCC) se manifeste dans la branche froide d'un réacteur nucléaire type PWR en cas de petite brèche dans le circuit primaire du circuit de refroidissement (SBLOCA) et mise en fonctionnement du système d'injection d'urgence. Le DCC dans un régime d'écoulement stratifié pourrait jouer un considérable exercice de la simulation par les codes CFD à cause du couplage intéressant entre la turbulence et le transfert interfaciale de chaleur et de masse. L'objectif essentiel de cette étude est le traitement numérique du DCC d'un écoulement horizontal stratifié dans un canal en 2D et 3D par la mise en valeur de la qualification, la validation et l'amélioration des modèles du code CMFD TransAT. Une nouvelle méthodologie de simulation dite (LEIS, Large-Eddy & Interface Simulation), implémentée dans le code a été appliquée pour le traitement numérique de la turbulence associée à l'approche de suivi d'interface (Level Set). Parmi les modèles de la turbulence et de transfert de chaleur et de masse, le modèle URANS, VLES et le modèle modifié de la surface divergée ont été choisis. Cette contribution s'adresse particulièrement à la validation des modèles interfaciales de changement de phase avec une spéciale correction de la fonction d'amortissement de la turbulence. Ce processus de qualification et de vérification a été réalisé dans des expériences analytiques des effets séparés et intégrales, répliques à échelle réduite de Thorpe & UCL, Hawac, Laokoon, Lim et Kaeri & Kaist. La méthodologie LEIS combiné aux modèles intefacials de la turbulence et de transfert de chaleur et de masse a été appliquée avec succès dans un écoulement stratifié en co-courant et en contre-courant en 2D et 3D. Dans cette étude, tous résultats des régimes de la surface libre lisse, transitoire et en vague du cas test de Lim en 2D ont été obtenus par le code et que ne sont jamais traités par d'autres auteurs. La prédiction des profils de température et de vitesses par le code CMFD TransAT avec ceux obtenus par le modèle analytique AKN de Biberg a été réalisée. Un désagrément entre les résultats numériques et ceux des données expérimentales a été observé. La déviation des profils de vitesses locales de l'eau a été corrigée par la modification de la fonction d'amortissement de la turbulence à l'interface. Les résultats numériques obtenus sont en bonne concordance avec ceux de l'expérience de Kaeri & Kaist pour les trois modèles de la condensation interfaciale à savoir surface divergence (SD), Surface Renewal (SR) and ASD avec VLES. Particulièrement, le modèle de changement de phase du renouvellement de la surface donne des résultats approchés. L'expérience de Kaeri & Kaist constitue un bon exercice que d'autre cas test de faible sous saturation (expérience de COSI et Topflow). L'application des modèles interfacials de condensation pour le cas de forte sous saturation ($\Delta T_{sub} \sim$ 70 °K) est reste questionnable. On suggère à travers cette contribution qu'une modélisation de changement de phase doit être complétée par l'introduction du nombre de Jacob.

Keywords: changement de phase, PTS lors de petite brèche (SB-LOCA), turbulence, CMFD code, méthode de suivi d'interface (ITM), LEIS.

الملخص

تحدث ظاهرة التكثف بالتلامس المباشر) (DCC) في الفرع البارد من مفاعل نووي صنف PWR في حالة وجود خرق صغير في نظام التبريد الدائرة الأولي (SBLOCA) اثناء تشغيل نظام الضخ بالماء البارد في حالات الطوارئ. ان ظاهرة التكثيف بالتلامس المباشر في نظام يمكن أن تكون كتمرين لأنظمة المحاكاة الرقمية CFD بسبب الاقتران المثير للاهتمام بين الاضطراب (turbulence) والنقل البيني للحرارة والكتلة. الهدف الرئيسي من هذه الدراسة هو المعالجة الرقمية التكثيف بالتلامس المباشر التدفق في أنبوب أفقي ثنائية الابعاد و ثلاثية الابعاد (D2 و D3) من خلال تطوير وتأهيل وتحسين برنامج المحاكاة الرقمية CMFD TransAT. يتم تطبيق منهجية جديدة تسمى المحاكاة (LEIS) والتي طبقناها في المعالجة الرقمية للاضطرابات وفي نقل الحرارة والنموذج الشامل URANSو VLES مع تعديل قانون الاضطراب في التلامس بين الماء والبخار او الهواء. تساهم هذه الدراسة للتحقق من صحة ملائمة قوانين انتقال الحرارة و الكتلة في حالة التكثيف بالتلامس المباشر مع تصحيح خاص لدالة الاضطراب التباييني. وقد أجريت عمليات من التأهيل والتحقق في تجارب تحليلية و تجارب منفصلة، في تجربة Thorpe، UCL، Hawac، Laokoon، KAERI KAIST &، Lim. لقد تم تطبيق التقنية الجديدة (LEIS) بنجاح في قوانين الاضطراب وانتقال الحرارة والكتلة في أنبوب أفقي ثنائي الابعاد وثلاثي الابعاد D2 وD3 لتدفق للماء و الهواء في تجاه واحد او في اتجاهين متعاكسين . حيث تم الحصول على نتائج لسطح مائي أملس ومضطرب تجربة Lim في D2 لم بتم الحصول عليها في دراسات سابقة. تم إجراء قياس درجة الحرارة والسرعة عن طريق برنامج المحاكاة الرقمية TransAT CMFD مع تلك التي حصل عليها بالنموذج التحليلي (AKN). وقد لوحظ أخطاء وتباين بعيد بين النتائج العددية والبيانات التجريبية. لقد تم تصحيح الانحراف في سرعة المحلية للماء عن طريق تعديل معادلة الاضطراب. النتائج الرقمية هي في اتفاق جيد مع نتائج تجربة KAERI و خاصة القانون التحول في تجديد التلامس السطحي (SD) الذي اعطى نتائج مقارنة بالقوانين الثلاثة التي تم التحقق من نتائجها و هي قانون Surface Renewal (SR) surface divergence (SD)، ASD. ان تجربة KAERI هي تمرين جيد للمحاكاة الرقمية و التحقق من قوانين الانتقال الحراري و الكتلة المتمثلة في ظاهرة التكثيف بالتلامس المباشر (DCC) في حالة انخفاض درجة التشبع من التجارب الأخرى المعروفة مثل (COSI وTOPFLOW). حيث بعتبر تطبيق قوانين التكثيف بالتلامس المباشر في حالة التكثيف العالية ($\Delta T_{sub} \sim 70$ °K) امر بالغ التعقيد اذ يجب المساهمة من خلال النمذجة لتغيير القوانين بإدخال عدد Jacob في المعادلات الفيزيائية.

Abstract

The use of CFD for the industrial studies related to PTS, including DCC is already possible; improvements of the two-phase modeling capabilities have to be undertaken to qualify the codes for the simulation of such flows. The DCC in horizontally stratified flow regime constitutes very considerable challenge exercises for a computational fluid dynamics (CFD) simulation of the thermal hydraulics PTS phenomenon because the interplay between turbulence and interfacial heat and mass transfer problem. The main purpose of our study is to investigate numerically the DCC in horizontally stratified steam water flow in a 2D and 3D channel using TransAT CMFD code. The new methodology known as Large-Eddy & Interface (LEIS) have been implemented for treatment of turbulence combined with interface tracking ITM (level set approach). Among of the so-called 'coarse-grained' ITM's models, the modified original surface divergence has been chosen as well as the treatment of the turbulence by URANS and VLES. This contribution addressed on the validation of interfacial phase-change heat transfer and turbulence models with special correction of the damping function at the free surface for single and combined-effect thermalhydraulic studies for LIM and KAERI & KAIST test facilities. The LIES methodology was found to apply successfully to predict the condensing steam flow rate in the all cases of the LIM test case involving a Smooth to Wavy turbulent, concurrent stratified steam-water flow in a 2D channel. The CMFD TransAT code predicting capability is analyzed, comparing the liquid temperature and to much the velocity profile of KAERI & KAIST Countercurrent Stratified Flow (CCSF) combined-effect in 2D and 3D geometry to one predicted by analytical Biberg model. The vertical profiles of CFD local water velocity calculations have been corrected using AKN free surface damping model where the agreement with KAERI & KAIST data is sufficiently good. The KAERI & KAIST test case is actually more challenging than all low subcooling cases (COSI, TOPFLOW) where the application of the ASD model (and the other interfacial DCC models)for high subcooling (ΔT_{sub}~ 70 °K) is still questionable. A modified ASD model should be implemented to taking into account the effect of the degree of the water subcooling through the introduction of the Jakob number.

Keywords: Phase change, PTS during SB-LOCA, turbulence, CMFD code, ITM, LEIS.

TABLE DES MATIERES

Remerciements i
Résumé ii
Table des matieres v
Nomenclature viii
Liste des figures xi
Listes des tables xiv
Introduction générale 1
1.1 Introduction 5
1.2 Définitions des principes de sureté nucléaire 7
1.2.1 Analyse de la sureté nucléaire 7
1.2.2 Concept de défense en profondeur 7
1.2.3 Événements initiateurs postulés 7
1.2.4 Approche déterministe et approche probabiliste de sûreté 8
1.2.5 Définition des niveaux de gravité 9
1.2.6 Classification des accidents et des incidents 11
1.2.7 Séquences accidentelles 11
1.3 Principe de fonctionnement d'un réacteur nucléaire 14
1.3.1 Cycles indirects : 16
1.3.2 Circuits auxiliaires : 17
1.3.3 Circuits de sauvegarde : 17
1.4 Evenements Initiateurs Postulés pourrait mener la fusion du cœur 19
1.4.1 Historique d'importants accidents graves 19
1.4.2 Accidents de perte de réfrigérant primaire (séquences APRP, déclinées en Grosses Brèches, Brèches Intermédiaires et Petites Brèches) 19
1.4.3 Accident de réactivité 21
1.5 Identification du phénomène du PTS 23
1.5.1 Phénoménologie du PTS et les phénomènes physiques associés 23
1.5.2 Mécanismes de refroidissement par langue « plume » et en ciel de vapeur « stripe » 25
1.6 Caractéristiques thermohydraulique d'un REP 28
1.6.1 Fonctionnement normal 29
1.6.2 Fonctionnement accidentel 31

1.6.3 Transitoires accidentelle du PTS lors de la petite brèche 31
1.7 Comportement thermomécanique de la cuve lors du PTS 34
2.1 Introduction 37
2.2 Codes systèmes et Codes CFD 40
2.2.1 Codes systèmes 40
2.2.2 Codes CFD 40
2.3 Méthodologie d'évaluation du PTS 41
2.3.1 Analyse du choc froid monophasique 42
2.3.2 Analyse du choc froid diphasique 44
2.4 Scenario et simulation numérique du transitoire par le code Cathare 46
2.5 Modèles CFD (modèles moyenne de phase) et CMFD (suivi d'interfaces) 50
2.5.1 Méthodes de suivis d'interface 51
2.6 Modélisation de la condensation par contact direct 54
2.7 Modélisation et simulation de la turbulence 60
2.8 Traitement de l'interface 61
Introduction 64
3.1 Validations et applications 66
3.1.1 Expérience de Thorpe (Instabilités de kelvin-Helmholtz) 66
3.1.1.1 Résultats de simulation 67
3.1.2 Expérience de HAWAC, Horizontal Air/water Channel 69
3.1.2.1 Méthodes numériques utilisées et simulation par le code 70
3.1.2.2 Résultats 71
3.1.3 Expérience de LAOKOON, université de Munich 74
3.1.3.1 Méthodes numériques utilisées et simulation 77
3.1.3.2 Résultats préliminaire obtenus par le code TransAT 78
3.1.3.3 Influence du maillage sur les modèles de turbulence 78
3.1.3.4 Influence du niveau d'eau dans le canal 79
3.1.3.5 Influence de la fonction de l'amortissement sur les modèles de la condensation ... 81
3.1.3.6 Remarques 82
3.1.4 Experience de LIM (Steam Water Stratified Flow, SWST) 83
3.1.4.1 Méthodes numériques utilisées et simulation 84
3.1.4.2 Résultats et discussion 85
4.1 Description du cas test : Expérience de KAERI 89
4.1.1 Schéma de la boucle d'essai et procédure expérimentale 89

4.1.2 Conditions expérimentales et matrice de test 91
4.1.3 Géométrie 93
4.1.4 Propriétés thermodynamiques des fluides 96
4.1.5 Conditions aux limites 96
4.1.6 Méthodes numérique utilisées et simulation 96
4.2 Résultats et discussion 98
Conclusion générale 105
Références 108

NOMENCLATURE

Variable	Désignation	Unité
a_{max}	Longueur des ondes	[mm]
C_p	Chaleur spécifique	[kJ/kg.k]
c	Vitesse des ondes	[m/s]
D	Diamètre du canal	[m]
D_h	Diamètre hydraulique	[m]
F	Facteur	[-]
f_μ	Fonction d'amortissement	[-]
f_μ^W	Fonction d'amortissement à la paroi	[-]
f_μ^I	Fonction d'amortissement à l'interface	[-]
G	Vitesse massique	[kg/m^{2}s]
H	Fonction « Heaviside »	[-]
h	Hauteur	[m]
h_{eau}	Hauteur d'eau	[m]
h_{fg}	Chaleur l'attente de vaporisation	[kJ/kg.k]
K_L^+	Vitesse de friction du liquide	[m/s]
k	Energie cinétique de turbulence	[s^2/m^2]
k_c	Nombre d'onde capillaire	[1/m]
L	Longueur	[m]
$\dot{m}$	Débit massique	[kg/s]
P	Pression de service	[N/m^2]
Re_{eau}	Nombre de Reynolds de l'eau	[-]
Re_{vap}	Nombre de Reynolds de la vapeur	[-]
Re_t	Nombre de Reynolds turbulent	[-]
s	Entropie	[-]
T	Température	[k]
TC01	Thermocouple au point 01	[-]
TC11	Thermocouple au point 11	[-]
T_{in}	Température d'entrée	[k]
T_{ref}	Température de référence	[k]
T_{eau}	Température de l'eau	[k]
T_p	Température de la paroi	[k]
T_{sat}	Température de saturation	[k]
$T_{vap.saturée}$	Température de la vapeur à la saturation	[k]
t	Temps	[s]
$t_{début}$	Temps d'apparition de l'instabilité	[s]
Q,q	Quantité de chaleur	[Watt]
Q_{in}	Quantité de chaleur	[Watt]
u	Vitesse suivant la direction x	[m/s]
u_{air}	Vitesse de l'air	[m/s]
u_{eau}	Vitesse de l'eau	[m/s]
$u_{reel,air}$	Vitesse réelle de l'air	[m/s]

$u_{reel,eau}$	Vitesse réelle de l'eau	[m/s]
u^*	Vitesse frictionnelle de la paroi	[m/s]
v	Vitesse suivant la direction y	[m/s]
w	Vitesse suivant la direction z	[m/s]
W	Travail fournie	[Watt]
x_{max}	Intervalle maximale suivant x	[m]
x_{min}	Intervalle minimale suivant x	[m]
Y	Nombre adimensionnel	[-]
Y_{eau}	Niveau d'eau dans le code	[m]

Variables grec

δ	Epaisseur de la couche	[-]
ε	Dissipation turbulente	[-]
ϕ	Fonction Level Set	[-]
κ	Courbure locale , nombre de Von-Karman	[-]
μ_t	Viscosité turbulente	[Pa.s]
λ	Conductivité thermique	[W/m.k]
λ_c	Longueur d'onde critique au seuil	[cm]
ρ	Masse volumique	[kg/m^3]
σ	Tension de surface	[N/m]
$\chi(x,t)$	Fonction d'indicateur de la phase	[-]

Unités

Atm : Atmosphère
°C : Celsius
J : Joule
h : Heure
K : Kelvin
l: Litre
min: Minimum
s: Seconde

Nombres adimensionnels

Nu : Nombre de Nusselt
Pr : Nombre de Prandtl
Re : Nombre de Reynolds
Sc : Nombre de Schmidt

Abréviations

ADS	Analyse Déterministe de Sûreté
AIEA	Agence internationale de l'Energie Atomique
AKN	Abe-Kondoh-Nagano

APRP	Accident de Refroidissement ou de perte du Réfrigérant Principal
ARE	Système normal d'alimentation
ASG	Circuit d'eau alimentaire de secours des GV
ATWS	Anticipated Transient Without Scram
CFD	Calcul Fluid Dynamic
CMFD	Calcul Multiphasique des Fluides Dynamique
DCC	Direct Contact Condensation
DNS	Direct Numerical Simulation
EAS	Enceinte du bâtiment réacteur
ECC	Emergency Core Cooling
EIP	Evénements Initiateurs Postulées
EPS	Analyse Probabiliste de Sureté
HPI	High Pressure Injection
H1	Accident de perte totale de la source froide ou des systèmes associés
H2 ou TGTA	Accident avec perte totale de l'alimentation en eau des générateurs de vapeur
H3	Perte totale des sources électriques externes
INES	International Nuclear Event Scale
IST	Immersed Surface Technology
KAERI	Korea Atomic Energy Research Institute
LES	Large Eddy Simulation
LEIS	Large-Eddy & Interface Simulation
LOCA	Loss of coolant accident
OECD	Organisation de coopération et de développement économique
PTS	Pressurized Thermal Shock
PPI	Plan Particulier d'Intervention
PWR	Pressurized water reactor
PTR	Réserve d'eau externe
RANS	Reynolds Averaged Navier-Stocks
REP	Réacteur à eau sous pression
RIA	Accident de Réactivité
RIS	Circuit d'Injection de Sécurité
RRI	Système de Réfrigération Intermédiaire
RRA	Refroidissement du Réacteur à l'Arrêt
RTGV	Rupture de tubes de générateur de vapeur
RTV	Rupture de la Tuyauterie de sortie en Vapeur du secondaire d'un générateur de vapeur
SEC	Système d'eau brute Secouru
TRCP	Transitoires sur le Circuit Primaire
TransAT	Transport Phenomena Analysis Tool
URANS	Unsteady Reynolds Averaged Navier-Stocks
VOF	Volume of Fluid
V-LES	Very Large eddy simulation

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 : Echelle INES (International Nuclear Event Scale) qualifiant la gravité d'un évènement nucléaire……...10
Figure 1.2 : Schéma de principe global d'une centrale nucléaire et d'un circuit primaire dans une centrale nucléaire.....15
Figure 1.3: Schéma des principaux composants du circuit primaire et des circuits secondaires 16
Figure 1.4: Présentation schématique des circuits axillaires et des circuits de sauvegarde 18
Figure 1.5: Phénomène du PTS lors de l'accident SB-LOCA dans la branche froide d'un réacteur sous pression de type PWR 23
Figure 1.6: Régions d'écoulement dans la boucle d'essai COSI 24
Figure 1.7: Phénomènes physiques dans la branche froide du réacteur nucléaire de l'injection de secours durant LOCA.....25
Figure 1.8: Ecoulement de l'eau pendant le mécanisme panache « stripe » dans l'espace annulaire de la cuve avec un petit et un grand débit massique.....27
Figure 1.9 : Circuit et diagramme température-entropie du cycle de Rankine…….29
Figure 1.10 : Profils axiaux des températures du caloporteur (courbe du bas) et de la gaine (courbe du haut) dans un fonctionnement normal du REP……30
Figure 1.11 : Schéma d'une brèche du circuit primaire entrainant un choc froid diphasique.....32
Figure 1.12 : Exemple d'évolution du facteur d'intensité de contrainte en fonction de la température …… ……...35
Figure 2.1: Évolutions de la température dans la descente annulaire, 4 m sous l'axe des branches froides calculées par CFX. 43
Figure 2.2 : Visualisation schématique de l'écoulement de la cuve d'une REP 900 MWe d'un PTS diphasique……45
Figure 2.3: Résultats CATHARE des pressions primaires et secondaires et du niveau d'eau dans la banche froide. 45
Figure 2.4 : Déroulement de l'accident…….47
Figure 2.6 : Vérification des résultats de calcul par le code Relap5 des conséquences d'une brèche en branche froide d'un REP……..49
Figure 3.1: Expérience de Thorpe 66
Figure 3.2: Comparaison des évolutions et propagations de l'interface (TransAT vs. l'expérience du laboratoire UCL, Belgique). 67
Figure 3.3: Schéma du canal horizontal avec un système de séparation de l'écoulement Eau-Vapeur

.....69
Figure 3.4: Schéma du système d'entrée du canal horizontal 69
Figure 3.5: Domaine de calcul 70
Figure 3.6: Fraction de volume, eau-air : condition initiale 71
Figure 3.7: Résultats expérimentaux : images du canal de l'entrée jusqu'au 3.2 m 71
Figure 3.8: Résultats de la simulation numérique par les codes CFD 72
Figure 3.9: Schéma de l'installation expérimentale(LAOKOON, université de Munich) 74
Figure 3.10: Section transversale de la boucle d'essai 75
Figure 3.11: Profil de températures pour différentes positions – Points : données du thermocouple, lignes : spectroscopie de Raman.....75
Figure 3.12: Géométrie en 2D de la boucle: (a): Ecoulement co-courant (b): Ecoulement contre-courant 76
Figure 3.13: Comparaison des différents modèles de la DCC 77
Figure 3.14: Représentation de la surface libre par un maillage fin à l'interface 78
Figure 3.15: Profils de températures pour différents modèles 79
Figure 3.16: Configurations de maintien de niveau d'eau le long du canal pour un écoulement stratifié co-courant eau-vapeur 80
Figure 3.17: Résultats de l'écoulement stratifié co-courant eau-vapeur pour différents configurations de maintien de niveau d'eau le long du canal 80
Figure 3.18: Débit de la vapeur condensée à l'interface 86
Figure 3.19 : Résultats numérique par le code CMFD TransAT des cas SWST ; comparaison avec les données expérimentales du débit massique de la vapeur dans cinq (05) positions axiales.....87
Figure 4.1: Boucle d'essai KAERI 90
Figure 4.2: Dimensions de la section d'essai de la Boucle KAERI 91
Figure 4.3: Représentation schématique de l'épaisseur locale de la couche d'eau 92
Figure 4.4: Expérience de Kaeri : Profiles de la température et de la vitesse de l'eau 93
Figure 4.5: Augmentation de la température moyenne de l'eau le long du canal 94
Figure 4.6: Géométrie en 3D, maillée par la technologie IST du code (à l'entrée (a), section transversale (b)) 96
Figure 4.7 : Conditions d'entrée 96
Figure 4.8: Contours de la température, vitesse, énergie cinématique de la turbulence et la condensation de la vapeur. 100
Figure 4.9: Profil de vitesse locale de l'eau à la position axiale n°5 de l'entrée du tube 101
Figure 4.10: Profil de la température locale de l'eau à la position axiale n°5 de l'entrée du tube 102
Figure 4.11: Comparaison des profils de la vitesse locale de l'eau et de la vapeur obtenues par le

modèle analytique de Biberg et le modèle AKN et le modèle du TransAT ……102
Figure 4.12: Comparaison des profils de vitesses locale de l'eau et des profils de température locale obtenus par le code CMFD TransAT avec ceux des données expérimentaux de la boucle de Kaeri & Kaist avec ou sans les modèles de changement de phase à la position 1 du tube. 103

LISTES DES TABLES

Table 1.1 : Classification des accidents……11
Table 1.2 : Exemples types d'EIP……12
Table 1.3 : Répartition par famille d'accidents des fréquences de fusion du cœur, d'après les résultats de l'EPS1 réalisée par l'EDF, France……..13
Table 2.1: Corrélations de coefficient de transfert de chaleur interfacial 58
Table 3.1: Paramètres de l'instabilité de l'écoulement 68
Table 3.2 : Séries de tests l'écoulement co-courant (TC1) et en contre-courant (TC11)……..76
Table 3.3 : Influence du maillage sur la diffusion de la température à l'interface 78
Table 3.4 : Influence de la fonction d'amortissement à l'interface sur les modèles de la condensation 81
Table 3.5: Données de l'expérience de Lim 83
Table 4.1: Conditions expérimentales..... 92
Table 4.2: Propriétés thermodynamiques de la vapeur et de l'eau 97

INTRODUCTION GENERALE

La simulation numérique des situations accidentelles dans les réacteurs nucléaires est une voie incontournable pour mieux connaître, maîtriser et donc faire progresser la sûreté des installations.

L'analyse de la sûreté devrait prouver à l'aide d'essais, d'évaluations, de calculs par des approches déterministes et probabilistes et que les équipements mis en place pour éviter que les incidents de fonctionnement prévus ou les accidents de dimensionnement ne dégénèrent en accidents graves, pour atténuer leurs effets et réduire les risques à un niveau acceptable [1-3].

Dans les études de sureté, le phénomène du choc thermique pressurisé est un des scénarios accidentels envisagé, limitant la vie de la cuve due au refroidissement de secours par l'eau froide et d'une brèche de petite dimension lors de l'accident de la rupture des conduites principales du circuit de refroidissement (APRP ou SB-LOCA) du système d'évacuation de la chaleur résiduelle dans la branche froide d'un réacteur sous pression de type PWR [4],[8]. Dans le cas d'un APRP, les situations peuvent conduire à des instabilités violentes de pression du système et un couplage thermomécanique sur la cuve pouvant conduire à la destruction de cette dernière.

Plusieurs phénomènes physiques dans des conditions des écoulements diphasiques et monophasiques peuvent être présentés en fonction des conditions d'opération, de la taille et la position de la brèche. Le phénomène de la condensation en contact direct (DCC) pourrait jouer un rôle et un couplage intéressant entre la condensation et la turbulence. De ce fait, ce phénomène est important du point de vue de la sécurité des réacteurs nucléaires de type LWR [29]. Du fait de l'absence de paroi séparant les deux fluides caloporteurs, les performances d'échange seront élevées et l'aire interfaciale quasi gratuite est importante, ainsi à l'injection de secours, l'eau refroidie entre en contact direct avec la vapeur saturée. La condensation caractérisée par le transport de masse et de chaleur devient importante dans l'interface libre de la surface en mouvement et le transfert de chaleur s'améliore avec l'augmentation de l'échange par la turbulence. L'écoulement de la vapeur est en co-courant et en contre-courant. Les transferts interfaciaux (quantité de mouvement, y compris la turbulence, conservation de la masse et d'énergie) peuvent être considérés dans le voisinage du jet dans l'écoulement stratifié.

L'analyse thermohydraulique du choc thermique pressurisé (PTS) a pour tâche de déterminer les séquences d'accidents où des gradients de température et de pressions dans la cuve du réacteur nucléaire qui engendrent des charges thermiques et mécaniques destructives. La méthodologie de l'étude du PTS en écoulement monophasique ou en diphasique est une clé essentielle de l'analyse de sûreté.

Le phénomène du DCC a fait l'objet de plusieurs études théoriques fondamentales dans le but d'une prédiction "couplée" du taux de condensation et les transferts interfacials dynamiques et de turbulence [30-31], [24], [56-57].

La modélisation du DCC lors du PTS est accessible aux codes système utilisés couramment pour étudier les transitoires dans les systèmes nucléaires. Ces codes reposent sur le calcul monodimensionnel qui ne permet pas d'évaluer finement les températures du fluide dans la descente annulaire en proche paroi de la cuve. Cela nécessite des simulations sophistiquées par des méthodes numériques ou les approches sont basées sur la résolution des équations de transport en multi-dimensions. Ces calculs complémentaires par les codes CFD permettent d'accéder en détail à ces informations. Ce type de calcul de simulation numérique nécessite un important effort de validation sur une base expérimentale très étendue tant fondamentale et analytique que globale, qui enrichit les modèles physiques qui lui servent de base.

Le but de ce travail est de contribuer à la simulation numérique de la condensation par contact direct lors d'injection de secours suite à un accident de perte de réfrigérant dans un PWR, en déterminant le transfert thermique et de masse de l'écoulement de la vapeur saturée- liquide sous refroidi sur toute la surface libre ainsi que, les profils de température dans l'écoulement.

Il s'agit donc de mettre en valeur le traitement multiphasique de ce phénomène par le code CMFD TransAT et effectuer des simulations des cas tests des boucles d'essai d'effets séparées et d'effets intégrales. Les comparaisons des résultats de calcul aux données expérimentales, mises à ma disposition ont été faite.

Le présent travail est divisé en quatre (04) chapitres :

- Le premier chapitre, est une étude bibliographique du phénomène du choc thermique critique dans le contexte industriel. Il s'agit de définir les principes de sûreté, le fonctionnement d'un réacteur nucléaire en se basant sur les systèmes de protection et de sauvegarde. Les scénarios accidentels qui peuvent surgir lors du déroulement d'un accident grave de perte du réfrigérant principal suite à l'injection de secours dans la branche froide sont traités dans ce chapitre. L'objectif est l'identification du phénomène du PTS et les phénomènes physiques associés en cas des transitoires.

- Le deuxième chapitre, est une présentation des enjeux et du savoir-faire des codes à échelle système et des codes CFD à échelle locale utilisés pour la simulation numérique du PTS. La modélisation physique, les lois de fermeture et les méthodes numériques de calcul de ces codes sont décrites brièvement. La distinction entre les codes CFD et CMFD est ensuite indiquée. La simulation numérique du DCC doit être mise en valeur en améliorant considérablement le traitement multiphasique des codes CMFD. La modélisation des transferts interfaciaux de quantité de mouvement, y compris la turbulence, et de masse peuvent être considérés dans l'écoulement stratifié. De ce fait, nous avons entamés une étude phénoménologique et modélisation de la condensation par contact direct et de la turbulence. Les méthodes de suivi d'interface sont discutées d'une façon générale. Le point important dans cette démarche est la modification d'un modèle utilisé dans le traitement de l'interface. Cette contribution a été justifiée par des résultats obtenus dans les chapitres suivants.

- Dans la troisième et quatrième partie de cette étude dont l'objectif est de mettre en valeur le traitement multiphasique du phénomène de la DCC par le code CMFD en effectuant des simulations des cas tests des boucles d'essai. On a présenté les résultats de la simulation numérique d'un écoulement stratifié eau-vapeur à co-courant et à contre-courant avec ou sans transfert de chaleur et de masse par le code CMFD TransAT. Les résultats numériques sont validés dans des boucles d'essai d'effet séparés et intégrales ou globales.

    - La première simulation du cas test de la boucle d'essai de Thorpe et l'expérience de l'UCL réalisée en Belgique; les résultats de simulation par le code, du temps critique d'apparition des instabilités de Kelvin-Helmholtz, la longueur critique, nombre critique des ondes, l'amplitude et la vitesse critique des ondes.
    - La deuxième simulation consiste en un traitement du cas test sans transfert de chaleur et de masse dans la boucle d'essai (HAWAC, Horizontal Air/water Channel en Anglais,). Des résultats prometteurs sont présentés dans cette étude.
    - La troisième série de simulations concerne le traitement du cas test de la boucle d'essai (LAOKOON, université de Munich). Les simulations réalisées par le code a pour but de déterminer les profils des températures, le taux de condensation. Les modèles de transfert de chaleur interfaciale implémentés dans le code TransAT ont été testés et validés. Des résultats préliminaires d'un écoulement stratifié co-courant sur la surface libre ont été obtenus. Ces résultats ont été présentés pour un nombre de Reynolds élevé pour la vapeur d'eau.
    - Le cas test LIM concerne un écoulement stratifié horizontal d'un fluide eau sous-refroidie et une vapeur saturée dans un canal de section rectangulaire de mur adiabatique. La vapeur et l'eau s'écoulent en écoulement co-courant. Trois régimes d'écoulement et de la surface libre sont simulés ; lisses (S), transitoires (SW) et vagues (W).
    - La dernière simulation par le code TransAT s'est basée sur le cas test de la boucle d'essai KAERI. Des données expérimentales de cette boucle ont été mises à notre disposition par l'entreprise ASCOMP GmbH. Ces résultats expérimentaux sont délivrés dans le cadre d'un partenariat dans le projet Européen NURISP (NUclear Reactor Integrated Simulation Project). Des remarques sur les résultats de la simulation numérique obtenus sont expliquées à la fin de cette contribution.

CHAPITRE 1

Le phénomène PTS dans le contexte industriel

1.1 Introduction

L'objectif de la sûreté nucléaire est la prise en compte des accidents graves à la conception des réacteurs nucléaires. L'accident récent de Fukushima- Daiichi incite à prévenir davantage les situations extrêmes avec fusion du cœur. La recherche des limitations au fonctionnement d'un réacteur nucléaire sont liées essentiellement aux quantités d'énergie qu'il est possible d'évacuer du cœur par le fluide caloporteur tant en fonctionnement normal, qu'en fonctionnement incidentel ou accidentel. En fonctionnement normal, les limites de puissance sont déterminées essentiellement par les capacités des systèmes de production d'électricité, mais également, à la conception, par des règles permettant de s'assurer que la production d'énergie dans le cœur reste contrôlable à tout instant (maîtrise de la réactivité) et que les contraintes thermiques et mécaniques sur le combustible permettent d'assurer, dans toutes les conditions de fonctionnement normal, l'intégrité de la gaine et la cuve. En fonctionnement accidentel, la plupart des transitoires étudiés feront appel à la puissance dégagée par le cœur après l'arrêt du réacteur : la puissance résiduelle [1].

De façon générale, les régimes accidentels sont la conséquence d'un déséquilibre entre la puissance produite par le combustible et la puissance évacuée par le fluide caloporteur. L'ensemble des situations peuvent être regroupées en deux catégories d'accidents, dont le déroulement et l'impact sur le comportement du combustible sont différents : l'accident de refroidissement ou de perte du réfrigérant principal, APRP ou (LOCA) et l'accident de réactivité (RIA). Ces accidents sont des accidents de fonctionnement, dits de « classe 4 », dont la probabilité d'occurrence est comprise entre 10^{-4} et 10^{-6} par réacteur et par an. En cas de défaillance des systèmes de protection et de sauvegarde, on entre alors dans une autre catégorie d'accident hors dimensionnement, dénommée « accident grave », caractérisée par une destruction et une fusion étendue du cœur et accompagnée d'une importante émission de radioactivité, qu'il conviendra de maintenir dans l'enceinte du réacteur.

La prise en compte des accidents graves liés à l'injection d'eau froide (ECC) pour les réacteurs sous pression, doit donc s'effectuer dès la conception du cœur du réacteur nucléaire, du combustible et les circuits connectés au primaire. Les composants du circuit primaire doivent être conçus de façon à résister aux chargements dynamiques résultant des transitoires de fonctionnement normales et accidentels. La cuve doit être conçue et construite avec un haut niveau de qualité quant au choix du matériau et des codes de conception. La conception doit rendre l'occurrence de brèche sur le circuit faible. Si une brèche est initiée, elle ne doit pas conduire à une situation catastrophique.

Le principe de sureté des réacteurs nucléaire réside dans la mise en œuvre de plusieurs niveaux de protection constitués de différentes barrières destinées à contenir les matières radioactives et empêcher leur relâchement dans l'environnement. Ce principe de défense en profondeur est basé sur la réduction des conséquences de l'évènement initiateur par le contrôle de la réactivité, l'évacuation de la puissance résiduelle et le confinement des matières radioactives. Cela est atteint à partir de l'évaluation de l'accident et la mise en œuvre de moyens spécifiques de systèmes passifs et de procédures permettant de prévenir la progression de l'accident grave

hypothétique et de minimiser ses conséquences pour conduire le réacteur dans un état stable et sûr [2,3].

Pour les réacteurs du futur, les autorités réglementaires ont demandé d'améliorer la sûreté des réacteurs et d'approfondir la défense en profondeur en utilisant les résultats du retour d'expérience et les études probabilistes de sûreté et en adoptant une conception basée sur des études déterministes démontrant le respect des critères de sûreté aidée par l'utilisation d'études probabilistes de sûreté pour tout accident sévères conduisant de la fusion du cœur. Pour cela, il est utile de définir les notions de l'analyse déterministe (ADS) et l'analyse probabiliste de sureté (EPS) et les frontières de chaque méthode pour veiller à l'intégrité des barrières physiques du réacteur contre le rejet de matières radioactives et de divers critères d'acceptation, sont respectées pour tous événements initiateurs postulées (EIP) qui pourraient se produire sur une large gamme d'états opérationnels. La classification des accidents en fonction de la fréquence d'occurrence de la défaillance initiale ou de l'événement initiateur qu'ils soient de dimensionnement ou hors dimensionnement doit être faite pour toute installation nucléaire.

Les contraintes de sureté à respecter lors de l'accident normal sont attachées à la vérification des grandeurs thermohydrauliques caractéristiques du dimensionnement thermique (répartition de la puissance dans le cœur) qui pourront ensuite conduire à la puissance maximum possible pour le cœur associée à des facteurs locaux (facteur de point chaud, facteur d'élévation d'enthalpie) traduisant les valeurs maximales à ne pas dépasser. Un catalogue sur toutes les conditions des charges thermiques et mécaniques doit être élaboré pour chaque installation nucléaire. Un tel catalogue des ensembles des EIP de l'incident de fonctionnement prévu ou de conditions accidentelles comprend normalement les transitoires de la mise en service et l'arrêt, l'ouverture du système by-pass de la vapeur (zéro chargement à chaud), l'injection de secours à haute pression (HPI) pendant la brèche avec différentes sections transversales dans la branche froide du réacteur.

La principale inquiétude porte aujourd'hui sur une rupture de la cuve sous les coups d'un choc thermique (PTS). Un refroidissement brutal de l'acier par injection d'eau froide à haute pression par le circuit d'injection de sécurité pourrait entraîner, dans certains cas, un risque de rupture de la cuve. La compréhension des phénomènes physiques qui pourraient intervenir à la suite d'un PTS est l'objectif à atteindre dans cette étude. C'est pourquoi ce risque de pressurisation à froid de la cuve due à des sollicitations thermomécaniques élevées a fait l'objet de plusieurs réunions du groupe permanent pour les réacteurs nucléaires depuis 1997 [4]. Il est ressorti des études menées la nécessité de mettre en œuvre des modifications complémentaires, matérielles ou de conduite, pour pouvoir « pratiquement éliminer » le risque dans les domaines d'exploitation où le matériau de la cuve est en-dessous de sa température de transition fragile-ductile. L'analyse de la sûreté devrait prouver à l'aide d'essais, d'évaluations, de calculs ou d'analyses techniques que les équipements mis en place pour éviter que les incidents de fonctionnement prévus ou les accidents de dimensionnement ne dégénèrent en accidents graves. Pour atténuer leurs effets, ainsi que les procédures incidentelles, les mesures de gestion des accidents, sont adéquates pour réduire les risques à un niveau acceptable.

1.2 Définitions des principes de sureté nucléaire

1.2.1 Analyse de la sureté nucléaire

Les analyses de sûreté sont des évaluations analytiques des phénomènes physiques qui se produisent dans les centrales nucléaires. Ces analyses sont faites dans le but de démontrer que les exigences en matière de sécurité, telles que l'obligation de veiller à l'intégrité des barrières physiques du réacteur contre le rejet de matières radioactives et de divers critères d'acceptation, sont respectées pour tous les événements initiateurs postulées qui pourraient se produire sur une large gamme d'états opérationnels, y compris les différents niveaux de disponibilité des systèmes de sécurité [1] [3].

1.2.2 Concept de défense en profondeur

Le concept de défense en profondeur n'est pas un guide d'examen d'une installation associée à une solution technique particulière comme un échelonnement de barrières particulières, mais une méthode de raisonnement et un cadre général permettant d'examiner complètement l'ensemble d'une installation, tant pour la concevoir que pour l'analyser.

En fait, il est nécessaire pour que ce concept puisse s'établir pleinement, de procéder à la mise en place de prérequis en matière de sûreté, tels que la définition d'une politique de sûreté par l'exploitant sur les bases du « conservatisme » (premier niveau de défense, conception, construction, définition des opérations normales, modifications et amélioration de la sûreté). La conduite d'une démarche d'« assurance qualité » (à chaque niveau de défense), et la mise en œuvre de moyens pour construire une «culture de sûreté» (instaurée au niveau de la hiérarchie, des organismes et des individus).

L'évaluation des risques procède par l'étude des conditions de fonctionnement de la centrale selon une échelle croissante de criticité des événements, depuis les situations normales jusqu'aux situations accidentelles graves.

1.2.3 Événements initiateurs postulés

Le point de départ de l'analyse de la sûreté est l'ensemble des EIP qui doit être pris en compte. Un EIP est défini comme étant un « événement recensé lors de la conception comme une cause possible d'incident de fonctionnement prévu ou de conditions accidentelles ». Les EIP incluent des événements tels que la défaillance d'équipements, les erreurs humaines, les événements résultant de l'activité humaine ou les événements naturels. L'analyste déterministe de la sûreté et l'EIP devraient normalement utiliser un ensemble commun d'EIP.

Les EIP sont générés à l'intérieur de la centrale. Toutefois, parmi les catégories d'événements initiateurs identifiés on trouve généralement celles-ci :

- augmentation ou diminution de la capacité d'évacuation de la chaleur du système du circuit primaire du réacteur,
- augmentation ou diminution du débit primaire,
- anomalies de réactivité et de la distribution de puissance,
- augmentation ou diminution de l'inventaire primaire,
- rejet de matière radioactive d'un sous-système ou d'un composant.

1.2.4 Approche déterministe et approche probabiliste de sûreté

L'approche déterministe et l'approche probabiliste sont avérées complémentaires et les deux devraient être utilisées dans le processus de prise de décision relatif à la sûreté.

L'approche déterministe suppose que l'incident ou l'accident se produit et qu'il faut ramener l'installation à un niveau acceptable de risque. Le but de l'approche déterministe devrait être d'étudier le comportement de la centrale dans certaines conditions de fonctionnement et conditions accidentelles prédéfinies et d'appliquer un ensemble de règles spécifiques pour juger du bien-fondé de la conception. Elle peut être définie comme, l'analyse des réponses à un événement particulier, réalisée en utilisant des règles et des hypothèses prédéterminées (p. ex. l'état opérationnel initial, la disponibilité et la performance des systèmes de la centrale et les actions des opérateurs). L'analyse déterministe peut être réalisée avec la méthode prudente ou la méthode de la meilleure estimation (best estimate).

L'étude probabiliste de sûreté (EPS) consiste, à partir de données de fiabilités et des arbres de défaillance des système fournies par des bases de données de constructeurs et de retour d'expérience d'exploitation, à quantifier la probabilité d'occurrence d'un événement redouté selon des éléments du système. La prise en compte du facteur humain est établie à la fois pour des actions positives ou péjoratives de la sûreté. L'approche probabiliste fournit des éléments sur la performance de la centrale, la défense en profondeur et les risques, ce que ne fait pas l'approche déterministe.

On peut résumer l'approche déterministe de la façon suivante :

- On considère chacune des familles d'accidents prévues à la conception, pour lesquelles les différents scénarios sont analysés au regard des procédures et équipements prévus pour la mitigation de l'accident.
- L'analyse des phénomènes physiques de l'accident est faite de façon conservative pour couvrir les incertitudes possibles. Ce conservatisme est introduit dans les codes de simulation au niveau des conditions initiales ou aux bords, de la configuration des systèmes, de la performance des équipements et des critères de succès.

En plus de l'approche déterministe, la sûreté des centrales nucléaires est vérifiée au regard de l'approche probabiliste (EPS). Celle-ci consiste à représenter les scénarios d'accidents sous la forme d'arbres d'évènements et de défaillances et d'évaluer la fréquence des combinaisons de

défaillances et d'évènements initiateurs pouvant conduire à un évènement indésirable (fusion du cœur pour les EPS de niveau 1 par exemple).

On peut résumer l'approche probabiliste de la façon suivante :

- L'EPS considère les scénarios d'accidents sur une base systématique (plus de scénarios que dans l'approche déterministe).
- La configuration des systèmes n'est pas fixée et l'ensemble des équipements est soumis à un certain nombre de défaillances (associées à des probabilités de défaillances).
- Les simulations physiques sont utilisées pour déterminer les critères de succès (acceptables ou inacceptables) sont faites en utilisant des approximations best-estimate.

Même si ces deux approches sont complémentaires, il y a une demande pour une nouvelle méthodologie pouvant mieux combiner les approches probabiliste et déterministe pour améliorer la sûreté des centrales nucléaires.

Le conservatisme qui entache les analyses déterministes initiales n'est pas seulement induit par la non maîtrise des incertitudes, mais aussi par le manque de puissance de calcul.
La puissance de calcul actuelle permet des simulations plus rapides mais il reste difficile, même impossible de coupler les méthodes déterministes et probabilistes pour un nombre important de scénarios d'accidents (environ $\sim 10^5$ séquences). On a donc besoin de méthodes avancées permettant cette intégration.

1.2.5 Définition des niveaux de gravité

L'Agence internationale de l'énergie atomique (AIEA) a mis en place l'échelle INES (***INES***, de l'anglais ***I**nternational **N**uclear **E**vent **S**cale*) pour qualifier la gravité d'un évènement lié au nucléaire (figure 1). Cette échelle peut servir notamment de critère pour savoir si un incident peut être qualifié *d'accident* ou *d'incident* nucléaire. L'échelle INES est une échelle graduée de 0 à 7 permettant de définir la gravité d'un événement nucléaire. Plus l'événement nucléaire est grave plus le niveau de gravité attribué va être près de 7 (7 étant le maximum). Le nucléaire est souvent associé à son danger, il faut le quantifier.

Niveau 1 : simple anomalie de fonctionnement sur une installation nucléaire, sans conséquence radioactive.

Niveau 2 : incidents techniques affectant de façon importante les dispositions de sûreté ou entraînant un dépassement des normes d'irradiation annuelles pour un travailleur.

Niveau 3 : incidents graves affectant la sûreté de l'installation et/ou conduisant à des rejets radioactifs dans l'environnement supérieurs aux limites autorisées et/ou à des irradiations graves pour un ou des travailleurs.

Niveau 4 : accident répondant à l'un ou plusieurs des critères suivants : rejets ne comportant pas de risques importants hors du site, détérioration du cœur nucléaires, irradiation ou contamination un ou plusieurs travailleurs pouvant conduire à un décès.

Niveau 5 : accident présentant des risques pour l'environnement conduisant au déclenchement du Plan Particulier d'Intervention (PPI) et des dispositions de protection de l'extérieur du site en raison de risques de rejets radioactifs importants. Endommagement grave de l'installation nucléaire entraînant le relâchement de grandes quantités de radioéléments dans l'installation. L'accident de Three Miles Island fut classé au niveau 5 de l'échelle INES tout comme celui de Windscale (Stellafield).

Niveau 6 : accident grave entraînant de très importants rejets radioactifs à l'extérieur (une part significative de la radioactivité contenue dans un cœur de réacteurs).

Niveau 7 : accident majeur conduisant au rejet dans l'environnement d'une part importante des éléments radioactifs contenus dans le cœur d'un réacteur. Rejets conduisant à des effets graves pour l'environnement et la santé des populations dans un rayon vaste de l'installation. La catastrophe nucléaire de Tchenobyl en 1986 et l'accidents nucléaires de Fukushima à Okuma (Japon) en mars 2011, ont été classées à ce niveau.

Figure 1.1: Echelle INES (International Nuclear Event Scale) qualifiant la gravité d'un évènement nucléaire

1.2.6 Classification des accidents et des incidents

Les évènements initiateurs postulés à étudier sont sélectionnées en fonction du risque potentiel généré vis-à-vis de l'accomplissement des fonctions de sécurité principales :

- maîtrise de la réactivité et contrôle de la puissance,
- évacuation de la chaleur des éléments combustible,
- confinement de la réactivité.

Ils sont classés en incidents de fonctionnement prévus (IFP), accidents de dimensionnement et accidents hors-dimensionnement. Le tableau 1.1 présente la classification des accidents en fonction de la fréquence d'occurrence de la défaillance initiale ou de l'événement initiateur qu'ils soient de dimensionnement ou hors dimensionnement.

1.2.7 Séquences accidentelles

Les études probabilistes de sûreté (EPS) peuvent mettre en évidence des séquences accidentelles qui, bien que ne conduisant pas à des conséquences sévères (cœur fortement dégradé), ont des fréquences d'occurrence élevées. Une bonne pratique est que, pour toutes ces séquences, les conséquences admissibles ne soient pas supérieures à celles de la classe d'accident auquel correspond la fréquence du scénario accidentel.

Table 1.1 : Classification des accidents

	Classe 1	**Classe 2**	**Classe 3**	**Classe 4**	**Hors dimension nement**
Fréquence (réacteur^{-1}.an^{-1})	$f>1$	$10^{-2}<f<1$	$10^{-4}<f<10^{-2}$	$10^{-6}<f<10^{-4}$	$10^{-6}<f$
Type de situation	Fonctionnement	Incidentelle	Accidentelle	accidentelle	Au-delà du dimension nement
Système concerné	Régulation	Protection	Sauvegarde	Sauvegarde	Mitigation des accidents graves
Conséquences radiologiques	Aucune	Aucune	Limités au réacteur	Limités au réacteur	Faibles à l'extérieur

Les exemples types d'EIP conduisant à des incidents de fonctionnement prévus ou à des accidents de dimensionnement peuvent être répertoriés dans le tableau 1.2 suivant. Cette liste est essentiellement indicative. La liste réelle dépendra du type de réacteur et de la conception effective des systèmes de la centrale.

Table 1.2 : Exemples types d'EIP

Type des EIP	incidents de fonctionnement prévus(IFP)	accidents de dimensionnement (AD)
Augmentation de l'évacuation de la chaleur du réacteur	Ouverture intempestive des soupapes du circuit secondaire ; dysfonctionnements de la régulation de pression secondaire conduisant à une augmentation du débit vapeur ; dysfonctionnements du système d'eau alimentaire conduisant à une augmentation de la vitesse de refroidissement.	ruptures de tuyauterie vapeur.
Diminution de l'évacuation de la chaleur du réacteur	déclenchement des pompes alimentaires ; réduction du débit de vapeur pour des raisons diverses (dysfonctionnements du système de régulation, fermeture de la vanne d'isolement vapeur principale, déclenchement turbine, perte de la charge, perte d'alimentation électrique, perte de vide au condenseur).	ruptures de tuyauterie d'eau alimentaire.
Diminution du débit primaire	arrêt d'une pompe primaire ; isolement intempestif d'une boucle primaire (le cas échéant).	déclenchement de toutes les pompes primaires ; rupture ou blocage du rotor d'une pompe primaire.
Anomalies de réactivité et dans la distribution de puissance du cœur	retrait intempestif des barres de commande ; dilution du bore due à un dysfonctionnement du système de contrôle volumétrique et chimique (pour un REP) ; mauvais positionnement d'un assemblage combustible.	retrait incontrôlé d'une barre de commande ; éjection d'une barre de commande ; dilution du bore due au démarrage d'une boucle inactive (dans le cas d'un REP).
Augmentation de l'inventaire primaire	dysfonctionnement du système de contrôle volumétrique et chimique.	fonctionnement intempestif du système de d'injection de sécurité.
Diminution de l'inventaire primaire	petite brèche due à une défaillance d'un piquage d'instrumentation.	spectre de brèches primaires plausibles ; ouverture involontaire des soupapes de décharge du circuit primaire ; fuites de caloporteur primaire vers le circuit secondaire.
Rejet de matières radioactives d'un sous-système ou d'un composant	faible fuite d'un système d'effluents.	surchauffe ou endommagement du combustible usé en transit ou entreposé ; rupture d'un système de traitement d'effluents gazeux ou liquides.

Par exemple, dans l'étude probabiliste de niveau 1 réalisée (EPS1 permet d'identifier les séquences pouvant mener à la fusion du cœur et de quantifier leurs fréquences) , EPS1 pour les réacteurs de 900 MWe, la fréquence de fusion du cœur a été estimée par EDF à environ $4.6\ 10^{-6}$ par année et par réacteur, pour l'ensemble des états initiaux du réacteur. Les contributions des différentes familles accidentelles, d'après les résultats de l'EPS1 réalisée par l'EDF, France sont indiquées dans le tableau 1.3.

Table 1.3 : Répartition par famille d'accidents des fréquences de fusion du cœur

Famille incidentelle	**Fréquence de fusion du cœur /réacteur. an**	**% fréquence de fusion du cœur**
H3 (perte totale des sources électriques externes)	$2.4\ 10^{-6}$	49.0%
APRP petites brèches	$9.1\ 10^{-7}$	18.5%
APRP brèches intermédiaires	$3.3\ 10^{-7}$	6.5%
H2 ou TGTA	$3.3\ 10^{-7}$	6.5%
ATWS	$2.3\ 10^{-7}$	4.7%
TRCP	$2.0\ 10^{-7}$	4.0%
APRP grosses brèches	$1.7\ 10^{-7}$	3.4%
H1 (perte de source froide)	$1.6\ 10^{-7}$	3.3%
RTV	$9.0\ 10^{-6}$	1.8%
RTE	$8.3\ 10^{-8}$	1.7%
Perte des sources électrique internes	$2.2\ 10^{-8}$	0.4%
RTGV	$1.7\ 10^{-8}$	0.3%
Cumul RTV-RTGV	$5.5\ 10^{-9}$	0.1%
Fréquence de fusion du cœur total	**$4.7\ 10^{-6}$**	**100%**

Les résultats des études font apparaitre que les scénarios prépondérants sont ceux qui résultent de la perte totale des alimentations électriques et les APRP de petites brèches.

.

1.3 Principe de fonctionnement d'un réacteur nucléaire

Ce paragraphe rappelle brièvement le principe de fonctionnement des Réacteurs nucléaire de type REP. Le lecteur pourra se reporter à la référence [1] pour plus de détails. Afin de pouvoir analyser la sûreté nucléaire et de comprendre les phénomènes physiques survenus lors d'un incident ou accident nucléaire, quelques notions de base sur le fonctionnement des réacteurs doivent d'abord être décrites. Les nombreux types de réacteurs nucléaires fonctionnent dans le monde industriel, en dépit de leur conception parfois très différente, selon certains principes fondamentaux communs. Nous n'avons pas l'intention de décrire les détails techniques du fonctionnement d'un réacteur nucléaire : de nombreux ouvrages y sont déjà consacrés.

Les réacteurs font l'objet d'une classification selon la matière employée pour trois de leurs composants principaux : le modérateur, le réfrigérant (ou caloporteur) et le combustible. Les filières sont d'abord classées en deux groupes selon le caractère des neutrons employés, lents (thermiques) ou rapides. Elles sont sous classées selon le modérateur (graphite, eau lourde ou eau légère), le réfrigérant (gaz carbonique, hélium, eau et vapeur, eau lourde, eau sous pression, eau bouillante ou sodium liquide) et le combustible (uranium enrichi, uranium naturel, thorium ou plutonium). On distingue trois filières nucléaires les plus répondus, les PWR (réacteur à eau sous pression) et les BWR (réacteur à eau bouillante) et les CANDU. Nous examinons les REP parce que la quasi-totalité du parc électronucléaire du monde est constitué de ce type de réacteurs.

La figure 1.2 décrit schématiquement ce type de réacteur. Les REP, comme la plupart des réacteurs d'autres types, un ilot nucléaire, d'un ilot conventionnel, des ouvrages de prise et de rejet d'eau et éventuellement un aéroréfrigérant. L'ilot nucléaire comporte principalement, le bâtiment du réacteur qui contient le réacteur et l'ensemble des circuits primaires sous pression ainsi qu'une partie des circuits et des systèmes assurant le fonctionnement et la sureté du réacteur. Les équipements de l'ilot conventionnel fournissent de l'énergie électrique au réseau de transport à partir de la vapeur produite dans l'ilot nucléaire.

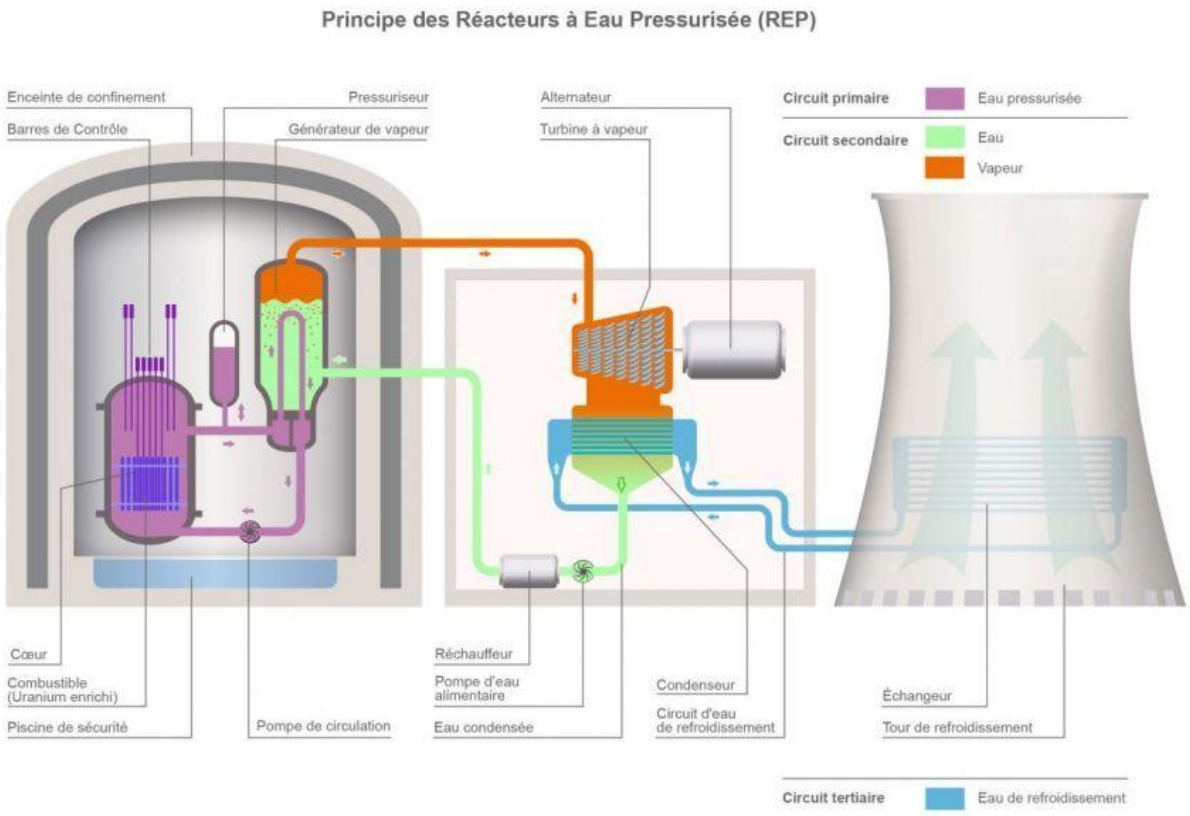


Figure 1.2 : Schéma de principe global d'une centrale nucléaire [1]

Les REP se différent par la conception du cœur, des circuits et du système de protection du cœur du réacteur ainsi que des bâtiments de l'installation.

Une installation nucléaire comprend, outre le réacteur lui-même, trois circuits d'eau (figure 1.2). Le circuit primaire évacue la chaleur dégagée dans le cœur du réacteur grâce à une circulation d'eau sous pression, dite eau primaire, de la boucle de refroidissement. Chaque boucle est raccordée à la cuve qui contient le cœur du réacteur est équipée d'une pompe de circulation, dite pompe primaire, qui assure la circulation de l'eau chauffée au contact des éléments combustibles vers des échangeurs de chaleur, appelés générateurs de vapeur, dans lesquels l'eau primaire transfère son énergie aux circuits secondaires avant de revenir dans le cœur. L'eau du primaire est maintenue sous forme liquide à une pression de 155 bars et chauffée à plus de 300 °C dans le pressuriseur. La vapeur produite se détend ensuite dans la turbine à vapeur pour mettre en marche un groupe turbine alternateur pour la production d'électricité. Dans le troisième circuit, la vapeur passe dans le condenseur refroidi par l'eau d'une rivière ou d'un fleuve ou par l'eau de mer (circuit ouvert), ou par l'intermédiaire d'aéroréfrigérant en dispersant sa chaleur dans l'atmosphère (circuit fermé).

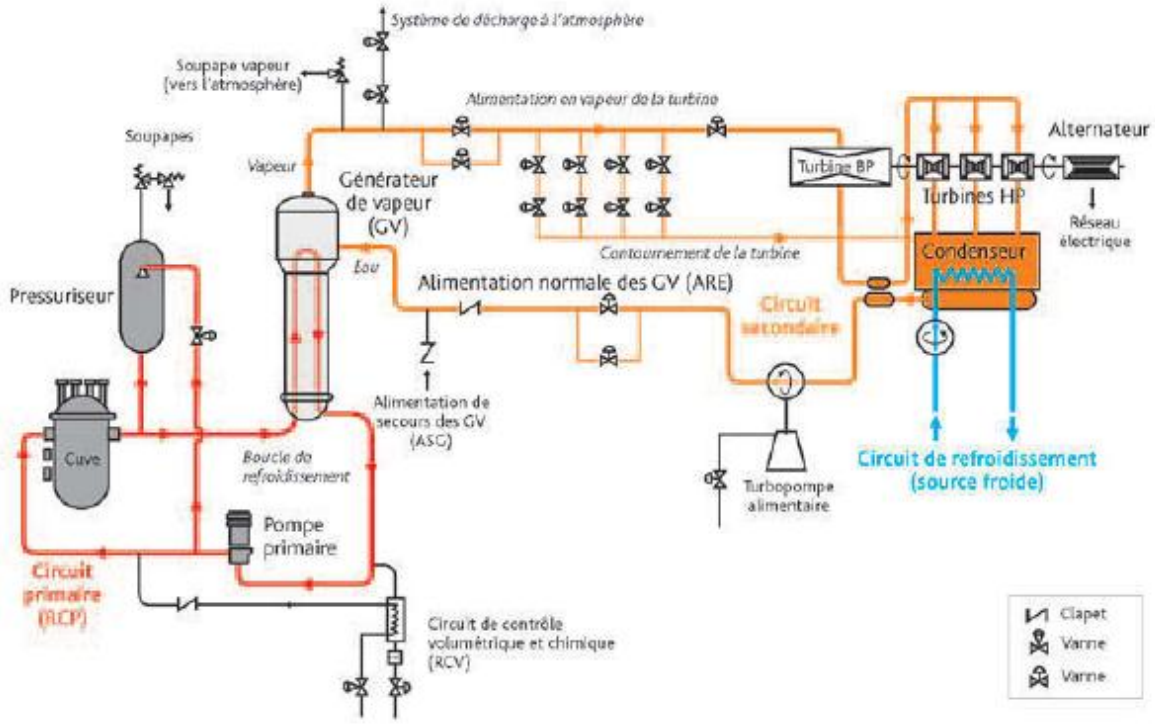


Figure 1.3 : Schéma des principaux composants du circuit primaire et des circuits secondaires [1]

Dans l'ensemble, le REP est composé des circuits suivants (figure 1.3) :

1.3.1 Cycles indirects :

Trois circuits séparés pour réfrigérer le cœur et pour alimenter les turbines,

- Circuit Primaire :
  - Le cœur est composé d'assemblages combustibles. Chaque assemblage comporte un nombre de crayons combustibles, des tubes pouvant contenir les crayons d'une grappe de commande et un tube d'instrumentation, disposés suivant un réseau carré. Les crayons sont composés de pastilles d'oxyde d'uranium ou d'un mélange d'oxydes d'uranium et de plutonium (combustible dit MOX) contenues dans des tubes fermés en alliage de Zirconium, appelés « gaines ». le cœur est disposé d'une cuve en acier munie d'un couvercle à haute pression.
  - Pompes primaires de circulation,
  - Pressuriseur,
  - Tuyauteries de circulation de l'eau (branches chaudes et branches froides),
  - Générateur de vapeur : échangeur thermique entre les deux circuits (3 ou 4 GV par réacteur),
- Circuit Secondaire : pression moyenne (70-80 bars), écoulement diphasique liquide-vapeur,
- Circuit tertiaire : basse pression et température, circuit ouvert sur la source froide,
- Barrières : trois barrières de confinement de la radioactivité (gaine du combustible, circuit primaire, enceinte de confinement).

1.3.2 Circuits auxiliaires

Les circuits auxiliaires assurent en fonctionnement normal, ou lors de la mise à l'arrêt ou du redémarrage normal du réacteur, les fonctions fondamentales de sûreté : maîtrise de la réactivité neutronique, évacuation de la chaleur du circuit primaire et de la puissance résiduelle du combustible, confinement des matières radioactives. Il s'agit principalement du système de contrôle chimique et volumétrique du réacteur (RCV) et du système de refroidissement du réacteur à l'arrêt (RRA) (figure 1.4).

- **Circuit de contrôle chimique et volumétrique du réacteur (RCV)** permet, pendant le fonctionnement du réacteur :

- d'ajuster la masse d'eau primaire en fonction des variations de température,
- de maintenir la qualité de l'eau primaire, en réduisant sa teneur en produits de corrosion et de fission, et en injectant des produits chimiques (inhibiteur de corrosion par exemple),
- de reprendre et compenser les fuites normales des joints des pompes primaires,
- de régler la concentration en acide borique.

- **Circuit de refroidissement du réacteur à l'arrêt (RRA)** a pour fonction, lors de la mise à l'arrêt normal du réacteur, d'évacuer la chaleur du circuit primaire et la puissance résiduelle du combustible, puis de maintenir l'eau primaire à basse température pendant toute la durée de l'arrêt. Le circuit RRA sert également à vidanger la piscine du réacteur après rechargement du combustible. Ce système RRA, qui comporte deux motopompes de circulation, prélève de l'eau dans une boucle primaire à l'entrée du cœur : les échangeurs sont refroidis par le système de réfrigération intermédiaire (RRI), lui-même refroidi par le système d'eau brute secouru (SEC).

1.3.3 Circuits de sauvegarde

Le rôle des systèmes de sauvegarde est de maîtriser et de limiter les conséquences des incidents et des accidents. Il s'agit principalement du circuit d'injection de sécurité (RIS), du circuit d'aspersion dans l'enceinte du bâtiment réacteur (EAS) et du circuit d'eau alimentaire de secours des GV (ASG).

- Le circuit d'injection de sécurité (RIS) qui, en cas de rupture d'un tuyau du circuit primaire par exemple, évite que le cœur ne se vide, ne s'assèche et fonde,

- Le système d'aspersion de l'enceinte (EAS) du bâtiment réacteur qui, en cas de brèche du circuit primaire, pulvérise uniformément de l'eau contenant du bore dans l'enceinte de confinement soit à partir d'une réserve d'eau externe (PTR) soit en utilisant l'eau récupérée dans la partie basse de l'enceinte (puisard),

• Le circuit d'alimentation de secours des générateurs de vapeur (ASG), qui intervient pour alimenter les générateurs de vapeur en cas de perte de l'eau alimentaire normale assuré par le système normal d'alimentation (ARE).

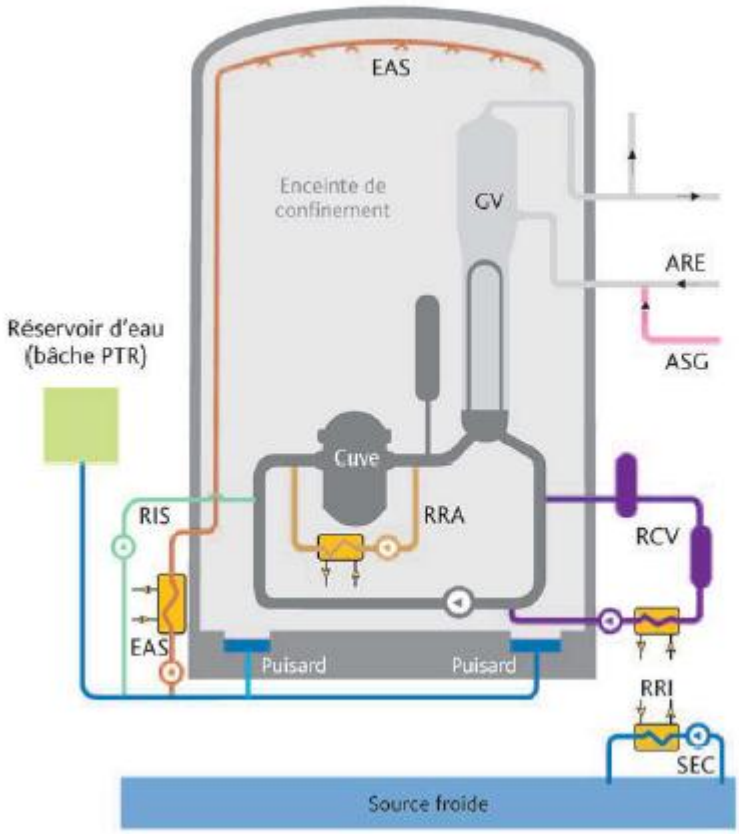


Figure 1.4 : Présentation schématique des circuits axillaires et des circuits de sauvegarde [1]

Les autres principaux systèmes ou circuits importants pour la sûreté et nécessaires au fonctionnement du réacteur sont :

- le circuit de réfrigération intermédiaire (**RRI**) qui assure le refroidissement d' un certain nombre d' équipements ce circuit fonctionne en boucle fermée entre, d'une part, les circuits auxiliaires et de sauvegarde et, d'autre part, les circuits véhiculant l'eau provenant de la rivière ou la mer (source froide) ;
- le circuit d'eau brute secourue (**SEC**) qui assure le refroidissement du circuit RRI au moyen de la source froide ;
- le circuit de réfrigération et de purification de l'eau des piscines (**PTR**) qui permet en particulier d'évacuer la chaleur résiduelle des éléments combustibles entreposés dans la piscine d'entreposage du combustible ;
- les systèmes de ventilation, qui assurent le confinement des matières radioactives par la mise en dépression des locaux et la filtration des rejets ;
- les circuits d'eau destinés à la lutte contre l'incendie ;
- le système de contrôle-commande, les systèmes électriques.

1.4 Evènements Initiateurs Postulés pourrait mener la fusion du cœur

1.4.1 Historique d'importants accidents graves

Trois accidents graves de l'ère nucléaire ont déjà fait l'objet de nombreuses études approfondies, mais continuent d'inquiéter, un peu partout dans le monde. Il s'agit des accidents de Three Mile Island en 1979, de Tchernobyl en 1986 et le récent accident de Fukushima Daii-chi survenu en 2011. Le déroulement et l'impact de ces accidents sont très différents l'un de l'autre, ainsi que la façon dont ils ont été traités par les autorités [1-3].

L'accident grave est, en réalité, la conséquence d'un des deux types d'accidents de perte de réfrigérant primaire (APRP) et l'accident due à l'insertion de réactivité (RIA), pour lesquels les systèmes de protection et de sauvegarde auraient été défaillants. Bien que de très faible probabilité d'occurrence, de tels accidents se sont néanmoins produits dans le passé, et nous pouvons souligner ici que les deux accidents majeurs qu'a connus l'industrie nucléaire ont eu pour événement initiateur une perte de refroidissement, pour l'accident de Three Mile Island, en 1979, et une excursion de réactivité, pour l'accident de Tchernobyl, en 1986. Dans un tel accident, et contrairement aux accidents de type APRP ou RIA, on ne recherche plus à maintenir une géométrie de cœur « refroidissable », mais à limiter la fusion du combustible et les conséquences radiologiques potentielles par la mise en œuvre de procédures, dites « procédures ultimes ». Les scénarios et les phénomènes physiques pouvant survenir lors d'un accident graves, dans la cuve du réacteur et dans l'enceinte de confinement, leur enchaînement et les moyens permettant d'en atténuer les effets ne sont pas traités dans cette étude.

1.4.2 Accidents de perte de réfrigérant primaire (séquences APRP, déclinées en Grosses Brèches, Brèches Intermédiaires et Petites Brèches)

L'Accidents de perte de réfrigérant primaire, APRP, est caractérisé par une fuite ou une brèche d'une tuyauterie du circuit primaire ou par une ouverture intempestive d'une soupape de sûreté ou d'une vanne d'isolement qui se traduit par une perte de réfrigérant primaire compensable par le système d'appoint en eau du circuit. L'APRP couvre les tailles de brèches réparties de la manière suivante :

- Petite brèche : brèche d'un diamètre équivalent inférieur ou égal à 50mm ;
- Brèche intermédiaire : brèche d'un diamètre équivalent supérieur à 50mm surface équivalente supérieure à 20cm^2), et inférieur à la taille de grosse brèche ;
- Grosse brèche : rupture guillotine de la tuyauterie la plus grande connectée à une boucle du RCP, à savoir la rupture de la ligne d'expansion relativement au côté branche chaude et la rupture de la ligne RIS relativement au côté branche froide.
- APRP 2A : brèche doublement débattue d'une tuyauterie du circuit primaire où A désigne la section de la tuyauterie.

Ce type d'accident résulte d'un défaut de refroidissement du cœur. Il s'agit d'accidents à cinétique relativement lente pouvant durer entre une dizaine de minutes et plusieurs heures. Pour les réacteurs à eau sous pression (PWR), par exemple, on considère comme accident enveloppe de cette catégorie l'Accident de Perte de Réfrigérant Primaire (APRP, ou LOCA, en anglais : « Loss of Coolant Accident »), résultant de la rupture avec débattement d'une canalisation principale du circuit primaire. Cette rupture entraîne la dépressurisation de ce circuit, conduisant à une vaporisation de l'eau. Malgré l'arrêt des réactions de fission induit par l'effet de vide sur le modérateur et la chute des barres de commande, le combustible du cœur continue de chauffer sous l'action de la puissance résiduelle, due à l'accumulation des produits de fission. Il est alors impératif d'évacuer cette énergie par la mise en œuvre immédiate du système d'injection d'eau de secours (RIS).

L'événement initiateur de ces accidents est une brèche affectant le circuit primaire, ou un circuit qui lui est connecté, à l'exception de la rupture de la cuve ou d'un ou plusieurs tubes de générateur de vapeur. Une telle brèche provoquerait une perte du réfrigérant primaire et une dépressurisation du circuit primaire. Plusieurs situations sont distinguées dans l'EPS niveau 1 (Etudes Probabilistes de Sûreté) selon l'état initial du réacteur, l'emplacement et la taille de la brèche.

En cas d'APRP, la dépressurisation du circuit primaire entraîne l'arrêt automatique du réacteur, puis le démarrage automatique de l'injection de sécurité (RIS). Pour des brèches de grande taille, la montée rapide de pression dans l'enceinte de confinement déclenche la mise en service automatique du système d'aspersion (EAS). Afin de maîtriser l'accident, les fonctions à assurer par les systèmes de protection et de sauvegarde sont les suivantes :

- le contrôle de la réactivité, par l'arrêt automatique du réacteur et l'injection d'eau borée ou par le vide du circuit primaire en cas de gros APRP,

- le maintien de l'inventaire en eau dans la cuve, par le système d'injection de sécurité tout d'abord en phase d'injection directe (à partir du réservoir PTR), puis en phase de recirculation (à partir des puisards de l'enceinte de confinement),

- le refroidissement et l'évacuation de la puissance résiduelle, par la brèche ou les générateurs de vapeur selon la taille de la brèche, puis par le système de réfrigération à l'arrêt (RRA) s'il peut être connecté au circuit primaire ; en cas d'utilisation de l'injection de sécurité en recirculation sur les puisards, l'évacuation d'énergie hors de l'enceinte de confinement serait assurée par les échangeurs situés sur le système d'aspersion dans l'enceinte ou par le RRA dans le cas de petites brèches primaires.

Les séquences accidentelles menant à la fusion du cœur résultent de la défaillance de l'un ou de plusieurs de ces systèmes de sauvegarde. Lorsque le réacteur est initialement en puissance sont envisagées les séquences consécutives :

- à la défaillance de l'injection de sécurité (RIS) ou du système d'aspersion dans l'enceinte (EAS) en injection directe ou en recirculation,
- à la défaillance du contrôle commande empêchant le démarrage de l'injection de sécurité ou de l'EAS ou le passage en recirculation en l'absence d'action corrective par l'équipe de conduite.

Dans les états d'arrêt du réacteur (circuit de refroidissement du réacteur à l'arrêt – RRA connecté), les séquences accidentelles envisagées diffèrent suivant l'état initial du réacteur (circuit primaire fermé, entrouvert ou ouvert) mais sont toujours liées à une défaillance du maintien de l'inventaire en eau, à la suite d'erreur(s) humaine(s) ou de défaillance(s) matérielle(s).

1.4.3 Accident de réactivité

L'accident de réactivité RIA, de l'anglais « Reactivity Insertion Accident », résulte, comme son nom l'indique, d'une insertion de réactivité dans le cœur. À la différence de l'APRP ou LOCA, sa cinétique est très rapide, ce qui le rend très contraignant pour le dimensionnement des réacteurs. Pour les réacteurs à eau sous pression (PWR), il peut résulter de l'éjection d'une grappe de commande, à la suite à la rupture et de la dépressurisation consécutive de son mécanisme de maintien. Un autre mode d'insertion de réactivité pourrait provenir d'une dilution accidentelle de l'eau borée du circuit primaire par de l'eau non borée. Pour les réacteurs à neutrons rapides refroidis au sodium, il y a couplage entre les deux types d'accidents de refroidissement et de réactivité, en raison du coefficient de vide positif du sodium : ainsi, le bouchage d'un canal de circulation du sodium induit un accroissement instantané de réactivité dans le cœur, compensé ensuite par une contre-réaction neutronique, appelée « effet Doppler», qui vient contrebalancer l'excursion de puissance, lorsque la température du combustible augmente. L'éjection d'une grappe de commande sur un réacteur à eau sous pression (PWR) induit un transitoire de puissance quasi instantané, avec un dépôt significatif d'énergie dans les crayons combustibles situés au voisinage de la grappe éjectée.

La première phase de l'accident, provoquée par l'action des neutrons prompts de fission, s'étend sur quelques dizaines de millisecondes. Elle se caractérise par une forte interaction mécanique entre le combustible et la gaine, en raison de l'expansion volumique de l'oxyde induite par l'échauffement quasi adiabatique, ainsi que par la pression exercée par les gaz de fission. En cas de rupture de gaine, lors de cette phase initiale, une dispersion de combustible, sous forme de petits fragments, peut conduire à la vaporisation brutale de l'eau entourant le crayon, avec risque d'explosion vapeur et dégradation des crayons combustibles voisins. La réaction en chaîne s'arrête d'elle même par échauffement du combustible et effet Doppler.

La deuxième phase de l'accident, gouvernée par l'évolution thermique du système, s'étend sur quelques secondes jusqu'à une dizaine de secondes. Elle conduit à un fort accroissement de la température de la gaine, avec le risque d'atteindre la crise d'ébullition dans le canal d'eau qui l'entoure, et au maintien d'une forte pression interne du crayon pouvant, là encore, affecter l'intégrité de la gaine. Les critères de sûreté actuels relatifs à cet accident, pour les réacteurs à

eau, ont été établis au début des années 80 sur la base d'expériences réalisées aux États-Unis (programmes SPERT et PBF), puis au Japon (programme NSSR), sur du combustible vierge ou faiblement irradié (jusqu'à 30 GW.j/tU). Ces critères conduisent à garantir la non-dispersion du combustible et à définir une valeur limite d'enthalpie moyenne déposée dans le combustible à ne pas dépasser, au cours du transitoire (230 cal/g pour le combustible vierge et 200 cal/g pour le combustible irradié). Il s'agit de garantir à la fois l'absence de dégagement significatif d'énergie mécanique, le refroidissement du cœur, et d'éviter tout risque d'explosion vapeur.

1.5 Identification du phénomène du PTS

1.5.1 Phénoménologie du PTS et les phénomènes physiques associés

Les études et les recherches sur le phénomène du PTS dans les PWR ont fait l'objet de plusieurs projets internationaux de coopération et de recherche. Depuis 1997, de nombreuses collaborations internationales des organes de sûreté, ICAS, GRS, ORNL, NEA, CSNI conduites sous l'égide de l'Organisation de coopération et de développement économique OECD, ont réunis des groupes de travail des experts de recherche pour évaluer, analyser des résultats sur les charges thermiques et mécaniques dues au phénomène de PTS dans les cuves des réacteurs nucléaires (RPV, Reactor Pressure Vissel) en vue de donner des conclusions et des recommandations. Ces conclusions se résument dans les études d'évaluation et de l'analyse du PTS lors d'un accident de perte de réfrigérant primaire (LOCA) en présentant la sélection des transitoires, le calcul thermohydraulique, le calcul déterministe et probabiliste et l'analyse structural basés sur les propriétés des matériaux [4] [5].

L'analyse thermohydraulique du PTS et les phénomènes physiques survenus durant l'injection de secours a pour tâche de déterminer les séquences d'accidents, la détermination des évolutions temporelles de la température, de la pression et du coefficient de transfert thermique dans l'espace annulaire de la cuve, paramètres influençant le chargement thermique et mécanique sur la paroi de la cuve.

Le phénomène du choc thermique pressurisé (PTS) est un des scénarios accidentels envisagé, limitant la vie de la cuve due au refroidissement de secours par l'eau froide (ECC ou HPI) et d'une brèche de petite dimension lors de l'accident de la rupture des conduites principales du circuit de refroidissement (SB-LOCA) du système d'évacuation de la chaleur résiduelle dans la branche froide d'un réacteur sous pression de type PWR (figure 1.5).

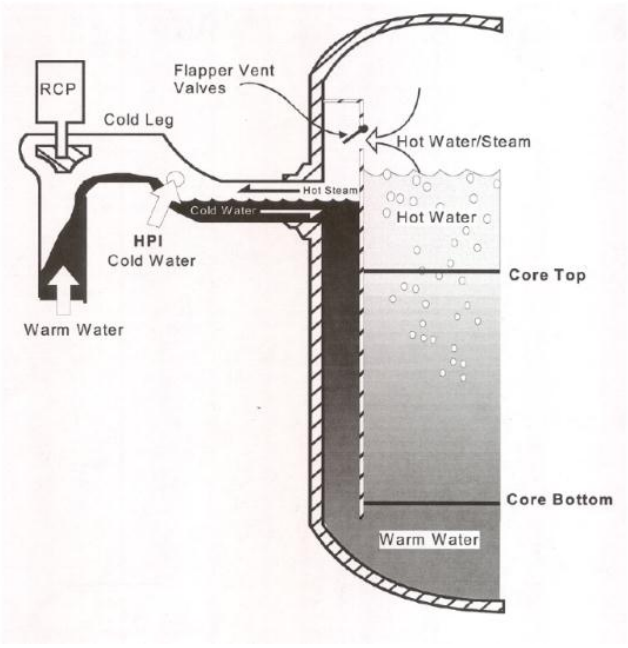


Figure 1.5 : Phénomène du PTS lors de l'accident SB-LOCA dans la branche froide d'un réacteur sous pression de type PWR

Le phénomène du PTS a été identifié expérimentalement dans la boucle d'essai (UPTF) [6], 1989), et dans la boucle COSI [7] (figure 1.6).

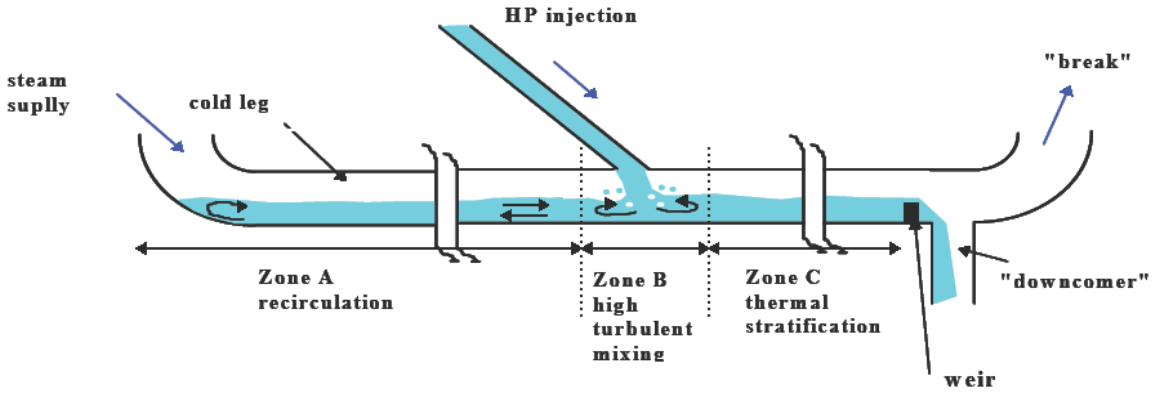


Figure 1.6 : Régions d'écoulement dans la boucle d'essai COSI

Un jet impactant d'eau froide assuré par une injection par pression élevée (HPI) se mélange avec l'eau chaude dans la branche froide et par la suite ce mélange s'écoule vers l'espace annulaire de la cuve et le plénum supérieur de la cuve d'un réacteur nucléaire. Il peut y avoir dans le bassin la présence des zones :

- Zone A : de recirculation de l'écoulement,
- Zone B : ou il y aura un grand mélange turbulent,
- Zone C : une stratification thermique avec un écoulement contre-courant d'eau chaude et la vapeur sur la surface libre.

Les phénomènes physiques dans le contexte du scénario du PTS, que l'on observe durant le LOCA, doivent être évalués avec beaucoup exactitude dans l'intérêt d'une injection efficace du système de secours. Ces phénomènes physiques peuvent se résumer dans la figure suivante [8] (figure 1.7) ;

- Instabilités du jet dans le système d'injection d'ECC,
- L'entraînement des bulles d'air au-dessous du niveau d'eau,
- Migration des bulles entraînées,
- Production de turbulence au-dessous du jet,
- Transfert d'énergie, de chaleur et masse à l'interface (air, eau)
- Effet de la diffusion turbulente sur la condensation
- Production de turbulence dans les couches cisaillées du jet et à proximité des parois,
- Condensation autour du jet avant le mélange,
- Effet de condensation sur la structure de l'interface liquide vapeur,
- Effet de la stratification de l'écoulement sur la diffusion de la turbulence,
- Séparation d'écoulement ou pas dans le l'espace annulaire au niveau de la branche froide,
- Influence des gaz non- condensables sur la condensation,
- Transfert thermiques entre la branche froide et les parois de la cuve.

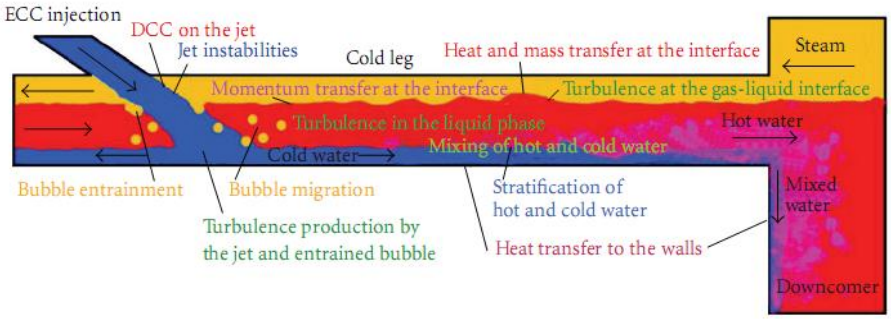


Figure 1.7 : Phénomènes physiques dans la branche froide du réacteur nucléaire de l'injection de secours durant LOCA

Durant l'injection de secours lors d'un un accident de type LOCA, les conditions des écoulements diphasiques et monophasiques parcourant une conduite peut être présentés en fonction des conditions d'opération, de la taille et la position de la brèche dans le système de refroidissement du circuit principal (APRP) du fluide caloporteur. La branche froide lors de phénomène du PTS est partiellement ou totalement refroidie par un écoulement diphasique. Ces deux situations dont la fraction de vide de l'écoulement stratifié variant de 0 à 100% et la pression de service inférieure 75 bars seront l'objet du paragraphe suivant.

1.5.2 Mécanismes de refroidissement par langue « plume » et en ciel de vapeur « stripe »

Il existe divers scénarios de choc froid, en fonction notamment de la taille de la brèche et des actions de l'opérateur :

- Lorsque les branches froides restent remplies d'eau, l'eau froide de l'injection de sécurité se mélange plus ou moins efficacement à l'eau contenue dans ces branches froides (stratification thermique) avant de s'écouler dans la cuve. Dans ce cas, le choc froid est dit monophasique.

- Lorsque les branches froides sont dénoyées, l'eau froide de l'injection de sécurité interagit avec le mélange eau-vapeur de cette branche froide, créant des conditions d'écoulement diphasiques. Dans ce cas, le choc froid est dit diphasique (figure 1.8).

La thermohydraulique du réacteur lors de ces transitoires de petite brèche primaire sera l'objet des paragraphes en dessous.

Les circuits de refroidissement en cas d'accident ont pour objectif de véhiculer le fluide caloporteur servant à l'évacuation de l'énergie produite. Cela signifié, que sur cet état de fonctionnement grave, la chaleur dégagée doit être évacué dans des conditions de transitoires afin d'assurer l'intégrité des composants du réacteur nucléaire et de contrôler les phénomènes physiques par la thermique. Généralement, deux différentes mécanismes de refroidissement par langue "plume" et par ciel de vapeur "stripe" sont considérés et liés à la détermination des charges thermomécaniques que subie le cœur du réacteur.

Le refroidissement par ciel de vapeur lors de l'injection de secours se produit à l'instant où le niveau d'eau dans l'espace annulaire de la cuve diminue au-dessous du niveau d'eau dans la branche froide. Cependant, les accidents graves de perte de réfrigérant manifestent à cause cette situation dans les conditions nécessaires et insuffisantes de refroidissement. La paroi de la cuve subie des sollicitations thermomécaniques liées au gradient de températures élevés et induites par le faible niveau d'eau qui traverse l'espace annulaire. Les analyses expérimentales ont démontré, par exemple, un débit d'eau de 10 kg/s est suffisant de créer une situation de détachement de l'eau de la surface de la cuve (figure 8). En comparaison d'un débit de masse de 80 kg/s d'injection de secours, cette situation est différente. L'apparition du mécanisme de refroidissement par ciel de vapeur dépend de la dimension de l'ouverture de l'orifice du système RIS et la vitesse d'écoulement de l'eau dans la branche droite et dans l'espace annulaire. La vitesse d'écoulement est déterminée par le phénomène de «l'écoulement critique ». Le mécanisme de refroidissement par langues est formé dans le cas où le fluide caloporteur du système de l'injection de secours est injecté dans l'espace annulaire de la cuve initialement rempli d'eau. De même que le mécanisme « stripe », cette situation surgit, par exemple, d'accident de perte de réfrigérant avec une brèche de petite taille (SB-LOCA) dans la section de la branche froide.

Depuis ce séjour de mécanisme de refroidissement par langue, durant une longue durée jusqu'au l'obtention d'un mélange finale, c'est-à-dire environ une à deux heures, les différences de température peuvent agir sur la paroi de la cuve pendant une longue période. Par contre, avec le refroidissement panache, la concentration de liquide de refroidissement est mineure. Par le mélange avec l'eau entourant dans le cas de refroidissement panache, il y a un échange permanent, la largeur de la bande dépend du débit massique injecté et l'échange avec son environnement. Les exigences pour des modèles prédictives de ces modes de refroidissements peuvent être tirées de ces données expérimentales.

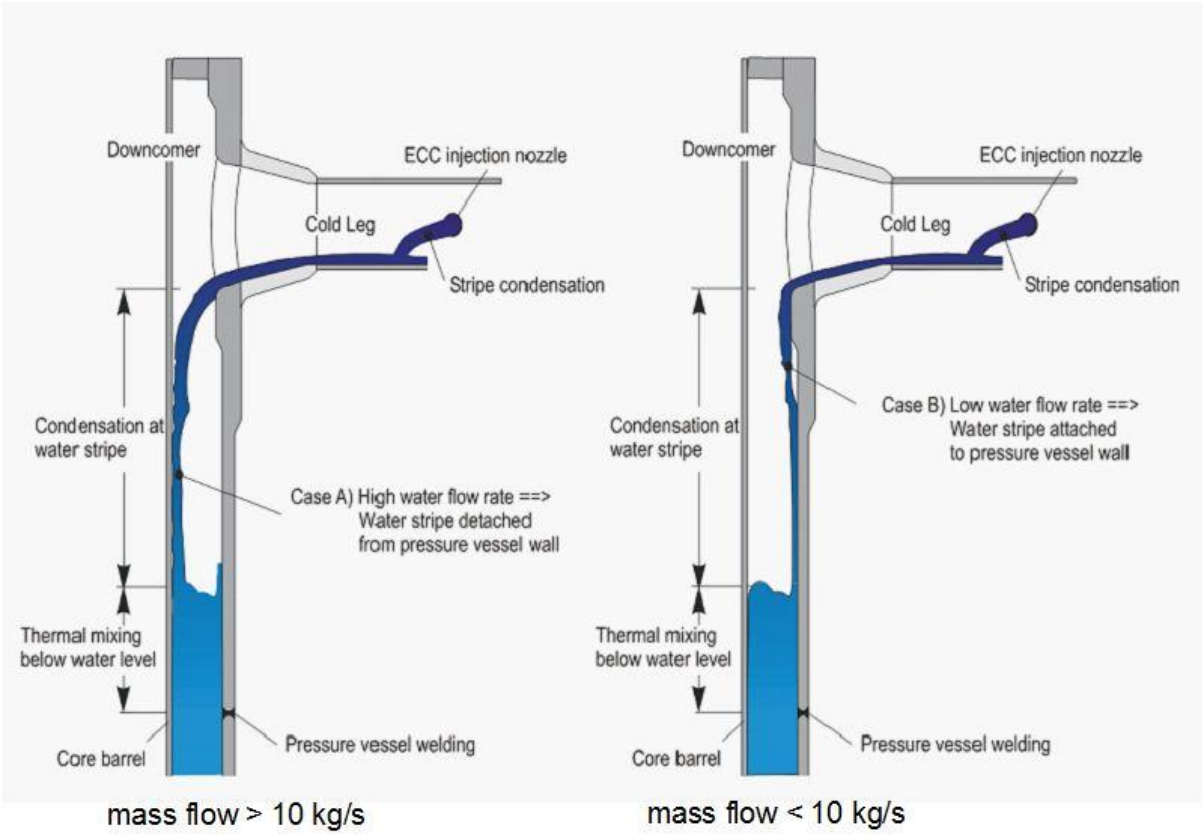


Figure 1.8 : Ecoulement de l'eau pendant le mécanisme panache « stripe » dans l'espace annulaire de la cuve avec un petit et un grand débit massique

1.6 Caractéristiques thermohydraulique d'un REP

Les limitations au fonctionnement d'un réacteur nucléaire sont liées essentiellement aux quantités d'énergie qu'il est possible d'évacuer du cœur par le fluide caloporteur tant en fonctionnement normal, qu'en fonctionnement incidentel ou accidentel. En fonctionnement normal, les limites de puissance sont déterminées essentiellement par les capacités des systèmes de production d'électricité, mais également, à la conception, par des règles permettant de s'assurer que la production d'énergie dans le cœur reste contrôlable à tout instant (maîtrise de la réactivité) et que les contraintes thermiques et mécaniques sur le combustible permettent d'assurer, dans toutes les conditions de fonctionnement normal, l'intégrité de la gaine [1].

En fonctionnement accidentel, la plupart des transitoires étudiés feront appel à la puissance dégagée par le cœur après l'arrêt du réacteur : la puissance résiduelle. Elle résulte des réactions de fission résiduelles qui continuent à se produire, notamment au début de l'insertion des barres d'arrêt, et des réactions de désintégration des différents produits de fission et des actinides mineurs. Cette puissance résiduelle est donc fonction du type de combustible et de son taux de combustion (burnup). Plus généralement on sera amené à prendre des courbes enveloppes qui permettent d'envisager les situations les plus défavorables pour l'évacuation de la puissance du cœur. Les contraintes à respecter, notamment les contraintes de sûreté, se traduisent généralement par des conditions à vérifier en tout point du combustible. La répartition de puissance étant non uniforme dans le cœur, il est donc important d'évaluer le comportement du combustible aux endroits les plus chauds du celui-ci. Pour cela, les données de puissance globale sont insuffisantes et il faudra connaître la répartition de puissance dans tout le cœur. Les grandeurs thermohydrauliques caractéristiques du dimensionnement thermique seront donc des grandeurs locales qui pourront ensuite conduire à la puissance maximum possible pour le cœur associée à des facteurs locaux traduisant les valeurs maximales à ne pas dépasser.

Les fonctions fondamentales de sûreté doivent être assurées en permanence pour les différents états d'arrêt du réacteur, à savoir la maitrise de la réactivité, l'évacuation de la chaleur résiduelle et le confinement des produits radioactifs.

Le fonctionnement normal et lors d'un fonctionnement accidentelle du réacteur recouvre les états en puissance et l'arrêt à chaud, les états à l'arrêt, circuit primaire fermé ou ouvert pour lesquels le refroidissement du cœur est assuré par les systèmes auxiliaires et de protection ou de sauvegarde pour ramener le réacteur à un état stable et sûr.

1.6.1 Fonctionnement normal

La conversion continue de chaleur en travail repose le plus souvent sur l'utilisation d'un cycle thermodynamique, c'est-à-dire un ensemble de transformations qui permettent au système de retrouver son état initial. Le fluide véhiculé à l'intérieur d'un système fermé dédié va subir dans différentes machines thermiques des transformations qui auront pour objet : d'emmagasiner de la chaleur, de convertir une partie de cette énergie en travail, puis, pour boucler le cycle, de restituer à l'extérieur la chaleur non transformée en travail et enfin d'acquérir l'énergie mécanique nécessaire afin de faire circuler ce fluide dans le système.

Le principe thermodynamique est identique dans le cas des cycles des REP. Le cycle de Rankine est le cycle classique des REP, les quantités Q et W sont comptées positivement si le système les reçoit et négativement dans le cas contraire. L'aire sous la courbe du diagramme entropique (T, S) du cycle d'une transformation correspond à la quantité de chaleur échangée.

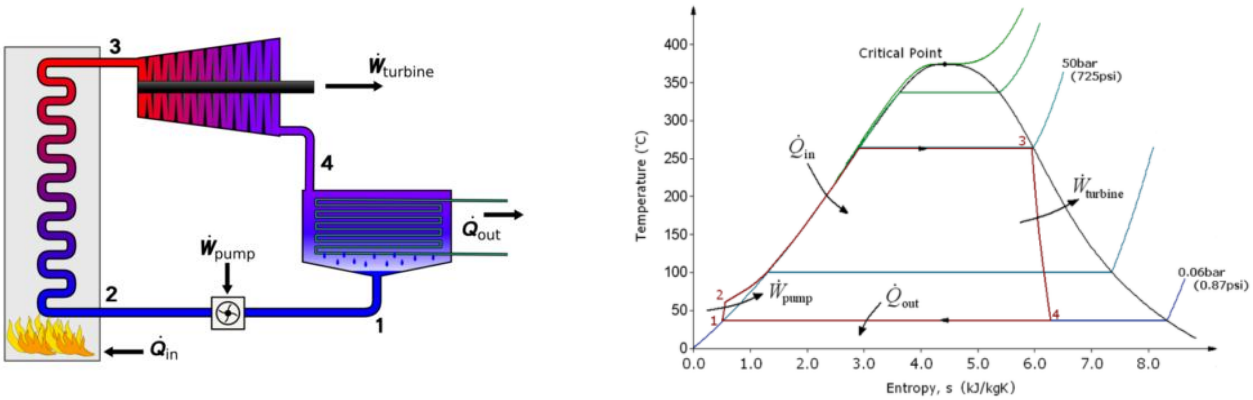


Figure 1.9 : Circuit et diagramme température-entropie du cycle de Rankine

Il est constitué des processus élémentaires suivants (figure 1.9) :

- Le fluide froid est chauffé jusqu'à vaporisation complète dans la chaudière fournissant une quantité de chaleurQ_{in} ,
- La vapeur est par la suite détendue isentropiquement dans la turbine, celle-ci fournissant à l'extérieur le travail, $W_{turbine}$,
- La vapeur basse pression est ensuite condensée à pression constante dans un condenseur où elle cède au milieu extérieur une quantité d'énergie Q_{out},
- Une pompe de charge permet à l'eau d'être réintroduite dans la chaudière ; elle reçoit pour cela un travail mécanique W_{pompe}.

Le rendement du cycle de Rankine est de :

$$\eta = \frac{|W_{turbine}| - |W_{pompe}|}{|Q_{in}|}$$

L'amélioration du rendement requiert des températures du caloporteur aussi hautes que possible. Le niveau de pression est déterminé par la température visée et par la tenue mécanique des composants.

La détermination de la génération de puissance dans un réacteur nucléaire est obtenue à partir de l'analyse neutronique du réacteur. La connaissance précise de la source de chaleur est un prérequis pour la détermination du champ de température, qui à son tour est nécessaire pour la définition des propriétés nucléaires, mécaniques et thermiques du combustible, du caloporteur et des matériaux de structure. Aussi, le couplage des analyses neutronique et thermique d'un cœur est nécessaire pour une prédiction précise de ses caractéristiques en régime permanent mais aussi en conditions transitoires. Pour simplifier, on supposera connus le niveau et la distribution de puissance. Une analyse thermique permettra alors de prédire le champ de température dans le cœur.

La limite supérieure de cette puissance étant déterminée par la capacité à évacuer la puissance nominale (en conditions normales de fonctionnement) et la puissance résiduelle (en conditions accidentelles) tout en maintenant des températures acceptables pour les éléments combustibles. Cela induit des contraintes sur la pression pour éviter l'ébullition et sur la puissance afin d'éviter la crise d'ébullition. Dans les REP, les valeurs nominales respectives sont pour l'eau de 320 C et 155 bars.

La température de fusion du combustible nucléaire et la conductivité thermique doivent être élevées pour éviter la fusion du cœur. La figure 1.10 montre la distribution des températures du caloporteur et de la gaine dans le cas d'un REP.

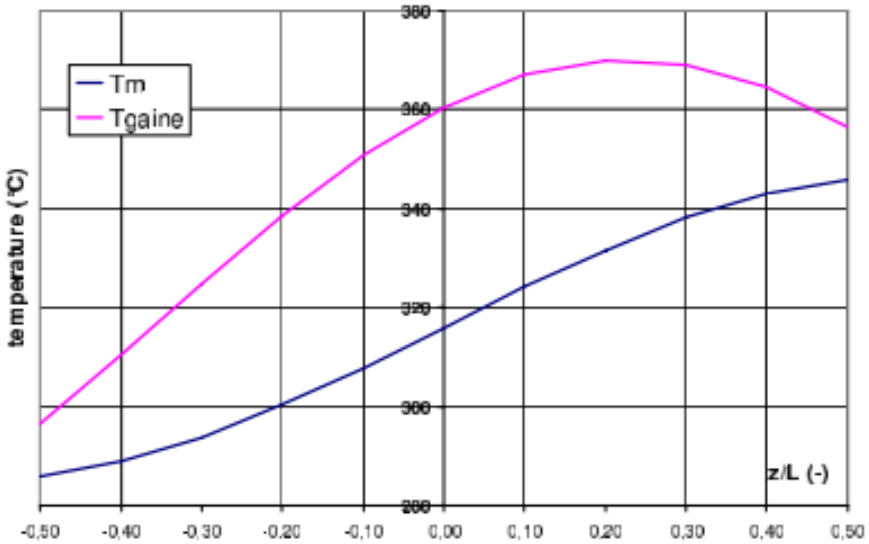


Figure 1.10 : Profils axiaux des températures du caloporteur (courbe du bas) et de la gaine (courbe du haut) dans un fonctionnement normal du REP [1].

La convection forcée est le mode de transfert de chaleur lors du fonctionnement nominal des REP. Dans le cœur, les écoulements sont turbulents. Les coefficients d'échange thermique entre la surface de l'élément combustible à la température T_s et le fluide caloporteur à la température moyenne T_m sont donnés par des corrélations empiriques.

1.6.2 Fonctionnement accidentel

Pendant le fonctionnement accidentel, le réacteur est sous un état critique suite à un évènement initiateur résultant d'une défaillance et conduisant à un comportement anormal du réacteur et à la mise en œuvre des systèmes destinés à satisfaire la sûreté du réacteur. Le comportement du cœur en cas d'accident grave et les scénarios associés ne sont traités dans ce qui suit.

La perte d'eau et la dépressurisation du circuit conduisent au déclenchement du système d'injection de sécurité en cas de petite brèche du circuit primaire. L'eau froide injectée (supposée à 9 °C dans les branches froides du circuit primaire), se mélange partiellement avec l'eau ambiante (285 °C). Elle progresse ensuite jusqu'à l'entrée de la cuve, ce qui entraîne une sollicitation mécanique de la cuve appelée choc froid pressurisé (PTS). Toutes choses égales par ailleurs, la sollicitation mécanique est plus sévère si l'eau froide de l'injection de sécurité pénètre dans la cuve sans mélange préalable. Il est à noter que le chargement mécanique de la cuve dépend essentiellement de deux paramètres thermohydrauliques : la température dans descente annulaire le long de la paroi de la cuve (dite température proche paroi) et la pression primaire.

1.6.3 Transitoires accidentelle du PTS lors de la petite brèche

Les recherches sont actionnés sur l'étude des transitoires de petite brèche primaire avec les objectifs suivants :

- Mieux apprécier les phénomènes de mélange et de stratification thermique dans la branche froide, la descente annulaire de la cuve et le plénum inférieur.
- Identifier les paramètres qui pilotent l'évolution des températures dans la descente annulaire en proche paroi.

Son déroulement est plus lent que dans le cas d'une grosse brèche ; l'écoulement est moins homogène et les effets gravitaires plus importants déterminent les phases du transitoire ; le circuit primaire se dépressurise aussi plus lentement, ce qui laisse au système d'arrêt d'urgence du réacteur le temps d'agir avant que le fluide primaire ne passe en ébullition. Il n'y a pas assèchement des crayons, donc pas d'interruption du transfert d'énergie du combustible au réfrigérant ; la température des gaines voisine la température de saturation ; la puissance résiduelle est évacuée.

Cependant, les injections de secours à moyenne pression (ISMP) environ 6 à 10 bars, ne sont pas capables de compenser la brèche en liquide, le circuit primaire se vide, ce qui peut conduire au dénoyage du cœur.

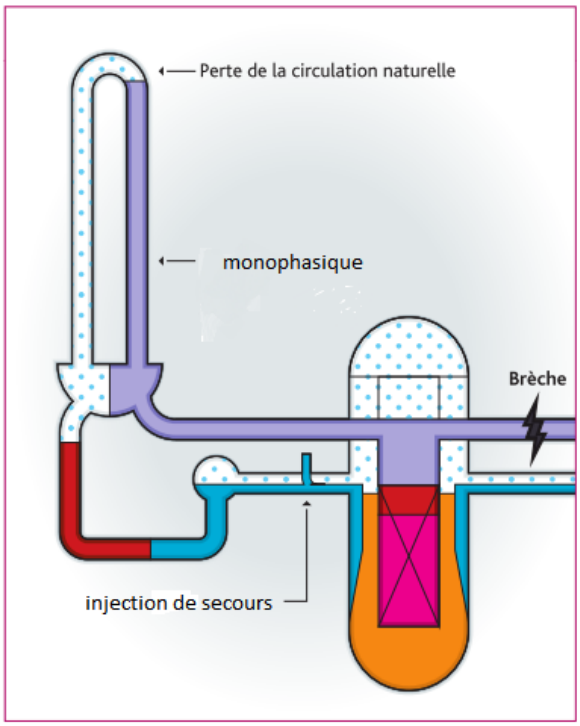


Figure 1.11 : Schéma d'une brèche du circuit primaire entrainant un choc froid diphasique

Le déroulement d'un APRP par petite brèche en branche froide avec arrêt rapide des pompes primaires se décompose en phases successives comme suit (figure 1.11):

- dépressurisation monophasique ;
- circulation naturelle ;
- baisse manométrique du niveau dans la cuve ;
- dénoyage du cœur ;
- injection par les accumulateurs et renoyage du circuit primaire.

1.6.3.1 Dépressurisation monophasique

À l'ouverture de la brèche, la pression baisse dans le circuit primaire par détente de la phase vapeur du pressuriseur. Jusqu'à ce qu'elle atteigne la pression de saturation (environ 125 bars en sortie cœur), ce qui dure de quelques secondes à quelques centaines de secondes selon la taille de la brèche, le vidange du circuit primaire est monophasique liquide. L'ébullition se produisant dans les zones les plus chaudes du circuit ralentit alors fortement la dépressurisation. Cette première baisse de pression est visible sur la figure 11, avant l'équilibre entre pression primaire et pression secondaire (GV). Durant cette phase il n'y a pas assèchement des crayons.

1.6.3.2 Circulation naturelle

Les pompes étant arrêtées, les effets gravitaires deviennent prépondérants et une circulation naturelle s'établit dans le circuit primaire. La vapeur se porte en sortie cœur, dans le plénum supérieur, dans les branches chaudes et dans la partie montante des tubes des générateurs de vapeur. L'allègement en résultant dans la partie montante augmente le débit de circulation naturelle. La vidange se poursuivant, de la vapeur passe en partie descendante des tubes de GV (générateur de vapeur) et le débit va en diminuant jusqu'à s'annuler lorsque l'inventaire en eau devient insuffisant pour maintenir la circulation naturelle. Le transport d'énergie aux GV se fait alors en caloduc, la vapeur sortant de la cuve allant se condenser dans la partie montante des tubes de GV. La fraction condensée redescend à contre-courant vers la cuve, mais ne passe plus dans la partie descendante des tubes. Pendant cette période, la puissance résiduelle est transférée puis échangée au GV. Le circuit à saturation et sa pression s'équilibre avec la pression du GV.

1.6.3.3 Baisse manométrique du niveau cuve

Le faible reliquat de la fraction condensée en partie descendante des tubes de GV pendant la phase de caloduc alimente la branche en U. Elle est toutefois insuffisante pour empêcher la baisse du niveau dans la partie descendante de la branche en U entraînant à son tour la baisse du niveau dans la cuve (baisse dite manométrique par équilibrage des niveaux). Il peut alors en résulter l'assèchement des crayons et l'augmentation de la température des gaines dénoyées. Lorsque le niveau de liquide atteint le bas de la branche en U, la vapeur passe dans la partie montante et chasse une partie du liquide primaire, vers la cuve (l'autre allant à la brèche). L'eau remonte dans la cuve, ce qui met fin au dénoyage des gaines qui reviennent à des températures proches de la température de saturation.

L'évacuation de vapeur par la brèche, lorsqu'elle passe en vapeur, devient du même ordre de grandeur que la production de vapeur est par la puissance résiduelle du cœur. Selon la taille de la brèche, la dépressurisation du fluide primaire peut, ou non, se poursuivre :

- avec une brèche de faible dimension, la pression reste trop élevée pour permettre l'intervention de l'injection de sécurité à basse pression (ISBP ; environ 10 à 20 bars). Cependant, la fuite en vapeur à la brèche est suffisamment faible pour que l'injection à moyenne pression puisse la compenser ;
- si la brèche est plus importante, la pression plus basse dans le circuit permet l'injection de sécurité par les accumulateurs (environ 40 à 50 bars), puis par l'ISBP.

1.6.3.4 Injection des accumulateurs et remplissage primaire

L'injection par les accumulateurs remplit immédiatement le circuit primaire, renoie le cœur et ramène les gaines à une température normale.

1.7 Comportement thermomécanique de la cuve lors du PTS

Dans les rapports de sureté du projet Européen (ICAS) [9] et les documents techniques de l'AIEA, ont conclues par des études déterministes (DFM) et probabiliste (PFM) des défaillances de la cuve du réacteur nucléaire par rupture mécanique que la structure des cuves (RPV) est subie à des charges thermomécaniques lors du PTS.

La cuve d'un réacteur à eau sous pression (REP) est soumise aux conditions de pression et température du circuit primaire principal, ainsi qu'à l'irradiation neutronique engendrée par les réactions nucléaires qui se produisent dans le cœur. L'irradiation de la cuve engendre une fragilisation des matériaux qui la composent et par voie conséquent la diminution de la ténacité de l'acier, c'est-à-dire que la contrainte critique sous laquelle une rupture brutale peut se déclencher à une température donnée diminue avec l'importance de l'irradiation.

La situation la plus pénalisante qui augmente le risque brutal est notamment le choc thermique en pression correspondant aux accidents de petites brèches primaires (APRP). L'absence de risque de rupture brutale est assurée par le respect de coefficients de sécurité (C_s) relatifs à la rupture. Pour mémoire, ces coefficients de sécurité sont définis à partir du rapport entre la résistance mécanique de la cuve (ténacité du matériau) et le chargement auquel elle est soumise. La ténacité du matériau (K_{IC}) est fonction de la température de fonctionnement par rapport à la température de transition ductile-fragile RT_{NTD}, dite température de référence et de la fluence. Pour obtenir la ténacité en fin de vie de la cuve en tenant compte de la fragilisation en cours de fonctionnement, la méthode retenue consiste à ajouter à la RT_{NDT} à l'état initial, mesurée en cours de fabrication de l'acier de la cuve, le décalage de cette RT_{NDT} lié à l'irradiation.

Le décalage de la température de transition lié à l'irradiation dans le temps, $\Delta(RT_{NDT})$, est évalué à partir de formules de prévision empiriques qui font intervenir la fluence et les teneurs des principaux éléments favorisant la fragilisation sous irradiation de l'acier de la cuve : phosphore (P) – cuivre (Cu) – nickel (Ni). La fluence (F) qui se mesure en n/cm^2 correspond à la quantité maximale de neutrons d'énergie supérieure à 1 MeV reçue par unité de surface de 1 cm^2 de la partie la plus irradiée de la cuve.

Le chargement est exprimé par le facteur d'intensité de contrainte K (SIF), qui est une fonction du chargement thermohydraulique et de la géométrie du défaut.

L'acier des cuves est ductile -il se déforme sans casser- dans le domaine habituel de fonctionnement du réacteur entre la température ambiante et 300°C. Avant irradiation il ne devient fragile -cassant- qu'à basse température, en-dessous de la température RT_{NDT}.

Au cours de l'irradiation neutronique des défauts sont créés dans le réseau cristallin de l'acier et ses propriétés mécaniques se modifient. Avec l'augmentation de défauts l'acier durcit et ses caractéristiques de traction augmentent (limite d'élasticité et charge à la rupture). Par contre il se fragilise car on constate une diminution de la ténacité qui est l'aptitude d'un matériau à s'opposer à la propagation d'une fissure. Cette ténacité va diminuer au fur et à mesure qu'augmente la fluence ce qui va limiter la durée d'exploitation du réacteur.

Ainsi, par irradiation neutronique la température de transition ductile-fragile s'élève au fur et à mesure qu'augmente la fluence reçue par la paroi interne de la cuve (figure 1.12).

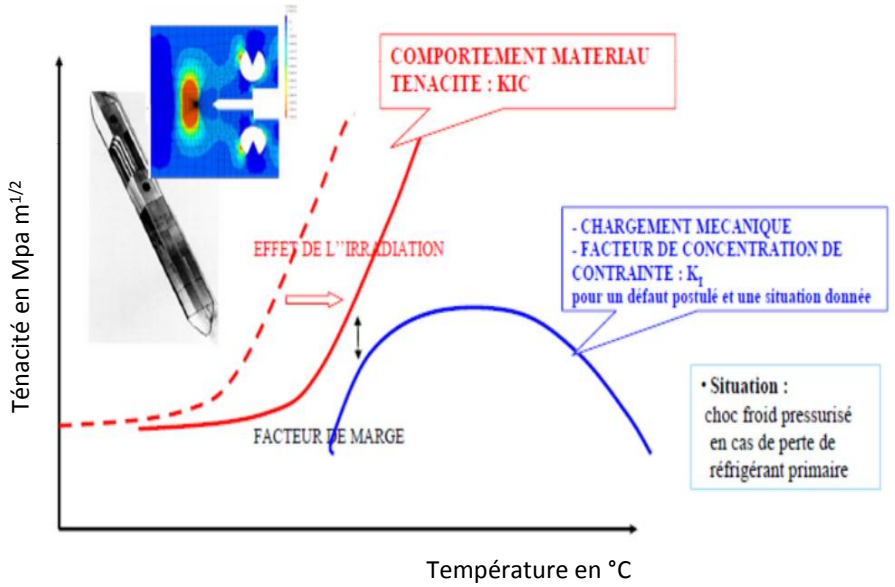


Figure 1.12 : Exemple d'évolution du facteur d'intensité de contrainte en fonction de la température lors du PTS et effet d'irradiation

Or l'hypothèse de la rupture de cuve -dite « hors dimensionnement »- n'a pas été retenue lors de la conception. Il faut donc que la température de transition reste suffisamment basse pour qu'en cas d'accident grave nécessitant le refroidissement rapide de la cuve par injection d'eau froide, l'acier soit toujours dans le domaine ductile, sinon c'est la possibilité de rupture de cuve par le passage rapide dans le domaine fragile.

CHAPITRE 2

Modélisation de la condensation vapeur-liquide dans le contexte PTS

2.1 Introduction

L'analyse de la sûreté utilise des codes machine neutroniques, thermohydrauliques, mécaniques ou radiologiques adaptés pour déterminer le comportement du réacteur en cas d'incidents de fonctionnement prévus ou lors des accidents de dimensionnement. Ceci doit inclure les hypothèses prudentes de l'analyse déterministe pour permettre aux systèmes de maintenir les fonctions de sûreté au cours des transitoires et de limiter les conséquences des évènements initiateurs.

L'analyse thermohydraulique du choc thermique pressurisé (PTS) a pour tâche de déterminer les séquences d'accidents où des gradients de température et de pressions dans la cuve du réacteur nucléaire qui engendrent des charges thermiques et mécaniques destructives. La méthodologie de l'étude du PTS en écoulement monophasique ou en diphasique est une clé essentielle de l'analyse de sûreté.

Généralement, la modélisation des phénomènes thermohydrauliques est accessible aux codes système utilisés couramment pour étudier les transitoires dans les systèmes nucléaires comme le code Relap et Cathare. Au contraire des techniques de calcul dynamique ou codes CFD, les codes systèmes actuels réduisent les problèmes à une dimension, et les décrivent en fonction de paramètres moyennés- notamment en fonction de la fraction volumique ou taux de vide- par exemple, sur la section de la conduite.

Ce type de modélisation monodimensionnelle ne permet pas d'évaluer finement les températures du fluide dans la descente annulaire en proche paroi de la cuve. Cela nécessite des simulations sophistiquées par des méthodes numériques ou les approches sont basées sur la résolution des équations de transport en multi- dimensions. Ces calculs complémentaires de dynamique des fluides permettent d'accéder en détail à ces informations.

Les recherches poursuivies – numériques ou expérimentales- pour combler les lacunes, dans les limites de la perception théorique des modèles physiques des écoulements multiphasiques et multidimensionnels, par les laboratoires de recherches ont été motivées par le besoin de développer des systèmes de sûreté passifs pour la nouvelle génération de réacteurs [10]. A l'état actuel, la modélisation des phénomènes des écoulements multiphasiques par les codes systèmes est confrontée à des problèmes complexes où la séparation d'échelle se manifeste.

La simulation numérique du choc thermique pressurisé (PTS) est introduite dans plusieurs plateformes de calcul numérique européenne dans les projets NEPTUNE du groupe CEA [11-12], NURESIM (European Platform for NUclear REactor SIMulations) [13](voir le site internet, www.nuresim.com), NURISP (NUclear Reactor Integrated Simula-tion Project) [14-15] (voir

aussi le site internet, www.nurisp.com) et le projet NURSAFE (NUclear Reactor SAFEty SimulationPlatform).

Pour mieux appréhender la simulation numérique par les codes CFD, la distinction entre les échelles des phénomènes multiphasiques est très utile, quand on sait qu'il existe une interaction entre les structures turbulentes et les inclusions (bulles, particule et interface) de tailles et de propriétés différentes. De même que la cascade d'échelle de turbulence, les échelles de phase sont encore fortement hétérogènes et non- locales. La complexité des écoulements multiphasiques se mesure à la variabilité des échelles spatio-temporelles présentes qui reflète le comportement des inclusions en interaction et la dynamique de phase.

A cet égard, les progrès de la science des écoulements multiphasiques et de la technologie thermohydraulique des systèmes nucléaires vont souvent de paire ou les recherches sont centrées autour de l'étude de la dynamique de ces écoulements et les transferts. Les motivations avaient pour objectif de faire avancer les connaissances sur les mécanismes microphysiques à échelle interfaciale, intermédiaire et spécifique ou de dispersion particulaire, qui contrôlent les échanges interfaciaux et leur rapport avec le comportement macroscopique des écoulements présents dans les systèmes de production d'énergie nucléaire.

Le calcul de ces situations complexes nécessite des logiciels adaptés basés sur des modèles physiques (systèmes d'équations) décrivant le mieux possible la phénoménologie des écoulements diphasiques et qui soient validés sur une base expérimentale la plus large possible. Il faut donc tout d'abord disposer d'un modèle physique qui devra distinguer les deux formes sous laquelle l'eau des circuits de refroidissement peut être présente (le liquide et la vapeur). Le modèle physique doit donc prendre en compte des termes variés, dits lois de fermeture, tels que les échanges de masse et d'énergie à l'interface liquide-vapeur (ébullition, condensation), les échanges de quantité de mouvement entre liquide et vapeur (frottement interfacial) et les échanges d'énergie entre chacune des phases et les parois (échanges convectifs, ébullition ou condensation locale…). De la pertinence de ces lois dépendra le réalisme de la réponse du logiciel lors de la simulation des différentes phases d'un transitoire accidentel. Un certain nombre de phénomènes physiques ont un rôle particulièrement important au cours d'un accident de type perte de réfrigérant primaire (APRP) causé par une brèche sur le circuit primaire.

Le type de simulation où la plut part des paramètres de suivi d'interface d'un écoulement stratifié avec transfert de chaleur sont des solutions du problème à savoir les méthodes VOF (volume of fluid) et Level Set ou par les modèles à deux fluides ont fait un progrès dans ces derniers temps [16-19].

A ce stade, les outils de simulation futurs sont censés être en mesure de prédire la dynamique des transferts à tous les niveaux de la hiérarchie des échelles ; du changement de phase par condensation de bulles, au mélange des phases et de la stratification thermique des bassins et des espèces, en utilisant des codes dit CMFD où les méthodes de suivi d'interface sont inclues [20-23].

Ces efforts ont été consentis pour la mise en valeur en améliorant considérablement le traitement multiphasique des codes CFD et CMFD actuels. Au-delà, des techniques de modélisation conventionnelle, Lakehal et Labois [24], ont développé une nouvelle alternative de simulation en intégrant les méthodes de suivi d'interface (ITM) et l'approche à un seul fluide. L'approche dite LEIS (The large-Eddy & Interface Simulation) a été développée par la méthode Level set (LS) et l'approche de la simulation des grandes échelles (VLES, Very Large Eddy Simulation), combinée avec les modèles interfacials de transferts de chaleur et de masse basés sur la méthode modifiée de simulation numérique directe (DNS).

La simulation numérique du choc thermique pressurisé (PTS) comprenant le phénomène de la condensation en contact direct (DCC) doit être mise en valeur en améliorant considérablement le traitement multiphasique des codes CMFD actuels. Ceci comprend la modélisation du jet impactant, les surfaces libres, l'entraînement des gouttelettes et des bulles, et la condensation en contact direct. Ces phénomènes sont fortement influencés par la turbulence du liquide. Le phénomène de la condensation en contact direct (DCC) pourrait jouer un rôle et un accouplage intéressant entre la condensation et la turbulence.

Ce chapitre a pour objectif de présenter brièvement les enjeux et le savoir-faire (méthodes, modèles, codes et leurs applications) en modélisation numérique de la thermohydraulique pour le nucléaire. Il présente les différentes échelles de modélisation de la thermohydraulique des réacteurs à eau lors du phénomène de PTS. Il s'agit essentiellement de l'échelle « système » qui représente tout le réacteur - circuit primaire et circuit secondaire - dans toutes les situations normales et accidentelles en monophasique et diphasique eau-vapeur, et de l'échelle locale ou « CFD » pour des zooms locaux utiles à certaines investigations. Nous nous concentrons dans notre étude sur le denier point.

2.2 Codes systèmes et Codes CFD

2.2.1 Codes systèmes

L'analyse thermohydraulique des réacteurs nucléaires est en grande partie réalisée par ce qu'on appelle les "codes du système". Ces codes prédisent les écoulements du réseau complexe de tuyaux, des pompes et des échangeurs de chaleur qui, ensemble, forment les systèmes hydrauliques thermiques d'un réacteur nucléaire. Des codes de cette catégorie comprennent les codes d'États-Unis RELAP et TRACE TRAC et les codes européens CATHARE et ASTEC.

Les codes système sont fondés sur un modèle bi-fluide à six équations de conservation de l'énergie, de la masse et de la quantité de mouvement pour chaque phase. Ils comportent une modélisation du cœur en canaux unidimensionnels parallèles. Ils incarnent nécessairement des modèles très simplifiés et la résolution numérique de ces modèles est généralement en formes unidimensionnelles. Celles-ci reposent des corrélations empiriques, telles que les chutes de pression par frottement. Ces corrélations empiriques traitent aussi les interfaces de transfert de masse et de chaleur des écoulements diphasiques. Ces codes ont été utilisés pendant de nombreuses décennies, et sont maintenant très adaptés dans l'analyse des conditions stables et transitoires.

Cependant, de tels codes sont limités dans la modélisation des systèmes des réacteurs nucléaires en une dimension et donnent des résultats excellents. Hors, dans ces systèmes, de nombreux phénomènes physiques manifestement ou la modélisation en une dimension n'est pas une bonne approximation. Un exemple évident peut être, la modélisation d'un écoulement diphasique dans la cuve, ou la conception du cœur du réacteur est en trois dimensions.

Actuellement, l'éventail de l'utilisation des codes systèmes en 3D s'étend pour tenir en compte de la modélisation des effets en multidimensionnels. Celle-ci a eu un certain succès, mais il existe un compromis entre la fidélité de la représentation, de la complexité de calcul et les écoulements réels.

2.2.2 Codes CFD

L'outil le plus capable pour la modélisation des effets multidimensionnels est le CFD (calcul de la dynamique des fluides). Le code CFD permet la prédiction des écoulements fluides tridimensionnels, turbulents (modèle k-ε) et incompressibles (prise en compte des effets de densité par l'approximation de Boussinesq) par la résolution numérique du système d'équations de Navier-Stokes. Disposant de nombreux modèles en option (turbulence, transfert de masse, chimie). On peut citer les logiciels FLUENT, CFX, Star-CD, COMSOL et TransAT qui sont développés et utilisés pour de nombreuses applications industrielles mettant en jeu des écoulements en 3D.

Les codes CFD modernes ont permis d'avoir de meilleures qualités de résultats de l'écoulements des fluides dans des géométries complexes, mais avec l'utilisation de grandes ressources informatiques. Il serait tout à fait impossible de construire un modèle de CFD pour l'ensemble du circuit primaire d'un REP. Cependant, une grande partie du circuit primaire peut être modélisé avec une fidélité suffisante en utilisant un code de systèmes unidimensionnel, et il sera utile de modéliser les autres parties ou les effets locaux en 3 dimensions se manifestent. La méthode actuelle utilisée est un couplage entre les codes système de modèles unidimensionnels avec des traitements complets en 3 dimensions par les codes CFD.

2.3 Méthodologie d'évaluation du PTS

La conception et la démonstration de sûreté des installations nucléaires, en particulier des réacteurs à eau sous pression, s'appuie largement sur la simulation numérique, elle-même confortée par des expérimentations, tant fondamentales et analytiques que globales, qui enrichissent les modèles physiques qui lui servent de base. Des logiciels de simulation thermohydraulique comme Cathare, Relap-5 ont été développé, est également intégré dans les simulateurs qui permettent entre autres aux opérateurs de se confronter aux situations des transitoires de petite brèche primaire, même les plus improbables [25].

Nous présentons ici un exemple de la méthodologie française de l'évaluation du PTS en incluant plusieurs aspects comme :

- Tenir en compte la rupture dans la gaine ou dans la cuve (dimension et localisation),
- Approche globale déterministe fondée sur le facteur d'intensité de contraintes des fissures,
- L'utilisation de la courbe enveloppe minimale de la ténacité à l'amorçage en fonction de la température indexée par la température de transition fragile-ductile du matériau,
- Ensemble des transitoires ; LOCA et en particulier SB-LOCA,
- Critère de sureté correspond à la catégorie et à la situation du transitoire accidentel,
- Tenir en considération l'évaluation mécanique et thermique de l'intégrité structurale de la gaine.

La première méthodologie appliquée a été basée sur les étapes suivantes :

- Les paramètres globaux du circuit primaire ont été calculés par le code système FRARELAP de FRAMATOME,

- La définition local du transitoire dans l'espace annulaire basée sur une corrélation obtenue des tests EPRI de la boucle d'essai CREARE,
- Les coefficients de transferts de chaleur des résultats expérimentaux de la boucle VESTALE.

Cette méthodologie d'évaluation du PTS est beaucoup « conservatrice ». L'évaluation des marges de la sûreté de la cuve des réacteurs français, la nouvelle méthodologie d'utilisation des CFD a été adoptée. Cette dernière a été limitée pour l'évaluation de certain transitoires.

L'analyse thermohydraulique a été suivie en deux étapes :

- L'évolution des paramètres globaux de la pression et du débit d'injection du circuit primaire en utilisant le code CATHARE.
- La distribution de la température dans l'espace annulaire et dans la cuve après la perte de la circulation naturelle en utilisant les techniques des codes CFD en 3D.

2.3.1 Analyse du choc froid monophasique

La modélisation essentiellement monodimensionnelle de CATHARE ne permet pas d'évaluer finement les températures du fluide dans la descente annulaire en proche paroi de la cuve. Des calculs complémentaires ont été réalisés avec par des codes de calcul CFD, pour accéder à ces informations.

Par exemple, les calculs par le code CFX ont nécessité l'élaboration d'un maillage 3D s'étendant des volutes des pompes primaires des branches froides au plénum inférieur d'un réacteur de 900 MWe. Le maillage, réalisé à l'aide de l'outil spécifique, est affiné près des parois pour la modélisation de la couche limite et comporte environ $3{,}4.10^6$ éléments tétraédriques dont environ $2{,}2.10^6$ mailles «fluides ». Les phénomènes physiques jusqu'alors uniquement appréciés par le suivi des paramètres globaux déterminés par CATHARE (évolutions de la température, de la pression, du débit, de la masse en fonction du temps) sont décrits finement dans les calculs locaux 3D et peuvent être visualisés sous la forme d'isothermes.

Les calculs 3D locaux montrent qu'une stratification thermique en branches froides est observée à l'aval des piquages d'injection de sécurité. Il n'y a pas de réel mélange en raison du faible rapport des forces d'inertie aux forces de pesanteur (nombre adimensionnel de Froude). L'eau froide s'écoule par effet de densité dans la descente annulaire sous la forme d'une «langue» au droit des branches froides. Ces langues froides présentent un caractère tridimensionnel et fluctuant au cours

du transitoire. Elles se répartissent de part et d'autre de l'écran thermique, situé sous la génératrice inférieure de la branche froide, entre la paroi de la cuve et l'enveloppe de cœur.

Elles oscillent dans la descente annulaire et rebondissent sur les clés de maintien radial du plénum inférieur (figure 2.1). Afin d'identifier les paramètres qui pilotent l'évolution des températures en proche paroi de la cuve, une étude a réalisé des analyses de sensibilité à différents paramètres tels que la taille de brèche, le débit d'injection de sécurité, l'instant de perte de la circulation naturelle (la perte de circulation naturelle survient lorsque le volume d'eau dans les boucles n'est plus suffisant pour assurer une circulation monophasique). À titre d'exemple, la figure 2.1 montre l'évolution en fonction du temps des températures du fluide dans la descente annulaire en proche (quatre mètres sous l'axe des branches froides) calculée par CFX.

Les études de sensibilité menées ont permis de mettre en évidence que l'évolution des températures du fluide en paroi de la cuve est principalement pilotée par le débit de l'injection de sécurité, ainsi que par l'instant de perte de la circulation naturelle. Le calcul des transitoires de petite brèche primaire avec le code CFX complexité des écoulements, que des programmes expérimentaux restent encore nécessaires pour fournir des résultats de référence permettant de s'assurer de la capacité prédictive des codes CFD pour évaluer les chargements thermohydrauliques en situation accidentelle.

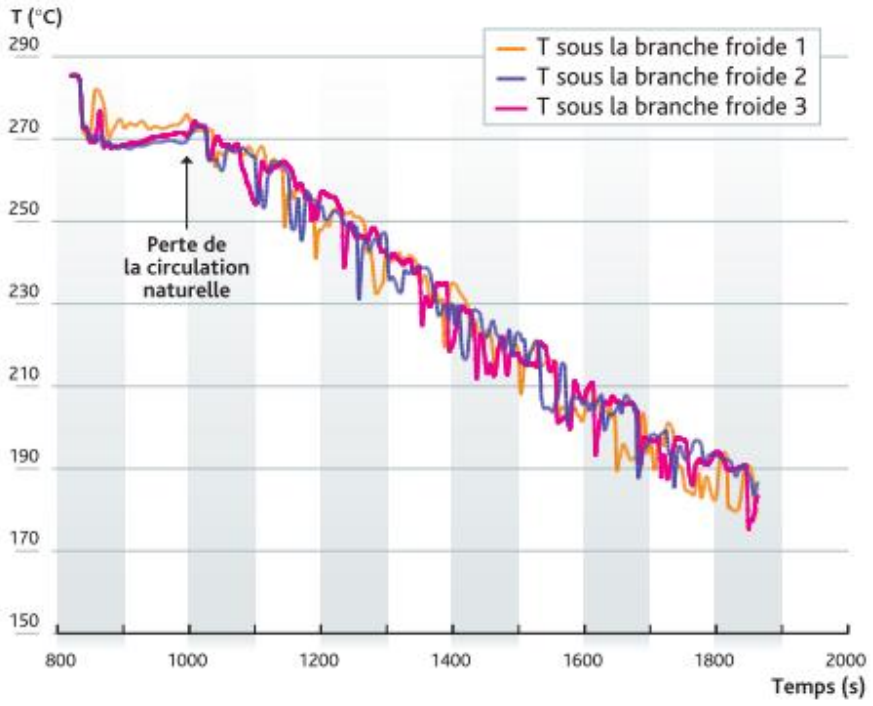


Figure 2.1 : Évolutions de la température dans la descente annulaire calculée par CFX.

2.3.2 Analyse du choc froid diphasique

Certains transitoires de petite brèche primaire conduisent à un dénoyage des branches froides et du haut de la descente annulaire, donc à la formation d'un ciel de vapeur (choc froid diphasique) qui ne peut pas encore être simulé par les codes CFD industriels. Les transferts de masse par condensation et vaporisation entre les phases gazeuse et liquide ne sont en effet pas encore modélisés dans ces codes.

Les études réalisées pour le choc froid diphasique s'appuient donc sur un «simple chaînage» des résultats produits par le code CATHARE à la corrélation empirique issue de la maquette CREARE. Les transitoires thermohydrauliques d'ensemble sont calculés avec CATHARE, qui détermine l'évolution des principaux paramètres globaux tels que la pression primaire, les débits dans les boucles et les débits d'injection d'eau froide, ainsi que les niveaux d'eau, dans les branches froides et la descente naturelle annulaire.
Ces valeurs sont ensuite utilisées pour évaluer les températures dans la descente annulaire en proche paroi en appliquant la corrélation issue de CREARE (décroissance exponentielle de la température en fonction de paramètres CATHARE).

Les études de sensibilité menées ont mis en évidence que l'évolution des températures en proche paroi de la cuve est principalement pilotée par la dynamique du dénoyage, par les débits d'injection de sécurité et par des accumulateurs qui assurent le renoyage du circuit primaire. En effet, les accumulateurs (qui contiennent de l'eau froide injectée lorsque la pression du circuit primaire devient inférieure à 45 bars) peuvent se décharger lorsque l'équipe de conduite du réacteur applique les procédures de conduite accidentelle. Ces procédures demandent un refroidissement maximal et entraînent une dépressurisation importante du circuit primaire. Ce type de transitoire (dénoyage puis renoyage par les accumulateurs) semble particulièrement pénalisant pour l'évolution des températures en proche paroi de la cuve dans la mesure où l'eau froide des accumulateurs à 20 °C et de l'injection de sécurité (9 °C) empêche le réchauffement de la coulée froide par la vapeur du milieu ambiant. Les résultats des calculs sont illustrés par les schémas et les évolutions des figures 2.2 et 2.3. Les études réalisées ont montré que des configurations présentant un dénoyage complet de la branche froide et un dénoyage partiel de la descente annulaire conduisent, sur la base des connaissances actuelles, à des chargements thermohydrauliques plus pénalisants que ceux correspondant à des transitoires sans dénoyage. Il serait nécessaire de disposer de codes CFD diphasiques pour s'assurer véritablement du caractère pénalisant de ce transitoire.

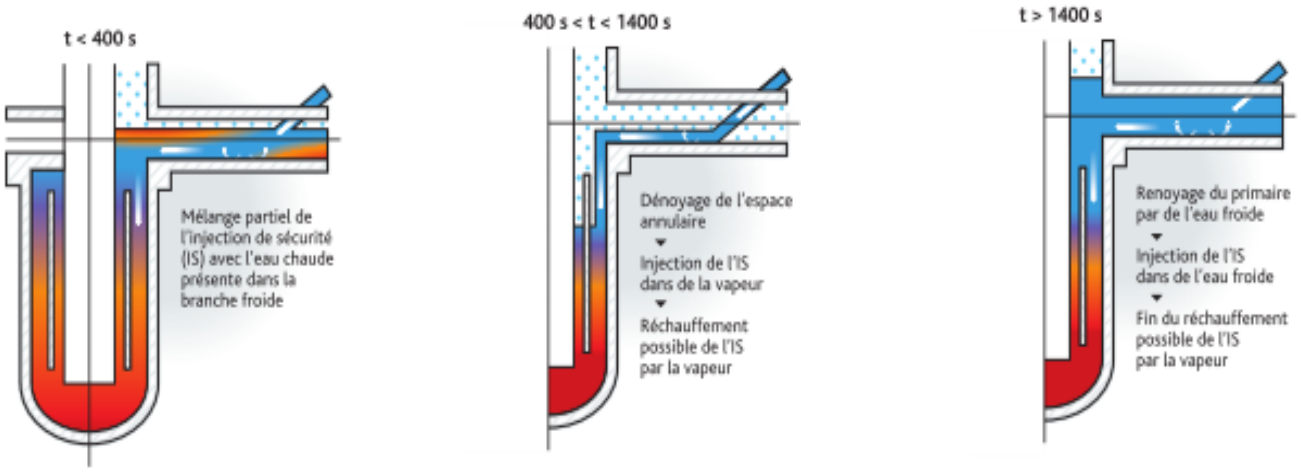


Figure 2.2 : Visualisation schématique de l'écoulement de la cuve d'une REP 900 MWe d'un PTS diphasique

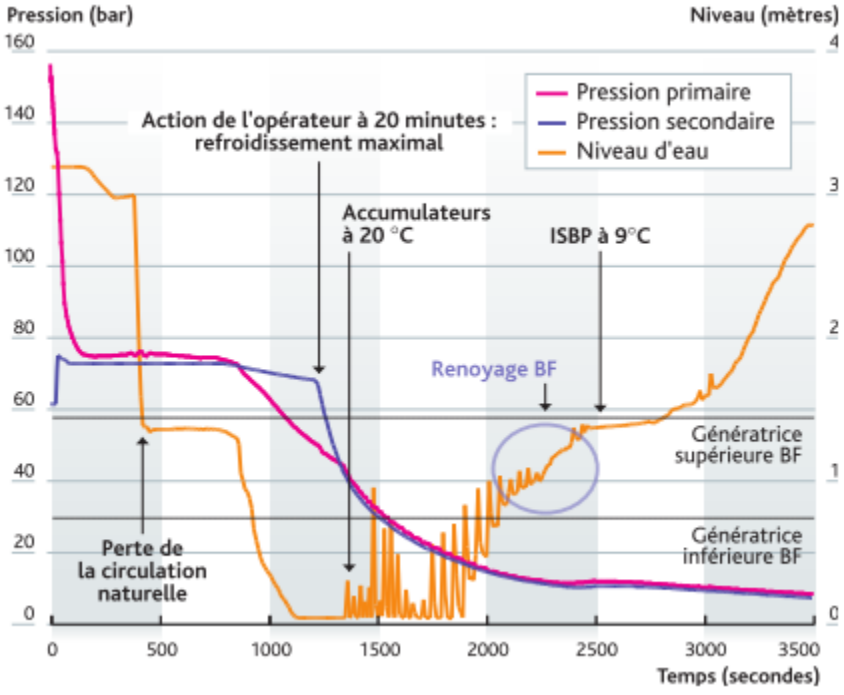


Figure 2.3 : Résultats CATHARE des pressions primaires et secondaires et du niveau d'eau dans la banche froide

2.4 Scenario et simulation numérique du transitoire par le code Cathare

L'accident calculé est la rupture du piquage d'une tuyauterie de diamètre 15 centimètres (6 pouces) sur l'une des trois branches froides du réacteur. Au temps t = 0, la brèche est ouverte en 3 millisecondes. Les différents automatismes à simuler sont :

- l'arrêt d'urgence (sur signal basse pression : 129 bars au pressuriseur) : il se traduit par la chute des barres de contrôle (qui va provoquer la décroissance de la puissance produite au cœur) et l'isolement des générateurs de vapeur (coupure au secondaire de l'eau alimentaire et de la vapeur extraite). On suppose également la perte de l'alimentation électrique des pompes primaires ;
- les injections de secours : sont simulés les divers systèmes de sauvegarde destinés à assurer le refroidissement du cœur :
    - injection de secours haute pression : déclenchement trente secondes après le signal de très basse pression (117 bars) au pressuriseur, la température de l'eau est à 12°C.
    - déclenchement des accumulateurs : des réservoirs d'eau froide pressurisés à l'azote débitent dans le circuit primaire lorsque la pression y devient inférieure à 41 bars, la température de l'eau est à 25°C.
    - déclenchement de l'alimentation de secours des générateurs de vapeur : 60 secondes après l'arrêt d'urgence, un débit d'eau alimentaire (4 % du débit nominal) est rétabli au secondaire. D'autre part, des soupapes tarées à 74 bars limitent la montée en pression du secondaire des générateurs de vapeur. La figure 2.4 résume ces interventions.

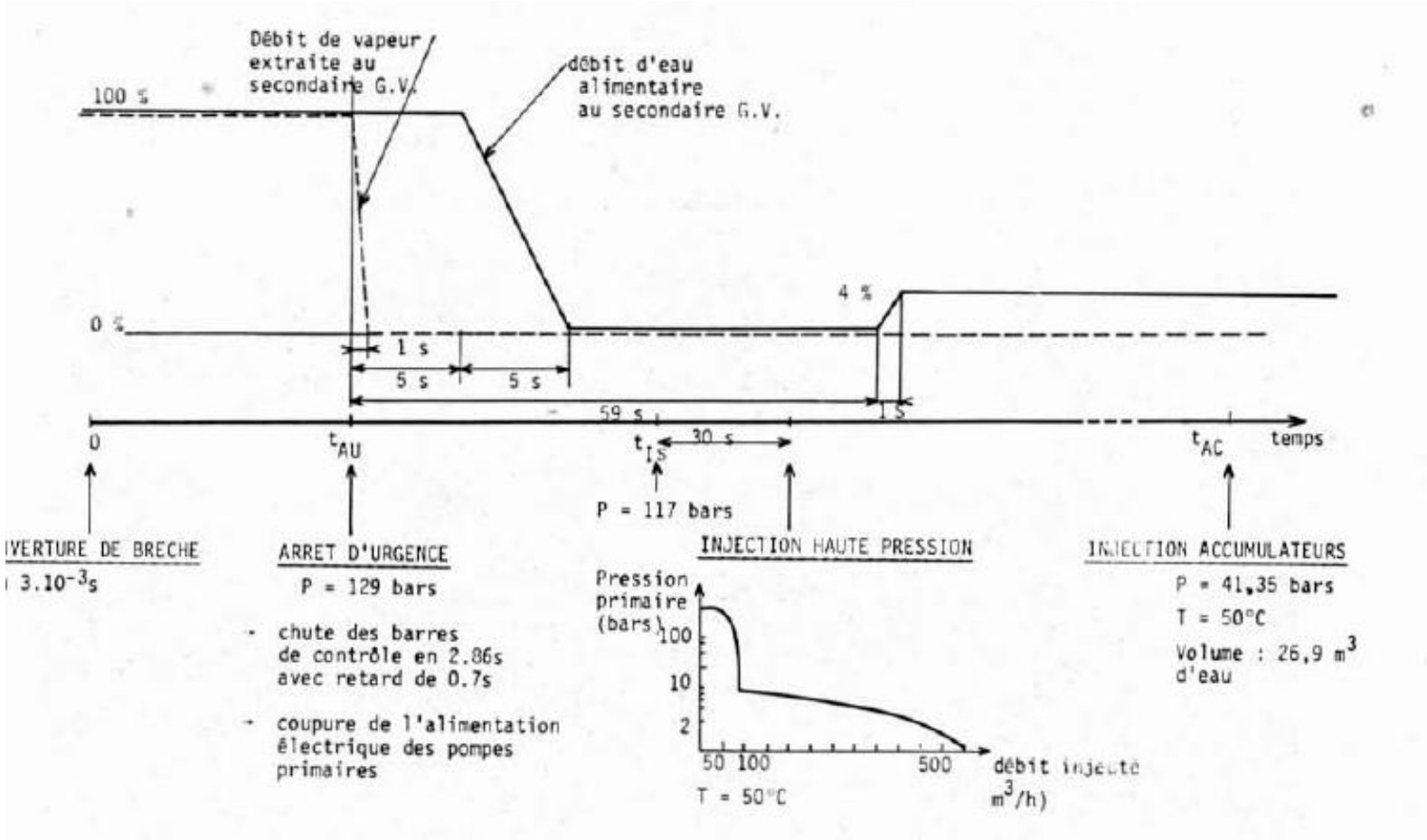


Figure 2.4 : Déroulement de l'accident

Quatre grandes phases peuvent être distinguées :

- *de 0 à 80 secondes environ* : L'ouverture de la brèche provoque la décompression rapide du circuit jusqu'à 75 bars. Cette décompression entraîne l'apparition de vapeur dans les parties chaudes du circuit (cœur, plénum supérieur, branches chaudes et générateurs de vapeur). Le pressuriseur (16 tonnes d'eau à t = 0s) se vide de son eau par vidange dans le circuit primaire et par vaporisation (pressuriseur complètement en vapeur dés t = 22 s). La puissance produite au cœur décroît fortement après la chute des barres et tend rapidement vers son niveau résiduel (2 % de la puissance nominale). L'isolement des générateurs de vapeur provoque la montée en pression du secondaire, jusqu'à l'ouverture, des soupapes à 74 bars.
- *de 80 à 176 secondes* : cette phase est caractérisée par un palier de pression primaire à 75 bars. A cette pression, l'écart de température au générateur de vapeur entre primaire et secondaire (à saturation et à pression constante : 74,4 bars) est suffisant pour permettre l'extraction de la puissance résiduelle produite au cœur. La forte diminution de la vitesse de rotation des pompes provoque un ralentissement général du fluide dans le circuit. "les phénomènes gravitaires deviennent prépondérants : l'eau « se tasse» dans les parties basses du circuit, avec apparition de stratification dans les volumes et les tuyaux. La diminution du débit dans le cœur y provoque une forte vaporisation et l'apparition d'une zone de découvrement à sa partie supérieure. L'énergie produite dans la partie découverte des crayons est très mal évacuée par la vapeur sèche : la température des gaines monte. La vapeur surchauffée produite au cœur part dans les branches chaudes puis est partiellement recondensée dans la partie montante des générateurs de vapeur le long desquels ruisselle un film liquide (fonctionnement en caloduc). L'eau, retombée des parties hautes du circuit (couvercle, générateurs de vapeur) et tassée au fond du circuit, forme un bouchon dans les branches intermédiaires en U. La brèche reste en phase liquide. La dégradation des échanges au primaire des générateurs de vapeur (presque en vapeur sèche) provoque une légère remontée de la pression primaire afin d'assurer l'extraction de la puissance produite au cœur. Cette surpression pousse les bouchons d'eau dans les branches en U et finit par les chasser.
- *de 176 à 400 secondes :* la chasse des bouchons d'eau a lieu à 176 secondes du côté rompu et à 195 secondes du côté intact. Dès le passage de la brèche en phase vapeur, la pression primaire chute rapidement (41 bars à 400 secondes). La disparition des bouchons d'eau entraîne une brusque augmentation des vitesses dans le circuit et provoque le recouvrement du coeur par l'émulsion diphasique. Les échanges fluide-combustible sont à nouveau bons et la température des gaines chute.

- *de 400 à 700 secondes :* la pression de déclenchement des accumulateurs est atteinte vers 400 secondes. De violents phénomènes de condensation entre cette eau froide arrivant à 50°C et la vapeur présente dans le circuit perturbent le comportement de tout le circuit primaire. De brusques variations de pression engendrent des oscillations de débit à travers le cœur, dont le refroidissement reste satisfaisant. Vers 700 secondes, la chute de pression est terminée, la pression primaire se stabilise à 18 bars. Les débits injectés (accumulateurs + injections haute pression) compensent la fuite de fluide à la brèche. Rien ne pouvant changer cette situation, l'accident est considéré terminé à 700 secondes.

Les mêmes résultats de trois heures de calcul du temps physique ont été obtenus par le code système Relap5 (voir figure 2.5)

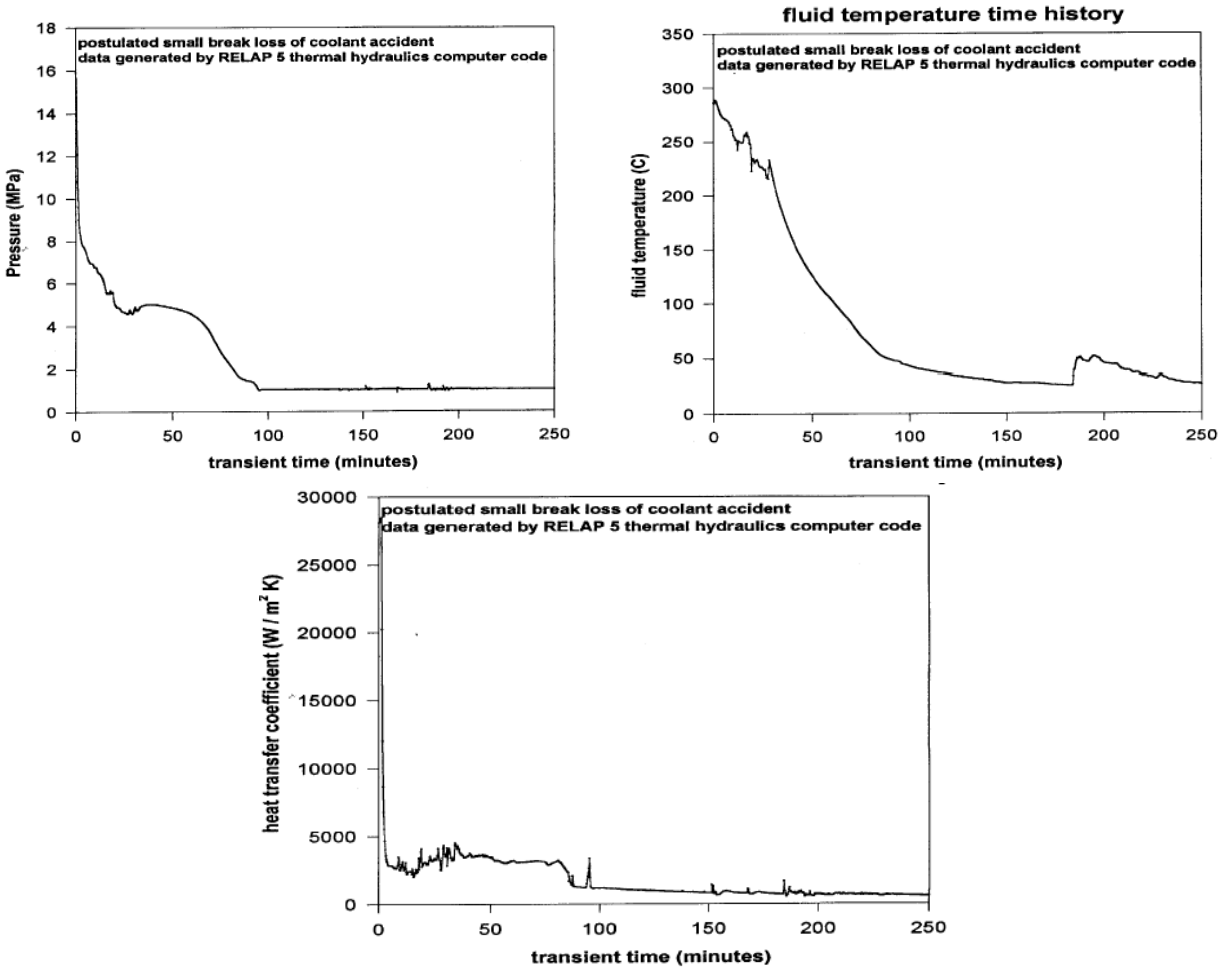


Figure 2.5 : Vérification des résultats de calcul par le code Relap5 des conséquences d'une brèche en branche froide d'un REP

2.5 Modèles CFD (modèles moyenne de phase) et CMFD (suivi d'interfaces)

La modélisation numérique des écoulements multiphasiques basée sur la résolution des équations de transport en multi- dimensions, faisant moins recours aux modèles hydrodynamique, est devenue de plus en plus importante dans la science des écoulements multiphasiques et dans la technologie thermohydraulique des systèmes nucléaires.

Au contraire, les codes systèmes existants actuellement réduisent l'étude des problèmes des transitoires à une dimension, et négligent la prédiction de la dynamique des transferts à tous les niveaux de la hiérarchie des échelles spatio-temporelles : du changement de phase, le mouvement des bulles, au mélange des phases et à la destratification thermique des bassins et des espèces.

Les motivations ont pour objectif de contribuer à l'introduction et l'adaptation des codes CFD par modélisation physique en tenant en compte la séparation d'échelles (échelle de turbulence ou échelle de phase) et par les techniques de simulation disponibles aujourd'hui.

La simulation du numérique des phénomènes thermohydraulique tel que le choc thermique pressurisé (PTS) comprenant le phénomène de la condensation en contact direct (DCC) doit être mise en valeur en améliorant considérablement le traitement multiphasique des codes CFD actuels.

Selon l'état de l'art, les codes CFD actuelles utilisent des modèles généralement moyennés de phase. Cette modélisation peut être inspirée des modèles à deux fluides proposés par [26-27] traitant les interactions entre les phases ou mélange liquide- vapeur. Plusieurs modèles de fermeture pour la structure interfaciale qui dépendent du régime d'écoulement (carte d'écoulement) sont aussi présentés par [17].

Un autre type de simulation où la plut part des paramètres de suivi d'interface sont des solutions du problème porte à présent un nom : CMFD, ou Computational Multi-Fluid Dynamics [20] propose cette dynamique de calcul pour une meilleure simulation des phénomènes des écoulements multiphasiques.

Différentes approches sont utilisées pour la simulation numérique des écoulements à surfaces libres et la structure de la turbulence à l'échelle du mélange ou à l'échelle interfaciale. Pour traiter la dynamique des écoulements multiphasiques et multidimensionnels, trois classes de méthodes peuvent y contribuer :

- **Méthodes de suivi d'interface :** elle fait recours aux méthodes de la discontinuité interfaciale des écoulements, comme la méthode VOF et la méthode Level Set basée sur le filtrage spatial des variables indépendantes.
- **Méthodes de capture de l'interface ou l'approche du second- gradient** : le but principal est la capture de la géométrie de l'interface. Ces méthodes sont implémentées dans le code CFX.
- **Simulation Numérique Directe** : La surface libre est traitée par le modèle de la turbulence en utilisant la simulation numérique directe (DNS) qui requiert aucun niveau de modélisation ni approximation.

2.5.1 Méthodes de suivis d'interface

2.5.1.1 Approche générale

Les méthodes de suivis d'interface (Interface Tracking Methods (ITM), en anglais) sont utilisées pour simuler le suivi d'interface de la surface libre des écoulements liquide-liquide ou liquide- gas. On peut généralement classer en deux familles les méthodes numériques capables de simuler le suivi d'interface : les méthodes de « front tracking » et les méthodes de « front capturing ». Parmi celles-ci, deux approches sont possibles pour le problème à traiter :

- Les méthodes de type Volume Of Fluid ;
- Les méthodes de type Level-Set.

La formulation théorique est basée sur la résolution d'un ensemble d'équations de transport pour un domaine de calcul et de traiter les deux phases comme une seule phase avec des propriétés physiques et thermodynamique variables. Les changements dans ces propriétés sont tenus en compte par l'advection de la fonction d'indicateur de la phase : $\chi(x,t)$

$$\frac{\partial \chi}{\partial t} + u_j^I \frac{\partial \chi}{\partial x_j} = 0 \qquad (2.1)$$

À l'interface, la vitesse u_j^I se réduit à la vitesse locale dans les conditions iso-thermales (sans changement de phase).

2.5.1.2 Méthode VOF

Cette méthode est reliée à la définition de la phase liquide ou vapeur contenue dans un volume V (fraction de vide). La formulation précédente peut être écrite sous la forme :

$$\frac{\partial F}{\partial t} + u_j^I \frac{\partial F}{\partial x_j} = 0 \qquad (2.2)$$

ou F dénote la fonction de la fraction de vide.

2.5.1.3 Méthode Level Set

Le principe de la méthode Level Set est de définir une fonction interface dans le domaine de calcul dont la courbe de niveau zéro est l'interface que l'on cherche à décrire. La résolution d'une équation de convection permet de prédire les mouvements de l'interface dans un champ de vitesse donné. Cette méthode manipule les changements topologiques naturellement, et le calcul des caractéristiques géométriques du problème est particulièrement simple à l'aide du calcul du gradient de la fonction Level Set. Un algorithme est utilisé pour réorganiser les lignes de niveau autour de l'interface, de manière à ce que la fonction reste la distance algébrique [28].

Différentes techniques numériques peuvent être mises en œuvre pour coupler les forces de tension de surface, déduite de la courbure du niveau zéro de fonction Level Set, aux équations de Navier-Stokes. Les dérivées spatiales sont approximées par des schémas centrés d'ordre 2, exceptés les termes convectifs qui sont discrétisés avec des schémas WENO5. Les dérivées temporelles sont approximées par un schéma Adams Bashforth ou Runge-Kutta d'ordre 2 ou 3. L'équation de Poisson obtenue est résolue avec la méthode du gradient conjugué, pré conditionné par une méthode multigrille.

Les discontinuités à l'interface sont décrites par la Ghost Fluid Method. L'interface est localisée, puis une extrapolation des conditions de saut est calculée sur les points voisins de l'interface. Les grandeurs (variables, dérivées, coefficient...) discontinues sont alors prolongées par continuité, avant d'être discrétisées.

Par définition, la formulation « delta » ou l'interface est lissée sur 2 mailles de calcul par une fonction de Heaviside et la méthode « ghost fluid » qui prend directement en compte les sauts et donc les discontinuités à l'interface par prolongement de chaque côté de l'interface.
La formulation de la méthode Level Set peut être décrite par:

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} + u_j^I \frac{\partial \phi}{\partial x_j} = 0 \tag{2.3}$$

L'équation (2.3) de propagation de l'interface est une équation de type hyperbolique. Les valeurs négatives peuvent être pour l'un des fluides alors que les valeurs positives sont pour l'autre fluide. La localisation exacte de l'interface correspond au niveau zéro.

Les termes de transport de masse et les forces de capillarité sont représentés par des termes sources dans l'équation dynamique et d'énergie de l'équation Navier-stocks. Ces termes sources sont décrits par la fonction Delta et des gradients à l'interface de la surface libre.
Les propriétés physiques et thermodynamiques des deux phases se calculent par la fonction « Heaviside », définie par l'équation :

$$H(\phi) = \begin{cases} 0 \text{ si } \phi < 0 \\ 1 \text{ si } \phi \geq 0 \end{cases} \tag{2.4}$$

Cela implique que, ϕ_{ijk}est liée par une forme discrète au champ de la fraction de vide du liquide F_{ijk} par,

$$F_{ijk} = \frac{1}{V_{ijk}} \int_{V_{ijk}} H\left[\phi_{ijk}\right] dV_{ijk} \tag{2.5}$$

Une variante de la fonction « Heaviside » notée par $\bar{H}(\phi)$ est employée pour « lisser » les propriétés physiques du fluide à l'interface d'épaisseur 2δ ;

$$\rho(\phi, t) = \sum_k \rho^k \ \bar{H}(\phi) \tag{2.6}$$

Ou, $\bar{H}(\phi)$ est la fonction « Heaviside » définie par ;

$$\bar{H}(\phi) = \tan(2\phi/\delta) \tag{2.7}$$

Cette fonction est employée pour calculer les propriétés physiques du fluide.
Dans le présent calcul, la phase vapeur est supposée iso-thermique à la température de saturation.

2.6 Modélisation de la condensation par contact direct

Le phénomène de la condensation en contact direct (DCC) pourrait jouer un rôle et un accouplage intéressant entre la condensation et la turbulence. De ce fait, ce phénomène est important du point de vue de la sécurité des réacteurs nucléaire de type LWR [29]. Du fait de l'absence de paroi séparant les deux fluides caloporteurs, les performances d'échange seront élevées et l'aire interfaciale quasi gratuite est importante. Dans le cas d'un APRP dans un réacteur nucléaire, les situations suite à de petites brèches dans le circuit primaire peuvent conduire à des instabilités violentes de pression de système et un couplage thermomécanique sur la cuve pouvant conduire à la destruction de cette dernière. Suite à l'injection de secours, l'eau refroidie entre en contact direct avec la vapeur saturée. La condensation caractérisée par le transport de masse et de chaleur devient importante dans l'interface libre de la surface en mouvement. Le transfert de chaleur s'améliore avec l'augmentation de l'échange par la turbulence. L'écoulement de la vapeur est en co-courant et à contre-courant. Les transferts interfaciaux (quantité de mouvement, y compris la turbulence, conservation de la masse et d'énergie) peuvent être considérés au voisinage du jet dans l'écoulement stratifié.

Les différents types d'écoulements concernant la condensation par contact direct sont :

- Ecoulement stratifié de la vapeur et du liquide dans un canal,
- Condensation sur des jets ou film liquide,
- Injection de gouttelettes liquides dans la vapeur,
- Injection de bulles de vapeur dans le liquide.

La modélisation de la DCC est largement discutée dans la littérature [30-31]. Le développement d'un tel modèle est basé sur des expériences réalisées par plusieurs auteurs [32-39].

Les modèles de transport pour le transfert turbulent de masse et de chaleur sont classés en concepts :

- Concept de la diffusivité turbulente (turbulent diffusivity concept) [40],
- Concept de renouvellement de la surface (surface renewel concept) [41].

La première approche est basée sur l'évaluation de la diffusivité turbulente, tandis que la deuxième, le modèle de transport est associé au renouvellement périodique des éléments liquides se produisant à la surface.

Les deux approches sont basées sur les mêmes suppositions physiques et donnent des résultats similaires. Le paramètre clé dans la modélisation est de trouver la relation entre les caractéristiques turbulentes à l'interface et le temps de contact ou « l'échelle de temps ». Plusieurs modèles développés diffèrent de la méthode de calcul de cette échelle. Ce dernier est relié aux propriétés du liquide, les conditions et les caractéristiques de la turbulence juste à l'interface gaz-liquide. Il est aussi important de savoir que la modélisation de la condensation diffère de la modélisation du phénomène de transport sans changement de phase. Dans un écoulement diphasique avec changement de phase, la convection forcée à la direction normale de l'interface est présente. Les conditions d'un écoulement turbulent avec changement de phase à l'interface gaz-liquide est beaucoup plus compliqué qu'un écoulement ou le débit de condensation est faible. La présence d'une couche limite turbulente à l'interface modifie totalement la structure de l'interface.

Des études expérimentales et par DNS ont montré la présence de frictions interfaciales. Le concept de la fonction paroi a été proposé afin d'éliminer les incertitudes dues à l'anisotropie de la turbulence non considérée dans le modèle de la viscosité turbulente. A l'interface, une sous couche existe et la phase gaz « voit » la phase liquide comme un solide en mouvement.

Les modèles de la condensation dans un écoulement turbulent stratifié eau-vapeur ont été testés par Yao et al. [42] dans l'expérience de Lim. Ces modèles sont :

1. Sous couche interfaciale (Interfacial sublayer) (ISM) en utilisant l'approche d'existence d'une sous couche à l'interface eau-vapeur. La modélisation du transfert de chaleur à l'interface est basée sur une l'approche similaire au transfert par friction à l'interface. Les auteurs [43] [44] ont proposé une relation pour le profil de température et le nombre de Prandtl.
2. Modèle basé sur le phénomène asymptomatique de la viscosité 'eddy viscosity Model'(EVM) (Ce modèle est une description de la vitesse turbulente dans la couche limite avec la fonction de Gauss [45] [46].
3. Le modèle du renouvellement de la surface (surface renewel model) (HDM), proposé par [47] en se basant sur une relation du transfert de chaleur modifiée par [48] par l'introduction de l'échelle du temps de Kolmogorov.

Un modèle alternatif a été développé en tenant compte de la longueur de l'échelle Kolmogorov et de la vitesse turbulente (la fluctuation de la vitesse due à la turbulence). Ce modèle de condensation a été testé et validé par beaucoup d'expériences pour un écoulement stratifié avec des modèles à deux fluides [49].

Un effet de modélisation du couplage turbulence et transfert de chaleur et de masse interfacial a été réalisé dans les travaux de [50] [51]. L'utilisation du modèle à deux fluides avec les méthodes de suivi d'interface en 2 et 3D est reliée à la procédure de de calcul des paramètres moyennés de l'écoulement dans le temps et l'espace. Ce calcul peut avoir des pertes des informations détaillées des échanges interfacials. Au-delà, des techniques de modélisation conventionnelle, Lakehal et Labois [52], ont développé une nouvelle alternative de simulation en intégrant les méthodes de suivi d'interface et l'approche à un seul fluide. L'approche dite LEIS été développée par la méthode LS et l'approche de la simulation des grandes échelles (VLES) combinée avec les modèles interfacials de transferts de chaleur.

Les lois d'échelles normalisées du coefficient de transfert de chaleur ont été obtenues par la méthode modifiée de simulation numérique directe (DNS). Dans plusieurs études établies sous formes des corrélations, le coefficient de transfert de chaleur par condensation a été exprimé en fonction de la vitesse de friction k ou les nombres adimensionnels de Reynolds et de Prandtl [24] (voir la table 2.1).

$K_L^+ \sim Re_t^m Pr_L^n$; $Nu_L \sim Re_G^p (or Re_t^p) Re_L^q Pr_L^l$

Les exposant m, n, p et q sont des coefficients du modèle, dépendent des propriétés du liquide.

Une approche alternative basée sur la modélisation Eulérienne à un seul fluide « one-fluid » jumelée avec la technique de suivi d'interface (level-set) a été développée par [53].En présence de changement de phase l'équation d'état de Level Set s'écrit ;

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} + u_j^I \frac{\partial \phi}{\partial x_j} = -\frac{\rho\ \dot{m}}{\rho_l\ \rho_g} \left| \frac{\partial \phi}{\partial x_j} \right| \tag{2.8}$$

Le terme source est alors ajouté dans l'équation de Navier-Stocks par :

$$\nabla \mathrm{v} = \dot{m} \left(\frac{1}{\rho_g} - \frac{1}{\rho_l} \right) \delta(\phi) \left| \frac{\partial \phi}{\partial x_j} \right| \tag{2.9}$$

Finalement, un nouveau terme source est aussi ajouté dans l'équation de l'énergie ;

$$\frac{\partial \rho\ C_p T}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\rho\ C_p T u_j \right) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x_j} \right) + \dot{Q} - \dot{m}\ \delta(\phi) \left(\Delta h_v + T_{sat} \Delta C_p \right) \tag{2.10}$$

Maintenant, on donne les modèles de transfert de masse ($\dot{m}$) ;

La formule générale de calcul de transfert de masse est donnée par,

$$\dot{m} = \frac{q.n}{h_{fg}} \tag{2.11}$$

$$q.n = 2\,\lambda\,(T - T_{sat})\delta(\phi) \tag{2.12}$$

La température de saturation est ajustée par l'équation suivante ;

$$T_{sat}(x) = T_{sat}\,(1 + \frac{F(\rho)\kappa(x)\sigma(x)}{2h_{fg}} \tag{2.13}$$

$$F(\rho) = \frac{1}{\rho_g} + \frac{1}{\rho_l} \tag{2.14}$$

κ est la courbure locale.

Les modèles de calcul du débit de masse de la condensation sont dites « coarse-gained models ». Ces modèles implémentés dans le code TransAT, sont basés sur des corrélations de transfert de chaleur globales et locales en fonction de nombres adimensionnels de Nusselt, Reynolds et de Schmidt (voir tableau 6).

La forme simple de ces modèles est écrite par la relation suivante :

$$\frac{\dot{m}}{u'} = \frac{h}{\rho\ Cp\ u'} = f\left(\frac{Pr}{Sc}, Re_t\right) or\ Nu_L \tag{2.15}$$

Table 2.1 : Corrélations de coefficient de transfert de chaleur interfacial

Corrélations de coefficient de transfert de chaleur	$Nu,\ \dot{m}/u'$	**Constantes**	Références
Hiemez	$Nu_L=C(\rho_L/\rho_G\mu_G/\mu_L)^{1/2}\sqrt{Pr_L Re_L}$	$C = 2/\pi$	[54]
Lim et al.	$Nu_L = C_1\ Re_G^{0.58} Re_L^{0.09} Pr_L^{0.3}$, smooth interface $Nu_L = C_2 Re_G^{0.58} Re_L^{0.420.09} Pr_L^{0.3}$, wavy interface	$C_1 = 0.5434$ $C_2 = 0.0291$	[55]
Surface divergence model	$\dot{m}/u' = C\ Sc^{-1/2}(0.3(2.83Re_t^{3/4}-2.14Re_t^{2/3}))^{1/4} Re_t^{-1/}$	Low Reynolds number; $C = \begin{cases} 0.35\ for\ Pr < 4 \\ 0.45, otherwise \end{cases}$	[30] [56]
Small eddy	$\dot{m}/u' = C\ Sc^{-1/2}(0.3(2.83Re_t^{3/4} - 2.14Re_t^{2/3}))^{1/4} Re_t^{-1/4}$	High Reynolds number	
Small Eddy Adaptive SD	$\dot{m}/u' = C\ Sc^{-1/2}(0.3(2.83Re_t^{3/4} - 2.14Re_t^{2/3}))^{1/4} Re_t^{-n}$	$n = \begin{cases} 0.5\ if\ Re_{t,int} < 3000 \\ -1.89.10^{-5} Re_{t,int} + 0.56 \\ if\ 3000 < Re_{t,int} < 16000 \\ 0.25\ if\ \ Re_{t,int} > 16000 \end{cases}$	
Small-model model	$\dot{m}/u' = CSc^{-1/2} Re_t^{-1/4}$	$C = 0.25$	[33] [47]
Surface renewal model	$\dot{m}/u' = C\ Sc^{-1/2} Re_*^{-1/2}$	$C = 1.45.10^{-6}Pr^2 + 6.5.10^{-6}Pr + 0.0789$	[57]
Hughes-Duffey model	$\dot{m}/u' = C\ Sc^{-1/2}$	$C = 2/\pi$	[48]
Renewal model	$\dot{m}/u' = C\ Sc^{-1/2} Re_t^{-1/8}$	$C = 1$	[58]

Le nombre de Reynold est nécessaire pour le modèle interfacial de transfert de masse. Il dépend du modèle de turbulence utilisé et il est défini par les variantes suivantes :

$$Re_t = \frac{k^2}{\nu\varepsilon}\,;\, Re_y = \frac{|\phi|\sqrt{k}}{\nu}\,;\quad y^+ = \frac{|\phi|U_t}{\nu} \tag{2.16}$$

Ces formes du nombre de Reynolds sont associées à l'échelle de turbulence suivants ;

$$L_t \equiv k^2/\varepsilon.u_t \quad \text{, with} \quad u_t = \min(|u|, C_\mu^{1/4}k^{1/2}) \tag{2.17}$$

Différents modèles de transfert de chaleur interfacial ont été développés et implémentés dans le code CMFD [59]. Les auteurs [60] ont proposé une variante basée sur la théorie de renouvellement de la surface de Banerjee. Le modèle baptisé ' SD-scale-adaptaive eddy model' a été récemment développé et testé dans des conditions variables d'écoulement avec les données expérimentales de la boucle d'essai COSI du CEA.

Dans la phase liquide de l'interface, les résultats de la méthode DNS donnent un coefficient de transfert de chaleur par condensation constant pour une vitesse totale de frottement. Le modèle de la divergence de la surface (Surface Divergence Model) développé par [30] peut être appliqué dans cette région avec beaucoup d'exactitude.

2.7 Modélisation et simulation de la turbulence

Les méthodes de suivi d'interface permettent de capturer la topologie de l'interface liquide-vapeur et résoudre la couche limite interfaciale indépendamment du nombre de Reynolds. La méthode DNS est actuellement loin de résoudre la complexité des mouvements de l'interface et de la turbulence. Le maillage doit être de l'ordre $\sim \mathrm{Re}^{9/4}$. La solution se ramène à utiliser la modélisation statistique par la méthode RANS de sorte de faire la séparation entre les échelles résolues et non résolues ou à une échelle sous-maille (SGS).

La nouvelle méthode combinée, dite de la simulation de l'interface et à grande échelle (Large-Eddy & Interface Simulation, LEIS), est récemment développée et appliquée dans les écoulements turbulents avec filtre de l'équation de Navies-Stocks et la méthode de suivi d'interface (Level Set) [61] [62]. Les échelles de la turbulence et les déformations des couches supérieure à la taille de la grille sont résolues et les sous maille sont modélisées (voire en détails le travail dans [52]). Les conditions de l'application de la méthode RANS est difficile en 3D. La modélisation fait recours à l'utilisation d'une nouvelle méthode, VLES, ou le filtre de résolution de l'écoulement est indépendant de l'écoulement et supérieur de la taille de la grille. La méthode LEIS est une approche de modélisation de la turbulence, implémentée dans le code dont elle est basée sur le modèle $k-\varepsilon$ comme un modèle de filtre sous grille. La différence entre les méthodes RANS ou LES est que pour la méthode VLES, l'épaisseur du filtre doit être spécifié. Ce dernier est proportionnel à la longueur caractéristique de l'écoulement. Pratiquement, le processus de filtrage est compatible avec la résolution de la grille, Δ (épaisseur du filtre) >1.5 Δ-grille, ou Δ-grille = $(\Delta x, \Delta y, \Delta z)^{1/3}$ en 3D.

2.8 Traitement de l'interface

L'amortissement de la turbulence à l'interface est très vitale pour la modélisation de la déformation de l'interface sous une importance friction dans le coté vapeur [63]. Le traitement des écoulements de la surface libre nécessite la modélisation des structures non résolues. Une grande viscosité turbulente est observée par l'application des lois de fermeture aux équations de Navier-Stokes en moyenne de Reynolds (RANS), ce qui conduit de grandes instabilités à la surface libre [64]. Il a été trouvé de donner une intention particulière de traiter la couche visqueuse près de l'interface comme des parois solides par des fonctions.

L'amortissement par une fonction algébrique à bas Reynolds de la fonction paroi est nécessaire. La correction de la viscosité turbulente par le développement d'une nouvelle fonction d'amortissement est implémentée dans le code de calcul. La comparaison des résultats de profile de vitesse avec celles obtenues par le modèle analytique de Biberg pour un écoulement stratifié dans un canal en 2D a été réalisée.

Pour simplicité, Biberg propose un modèle algébrique de la turbulence et reproduit le modèle de la présentation logarithmique de la couche limite dans la région paroi. Les deux phases liquide-vapeur sont traitées séparément et le couplage est assure par les conditions de continuité à l'interface. L'écoulement diphasique est gouverné par une distribution algébrique de la viscosité turbulente. L'intégration de cette équation donne des formules pour les frictions de la paroi et de l'interface. Le modèle de Biberg peut être formulé comme suit : (pour plus de détails consulté le l'article de Biberg [65]:

$$\frac{\mu_t}{\rho h u^*} = \frac{\kappa(1-Y)\left(Y+K(1-Y)\right)\left(Y^3+|R|^{\frac{5}{2}}(1-Y)^3\right)}{R^2(1-Y)^2+R(1-Y)Y+Y^2} \tag{2.18}$$

$u^* = \sqrt{\tau_w/\rho}$, est la vitesse frictionnelle de la paroi,$Y = y/h$, κ (≈0.41) est le nombre de Von Karman constant, and $R = \tau_i/\tau_w$ est le rapport entre le tenseur de contraintes à l'interface et à la paroi.

S'il n'y aura pas de glissement à l'interface et à la paroi, la distribution des contraintes est donnée par:

$$\tau_{xy} = \mu_t \frac{du}{dy}, \tag{2.19}$$

$$\tau_{xy} = \tau_i - (\tau_w \pm \tau_i)Y, \tag{2.20}$$

On introduit l'équation (2.19), (2.20) dans (2.18) et après intégration :

$$u = sgn(\tau_w)\frac{u^*}{\kappa}\left[ln\frac{\rho h u^*}{\mu}\right] + \kappa B + \Delta(Y,R,K) + \Psi(R,K) \tag{2.21}$$

L'équation (2.21) est résolue par la méthode itérative. Le calcul de la vitesse est basé sur l'introduction d'un paramètre K de l'effet de l'échelle de la turbulence. Le facteur B=5.5 et les fonctions Δ et Ψ sont développée dans le papier de Biberg [65].

Le modèle de la fonction de l'amortissement de la turbulence à la surface libre à bas Reynolds, de l'Abe-Kondoh-Nagano (AKN), a été modifié et implémenté dans le code TransAT. L'expression modifié de la viscosité turbulente est donnée par :

$$\mu_t = C_\mu f_\mu k^2/\varepsilon \tag{2.22}$$

L'expression suivante de la fonction d'amortissement de la turbulence est introduite :

$$f_\mu = f_\mu^W f_\mu^I \tag{2.23}$$

Ou ;

$$f_\mu^W = \left(1 - exp\left(-\frac{y^*}{m}\right)\right)^a . f(Re_t) \tag{2.24}$$

$$f_\mu^I = \left(1 - exp\left(-\frac{y^*}{n}\right)\right)^b . g(Re_t) \tag{2.25}$$

Les constantes a, b, m et n sont ajustées.

CHAPITRE 3

Résultats et Interprétation

Validation sur des boucles d’effets séparés

Introduction

Un code CFD utilisé pour les démonstrations de sûreté doit être réalisé avec des règles claires d'assurance-qualité et faire l'objet d'une validation rigoureuse. La méthodologie de validation d'un code CFD s'applique, à un ensemble cohérent de lois de fermeture que l'on appelle (ainsi que chaque modification) une *révision*, et qui fait partie intégrante de la version concernée. Deux grandes étapes marquent ce processus : la qualification et la vérification. La première étape consiste en une comparaison des résultats obtenus avec le logiciel aux mesures réalisées lors d'expériences analytiques. C'est en quelque sorte un "état des lieux" de la qualité des lois de fermeture développées pour cette révision qui est réalisé.

Cette étape permet également de procéder, si nécessaire, à des améliorations spécifiques d'un modèle physique particulier. La seconde étape consiste en une comparaison des résultats obtenus avec le logiciel aux mesures réalisées sur des installations expérimentales intégrales, c'est-à-dire des répliques, à échelle réduite, d'un réacteur nucléaire où sont simulées des situations accidentelles. L'objectif est ici de valider l'ensemble des lois du modèle sur des scénarios de transitoires accidentels du PTS au cours desquels existe un fort couplage entre les différents phénomènes élémentaires.

Pour comprendre et approfondir les connaissances, des expériences portant prioritairement sur l'étude d'un seul phénomène sont d'abord réalisées, souvent à taille réduite. Ces expériences dites analytiques, *élémentaires* ou *détaillées* permettent d'évaluer individuellement chaque phénomène, ou du moins d'étudier des *effets séparés* en essayant de limiter l'influence d'autres phénomènes. On peut citer les cas tests de Thorpe, du laboratoire UCL, Belgique, Hawac, Lakoon de l'université de Munich et de Lim. Leurs résultats sont ensuite intégrés sous forme de données utilisées par les modèles physiques dans des codes (logiciels) de calcul. Ce chapitre est consacré à valider les modèles du code TransAT sur ce type d'expériences.

3.1 Validations et applications

3.1.1 Expérience de Thorpe (Instabilités de kelvin-Helmholtz)

L'expérience de Thorpe [66] est destinée pour investigation les caractéristiques des instabilités de Kelvin-Helmholtz sur une surface libre d'un écoulement diphasique stratifié. Une étude détaillée sur l'expérience de Thorpe et la comparaison des résultats expérimentaux avec ceux obtenus par le code CFD est indiquée dans le travail de [67].

Dans un canal de section rectangulaire fermé et légèrement incliné à l'instant initial d'un angle de α=4.13, le fluide le plus dense (eau) s'écoule sous l'action de la gravité, et le fluide le plus léger (paraffine) s'écoule dans l'autre sens (figure 3.1). Les propriétés des deux fluides sont respectivement ρ_1,ρ_2= 783, 1000 kg/m^3, μ_1,μ_2= 0.0017, 0.001 Pa.s. La valeur de la tension de surface est de σ=0.032 N/m.

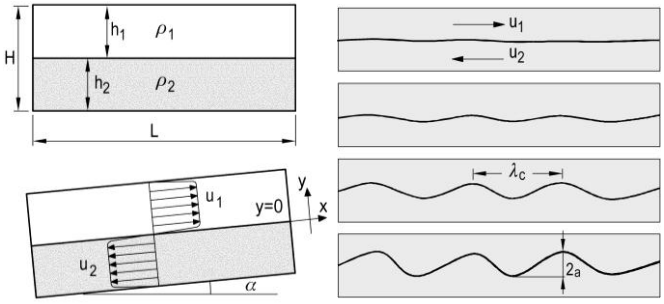


Figure 3.1 : Expérience de Thorpe

Les auteurs ont changé la hauteur du canal de 3cm et de 5cm. Ils ont remarqué qu'aucune différence n'a été observée des paramètres des instabilités à savoir, le temps d'apparition de l'instabilité, la longueur d'onde critique au seuil, le nombre d'onde capillaire, la largeur des ondes, la vitesse des ondes ($t_{début}$, λ_c, k_c , 2 a_{max} , c). Thorpe a filmé dix (10) photos de l'interface eau-paraffine, séparées par un intervalle de temps égal à 0.059s. La première photo est prise dans le temps de début d'apparition de la première onde. Ce temps a été estimé à $t_{début}$= 1.88± 0.07s. La longueur d'onde critique entre deux ondes instables est donnée par λ_c=2.5-4.5 cm. Après le début d'instabilité, Thorpe a observé la croissance des ondes à 0.52 seconde. A cet instant, l'amplitude des ondes a été estimée à $2a_{max}$ égale de 6 à 8mm. La vitesse est mesurée de 2.6 cm/s.

Récemment, le groupe Belge du laboratoire UCL [68] a reproduit l'expérience de Thorpe en utilisant un matériel sophistiqué de mesure et de contrôle. Les mesures caractéristiques de l'instabilité de l'écoulement sont données dans le tableau 3.1. La seule différence entre cette expérience est l'expérience de Thorpe réside dans le nombre des ondes instables et le temps de début de l'instabilité.

3.1.1.1 Résultats de simulation

La simulation du cas test de Thorpe a été réalisée par le code TransAT. Les résultats de la simulation numérique sont présentés dans la figure 3.2. La géométrie consiste en 1832x31 cellules couvrant tout le domaine de calcul de 18m x 0.03m.

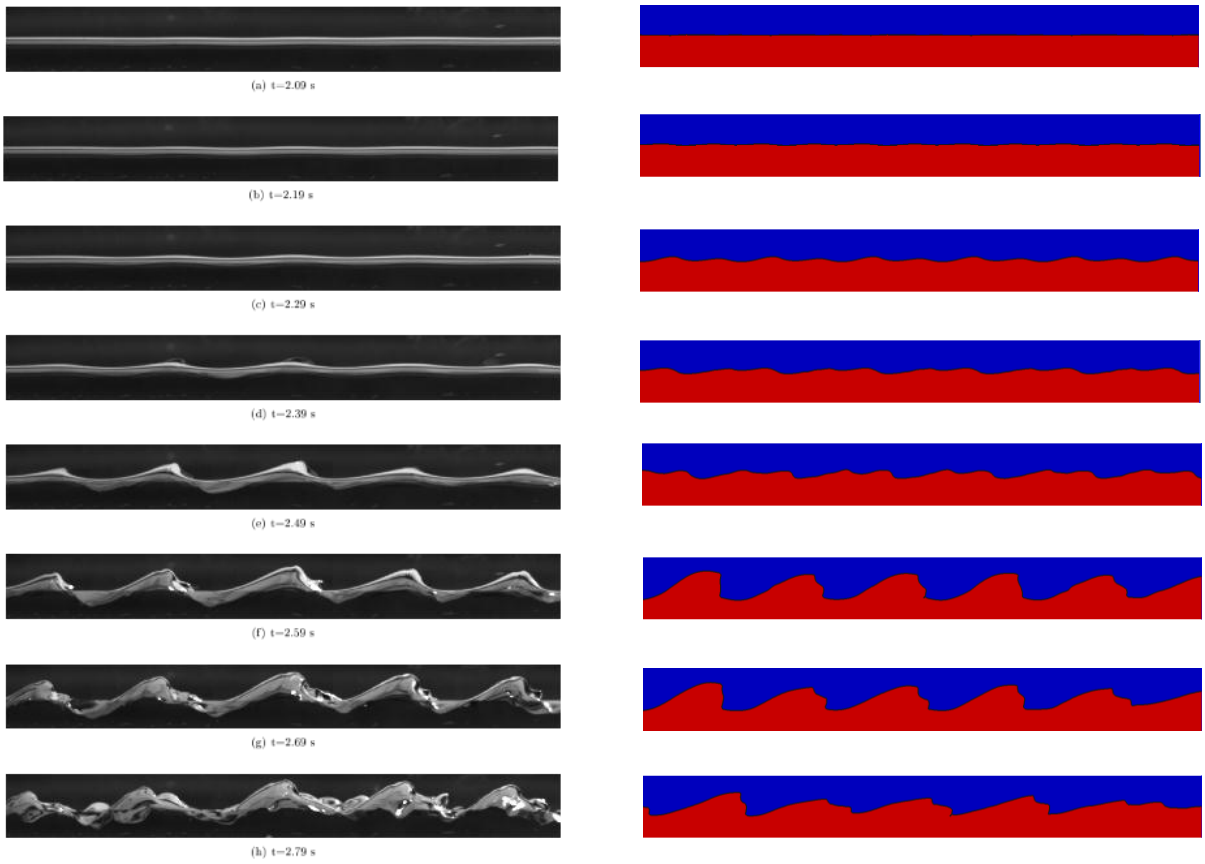


Figure 3.2 : Comparaison des évolutions et propagations de l'interface (TransAT vs. l'expérience du laboratoire UCL, Belgique).

Les figures montrées du temps t=2.09 et 2.19 représentent le début des instabilités de KH. Le premier panel des résultats au-delà de t= 2.29s correspond à la période ou l'interface commence à se perturber.

Le code prédit parfaitement l'allure de l'évolution des perturbations. Ces résultats sont présentés dans le tableau suivant :

Table 3.1: Paramètres de l'instabilité de l'écoulement

Paramètres de l'instabilité de l'écoulement	**Exp. De Thorpe**	**Exp. de l'UCL**	**Code CMFD TransAT**
$\lambda_c[cm]$	2.5 - 4.5	3.32 – 4.45	4.1 – 4.7
k_c $[1/m]$	139.6 – 251.3	141.2 – 189.2	133.7 – 153.2
a_{max} $[mm]$	6 - 8	6.1 – 7.3	6.05 – 7.23
$t_{début}$ $[s]$	1.88+/- 0.007	2.09-2.19	2.1-2.2

Les paramètres d'instabilité par le code obtenus sont en bonne concordance avec ceux de l'expérience du laboratoire UCL.

3.1.2 Expérience de HAWAC, Horizontal Air/water Channel

La boucle d'essai est munie d'un système spécial de 500 mm de longueur dans le but de faire la séparation de l'écoulement co-courant eau-vapeur (figure 3.3 et 3.4) [69]. Les conditions d'entrée sont définies par l'injection des deux fluides à travers ce système permettant de créer des perturbations et de contrôler l'écoulement diphasique par des mouvements vers le haut et vers le bas.

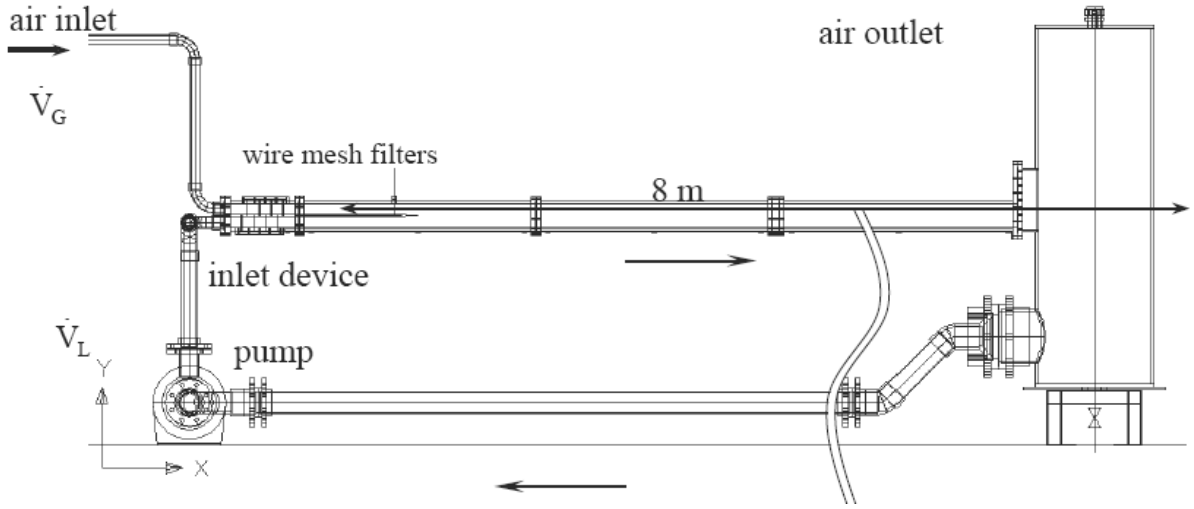


Figure 3.3: Schéma du canal horizontal avec système de séparation des écoulements eau-vapeur

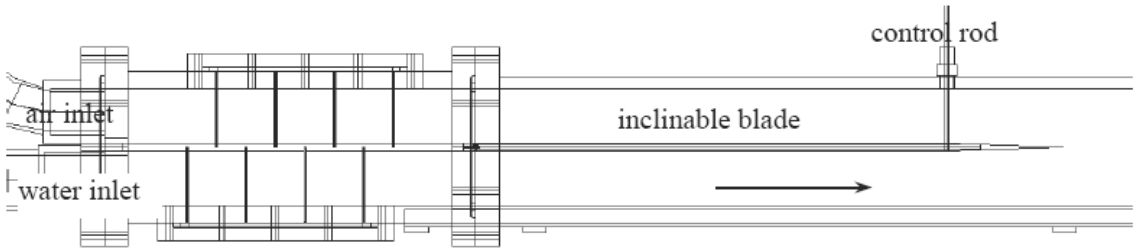


Figure 3.4: Schéma du système d'entrée du canal horizontal

Une configuration de quatre (04) filtres fabriqués par de fils maillés est utilisée pour donner un profil de vitesse développé à l'entrée du canal. Ces conditions offrent une meilleure possibilité de validation du code CFD TranAT.

3.1.2.1 Méthodes numériques utilisées et simulation par le code

La section d'essai de dimensions : L=8m, h=0.1 w=0.030 peut-être simulée par le code. Les vitesses de l'eau et de la vapeur saturée à une pression P=1 *bar* sont données $u_{eau}=1.0\ m.s^{-1}$, $u_{air}=5.0\ m.s^{-1}$ respectivement. Les deux phases liquide-air sont isothermes à $T_{ref}=298.15\ K$

Le code permet d'introduire dans un système cartésien des fichiers de conception sous format gts. La configuration à insérer a été représentée par une surface fictive sous forme de plaque solide (Blade) de dimension x=0.05 (figure 3.5)

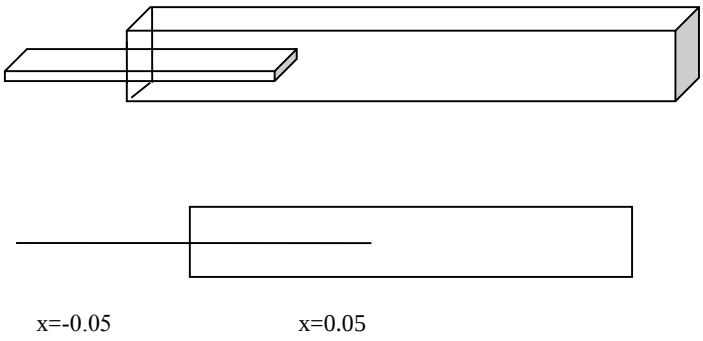


Figure 3.5: Domaine de calcul

Le maillage est cartésien et le nombre choisi de mailles est de 97951 dans les directions ($n_x = 2000$, $n_y = 50$, $n_z = 2$). Le type de simulation est instationnaire implicite avec un pas de temps de 0.0001. Les modèles physiques de turbulente sont respectivement le modèle RANS pour la turbulence et le modèle Level set de suivi d'interface.

Les conditions d'entrée ont été changées. On a une vitesse superficiale et non pas une vitesse moyenne. Les vitesses moyennes sont données par $u_{reel\ air}=10.84\ m/s$, $u_{reel\ eau}=2.17\ m/s$.

Les conditions initiales de fraction de vide, vitesses et températures de l'eau et de la vapeur sont indiquées dans la figure 3.6.

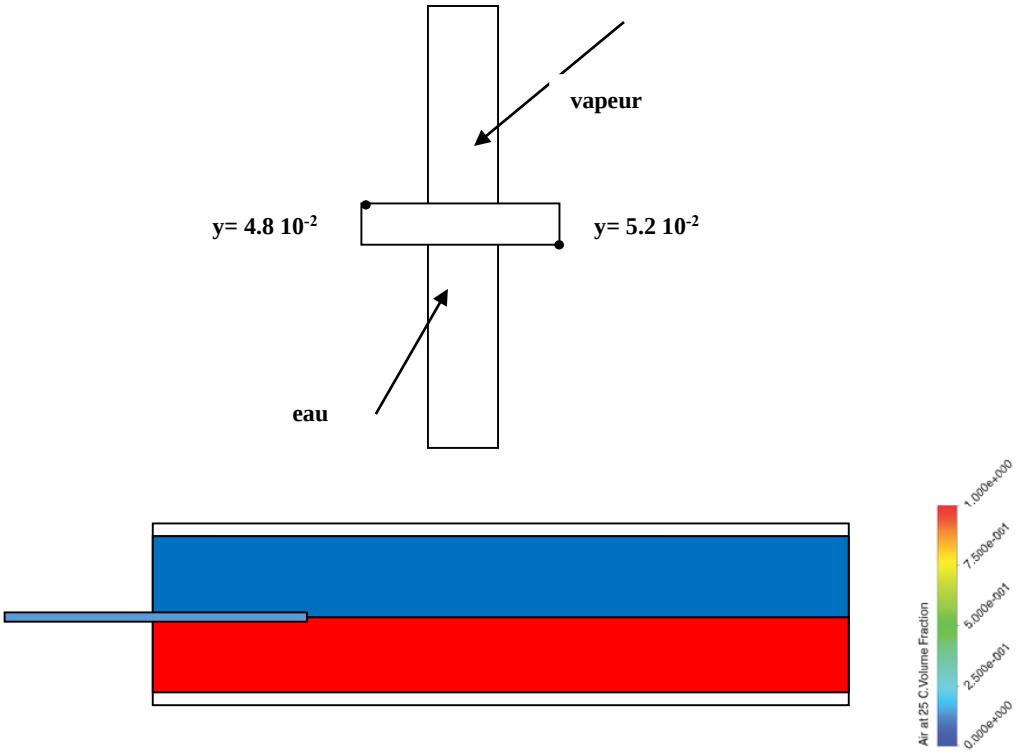


Figure 3.6 : Fraction de volume, eau-air : condition initiale

3.1.2.2 Résultats

La comparaison des résultats obtenus expérimentalement et à l'aide de la simulation numérique par les codes CFD, Neptune et TransAT est représentée dans les figures suivantes :

- Résultats expérimentales

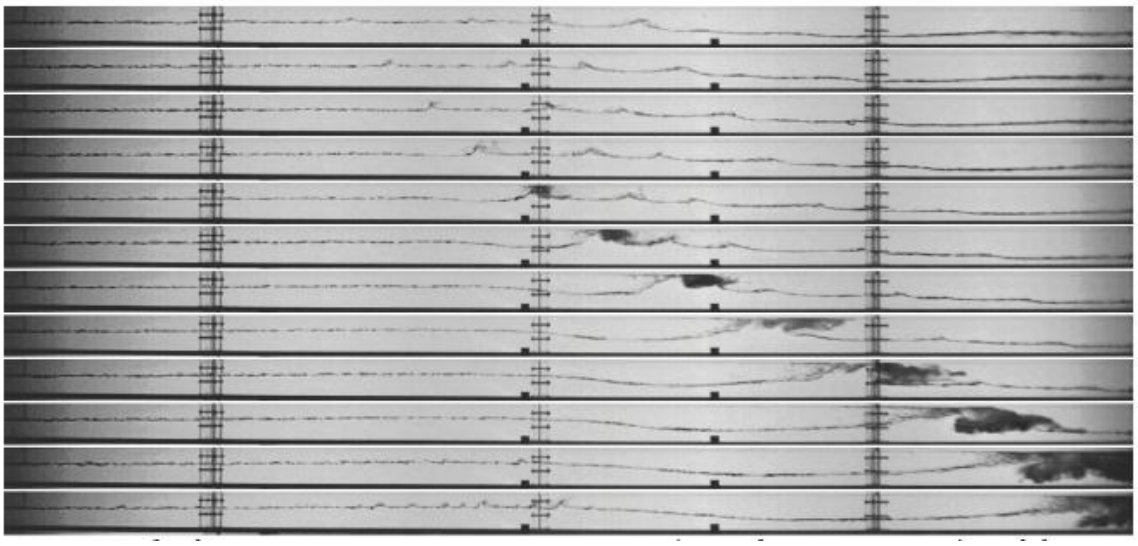
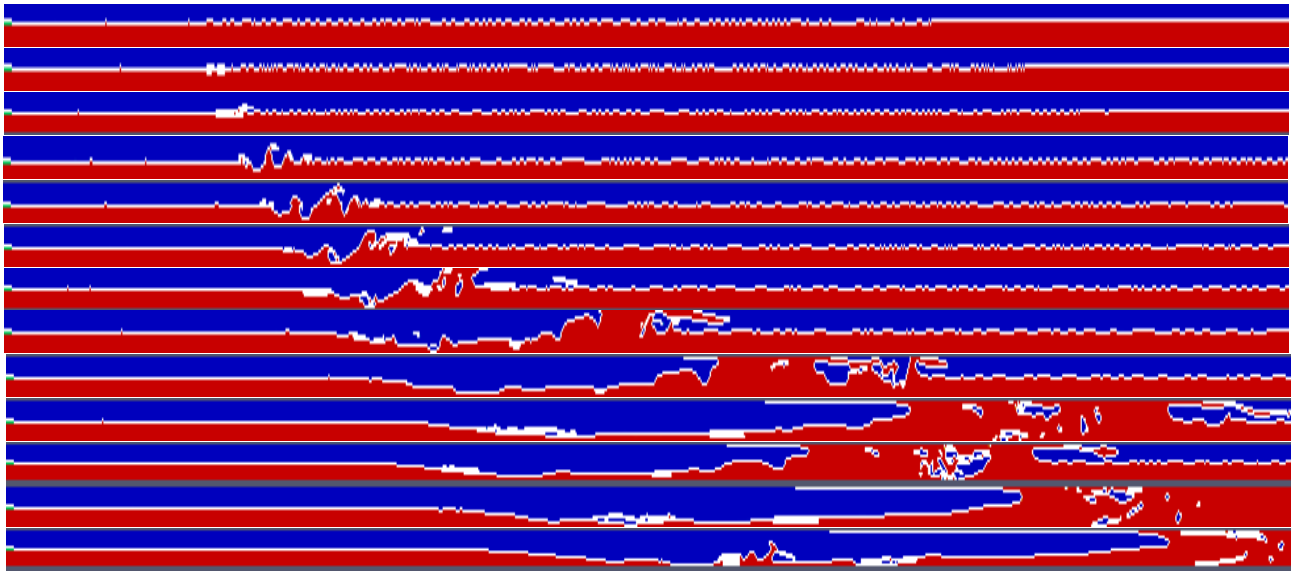


Figure 3.7: Images du canal de l'entrée jusqu'à 3.2 m

- Le code TransAT



- Le code Neptune

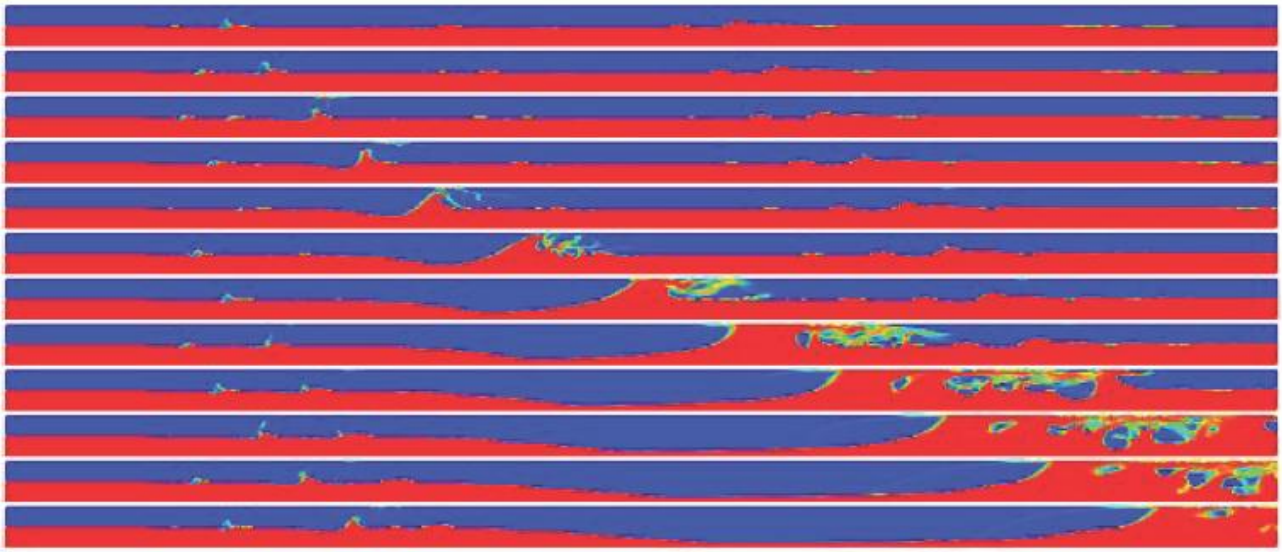


Figure 3.8: Résultats de la simulation numérique par les codes CFD

La première approche utilisée pour simuler cette expérience est la méthode Level set implémentée dans le code TransAT. Les deux phases, liquide et vapeur sont traitées comme un fluide incompressible et isotherme dans des conditions de température et de pression respectivement 25 °C et 1 bar. Pour la phase liquide, la pression est supposée hydrostatique. L'intensité turbulente à l'entrée du canal est de 5 % pour les deux phases. Les parois du tube sont définies hydrauliquement lisses et sans glissements. Le calcul parallèle est activé automatiquement par le code et la simulation physique est de 3.7 s (50000 itérations) dans un PC de marque Dell avec deux microprocesseurs.

Le suivi de l'interface pendant la formation des bouchons le long du tube est montré dans la figure 6 pour un temps de calcul différent. Le premier bouchon (slug) est formé à l'instant $0.6\ 10^{-1}$ s. Une vague d'eau a été développée après 2m de l'entrée du canal. Les résultats de la simulation obtenus par le code TransAT sont en bonne concordance à celle de l'expérience. De même, si on observe que les résultats du code sont aussi bons que ceux obtenus par le code Neptune (figure 3.7 et 3.8).

Il est aussi intéressant de voir que la formation du bouchon et l'apparition des vagues sont affectées par les instabilités et les perturbations de l'écoulement sous la plaque qui sépare les deux phases. La propagation de l'instabilité de l'interface est générée à partir du bout de la plaque. La vague s'est déplacée le long du canal en formant un bouchon à la fin du tube.

3.1.3 Expérience de LAOKOON, université de Munich

La représentation schématique du cas test a été reportée en détail dans le document 'Selection of PTS-Relevant Test Cases' [70]. Il s'agit d'une représentation en 2D d'un écoulement horizontal stratifié de l'eau sous refroidie et de la vapeur saturée avec condensation le long d'un canal de section rectangulaire avec parois adiabatiques. L'expérience a été réalisée pour un écoulement stratifié *co-courant* et *contre-courant* pour simuler le scénario d'injection de l'eau froide par le système d'urgence (ECC).

L'objectif de cette simulation est de déterminer le transfert de chaleur et de masse de la vapeur saturée au liquide à travers l'interface, mes travaux de simulation sont essentiellement basés sur cette expérience. Plusieurs modèles de transfert de chaleur interfacial et particulièrement ceux développées par la boite ASCOMP ont été implémentés dans le code.

La boucle d'essai (LAOKOON, université de Munich) est représentée sur la figure 3.9 et 3.10.

Les simulations réalisées par le code ont pour but de déterminer les paramètres suivants :

- Profils de température,
- Distribution du débit moyen de l'eau le long du canal,
- Débit massique de la vapeur et du liquide,
- Taux de condensation.

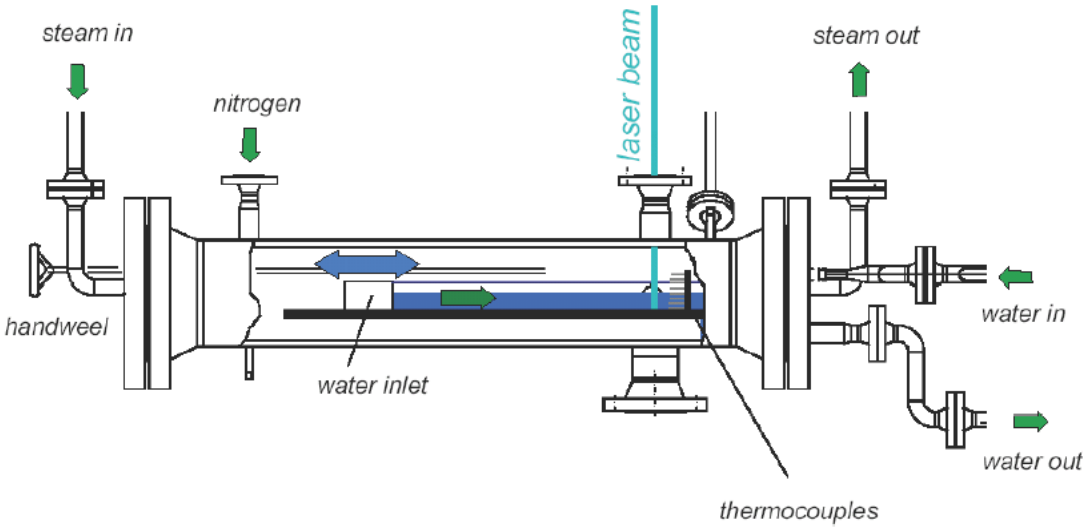


Figure 3.9: Schéma de l'installation expérimentale (LAOKOON, université de Munich)

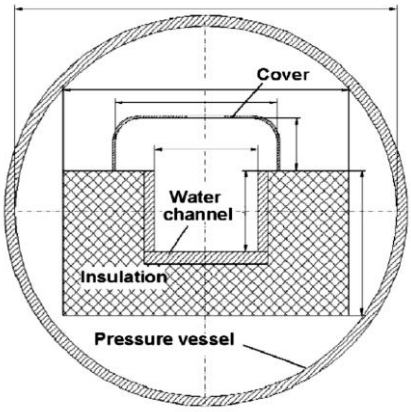


Figure 3.10: Section transversale de la boucle d'essai

La base de données des cas tests obtenus par les expériences de [55], [71-73] sont disponibles dans le projet Européen (Nuresim).

Les résultats des données expérimentales sont représentés dans la figure 3.11:

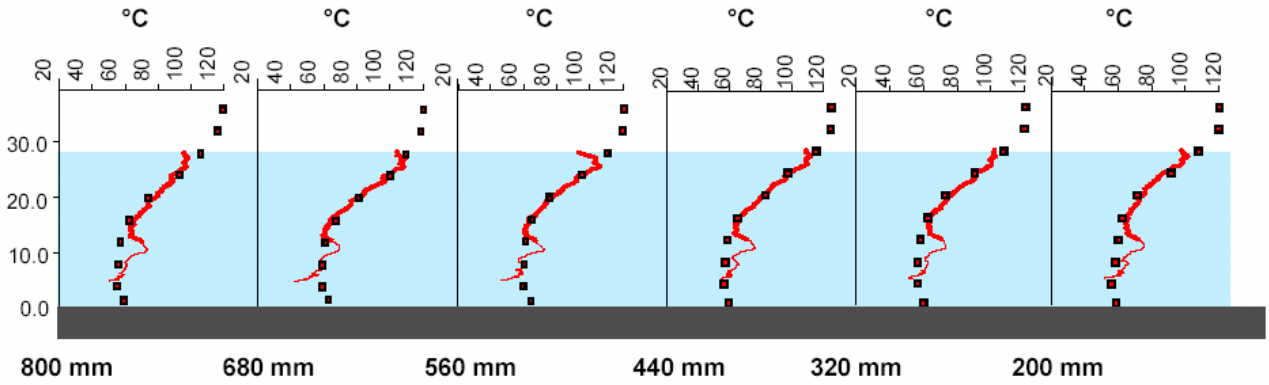


Figure 3.11: Profils de températures pour différentes positions – Points : données du thermocouple, lignes : spectroscopie de Raman

La géométrie recommandée pour faire la simulation avec le code CFD correspond à la figure 3.12 suivante :

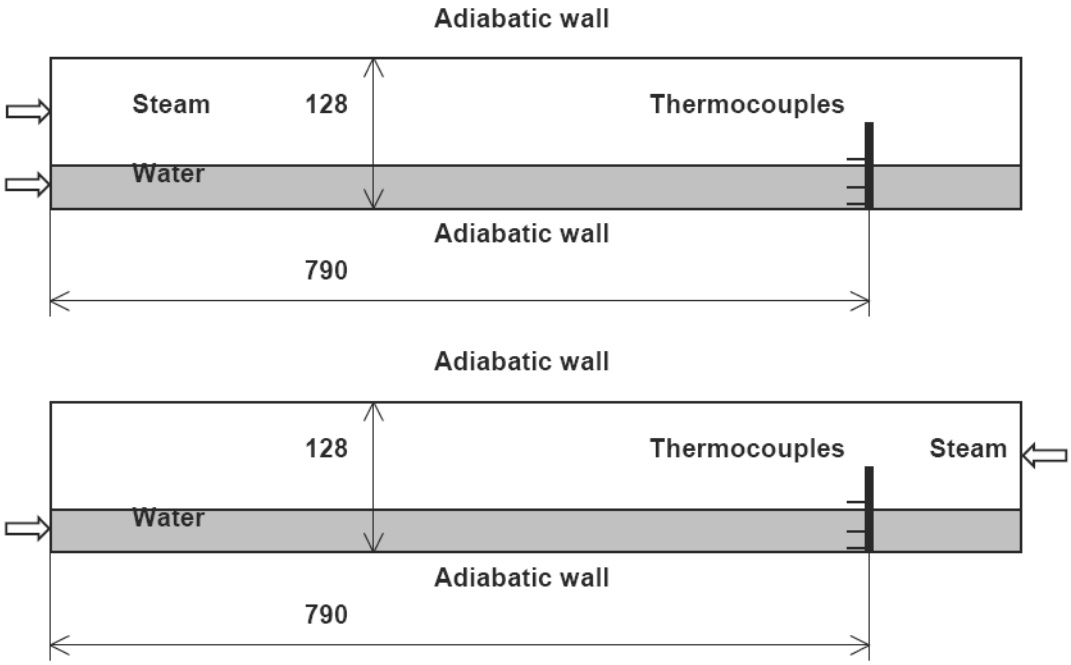


Figure 3.12: Géométrie en 2D de la boucle: (a): Ecoulement co-courant (b): Ecoulement contre-courant

Deux séries de tests pour l'écoulement co-courant (TC1) et pour l'écoulement en contre-courant (TC11), sont résumés dans le tableau 3.2 :

Table 3.2 : Séries de tests l'écoulement co-courant (TC1) et en contre-courant (TC11)

Cas test	Re_{vapeur}	Re_{eau}	P, bar	T_{eau}, K	h_{eau}, mm
TC01	51051	28082	6.97	300.2	31
TC11	36800	23080	6.98	299.9	31

En régime d'écoulement co-courant, deux (02) simulations pour un nombre Reynolds élevé et moyen sont utilisés dans la préparation du setup du code.

3.1.3.1 Méthodes numériques utilisées et simulation

L'écoulement diphasique eau-vapeur est turbulent et co-courant, les vitesses à l'entrée sont respectivement $u_{eau} = 0.28\, m.s^{-1}$ et $u_{air} = 3.2\, m.s^{-1}$. L'interface est à $\delta = 0.031\, m$ et la phase vapeur est à la température de saturation $T_{v.sat} = 437.98\, °K$ pour la pression 6.97 bar. Un maillage très grossier a été choisi de 720x120 pour une simulation en 2D. Un raffinement de maillage au voisinage de l'interface a été établi afin d'avoir plus d'information à l'interface liquide-vapeur. La simulation a été lancée pour un temps physique de 5 s d'un pas de temps de 0.001.

Les modèles de condensation implémentés dans le code ont été testés afin de vérifier le problème « overshoot » rencontré pendant la simulation. On a essayé de lancer la simulation pour chaque 500 itérations et voir le fichier ' masse_conserve.dat' généré comme fichier de sortie par le code. Les données du taux de condensations ont été résumées dans le la figure 3.13.

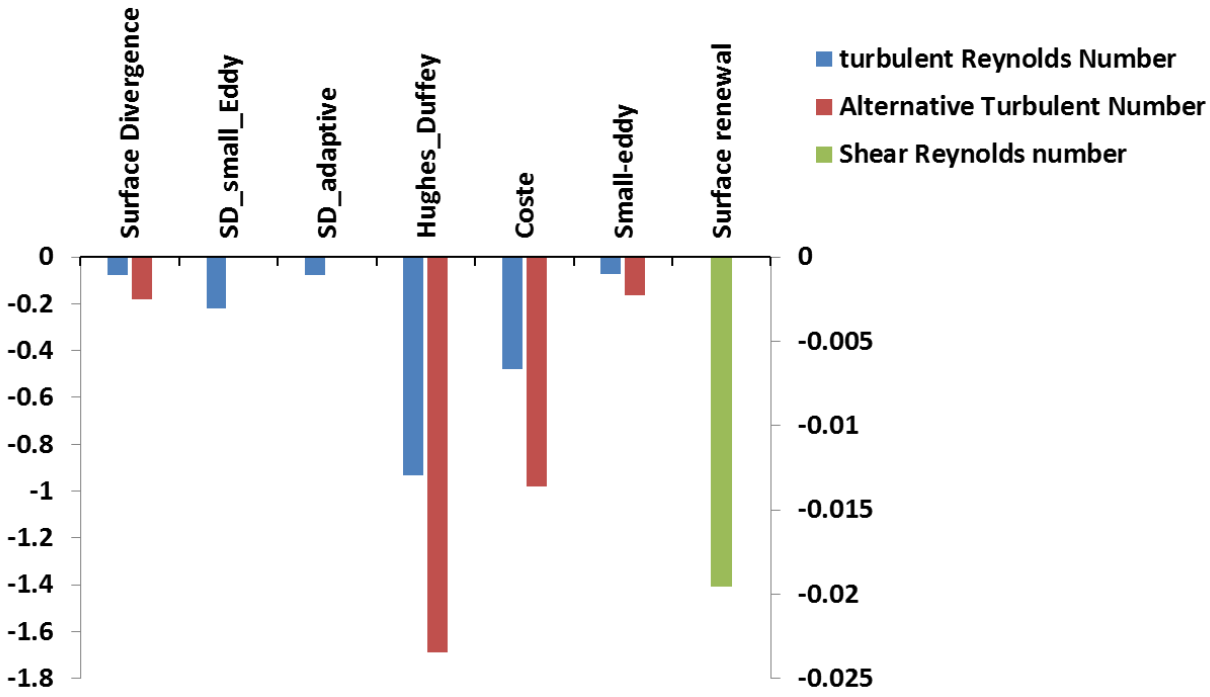


Figure 3.13 : Comparaison des différents modèles de la DCC en fonction du nombre de Reynolds

En fonction du nombre de Reynolds turbulent, les modèles de transfert de masse interfaciale se diffèrent. Les résultats variables des débits de condensation obtenus pour chaque modèle, démontrent l'influence de la turbulence sur la variation du taux de condensation.

3.1.3.2 Résultats préliminaire obtenus par le code TransAT

Des résultats préliminaires d'un écoulement stratifié *co-courant* sur la surface libre ont été obtenus par le code Trans*AT*. Ces résultats ont été présentés pour un nombre de Reynolds élevé de la vapeur d'eau du cas test TC01.

3.1.3.3 Influence du maillage sur les modèles de turbulence

Afin de vérifier l'influence de la grille du test case sur le choix des modèles de la turbulence à savoir les modèles de RANS et VLES, un maillage très fin à l'interface a été réalisé par deux et trois cellules (figure 3.14). Cette configuration permet de résoudre la couche visqueuse à l'interface. La hauteur adimensionnelle de la cellule de maillage y+ doit être égale à 1 à l'interface, par contre, la diffusion numérique est difficile près de l'interface ce qui nécessite un temps de simulation plus grand. Cela peut conduire vers le choix d'un maillage grossier (cas1 et cas 2 dans le tableau 3.3).

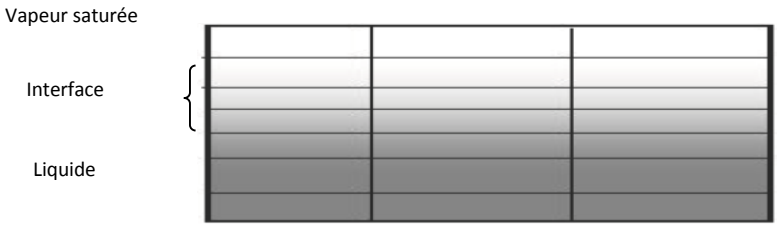


Figure 3.14: Représentation de la surface libre par un maillage fin à l'interface

Table 3.3 : Influence du maillage sur la diffusion de la température à l'interface

Modèle **Cas**	**URANS**	**URANS** **Avec Amortissement de la turbulence à l'interface**	**V-LES**	**V-LES** **Avec Amortissement de la turbulence à l'interface**
Cas 1 : 240 x 60	Diffusion	Pas de changement	Grande diffusion	RAS
Cas 2 : 240 x 45	Diffusion	Pas de changement	Grande diffusion	RAS
Cas 3 : 720 x 120	Pas de diffusion	Pas de changement	RAS	RAS

Il a été remarqué dans le tableau que l'amortissement de la turbulence est importante le fait de choisir un maillage grossier. Ce choix est limité par l'utilisation des modèles de la turbulence que ce soit la méthode LES ou URANS. C'est pour cela que nous avons travaillé avec un maillage 240x60 afin d'obtenir une diffusion numérique en même temps d'avoir l'amortissement à l'interface.

Dans la figure 3.15, les profils de température pour différents modèles sont représentés. Le meilleur résultat a été obtenu par l'utilisation du l'amortissement de la turbulence pour le coté liquide.

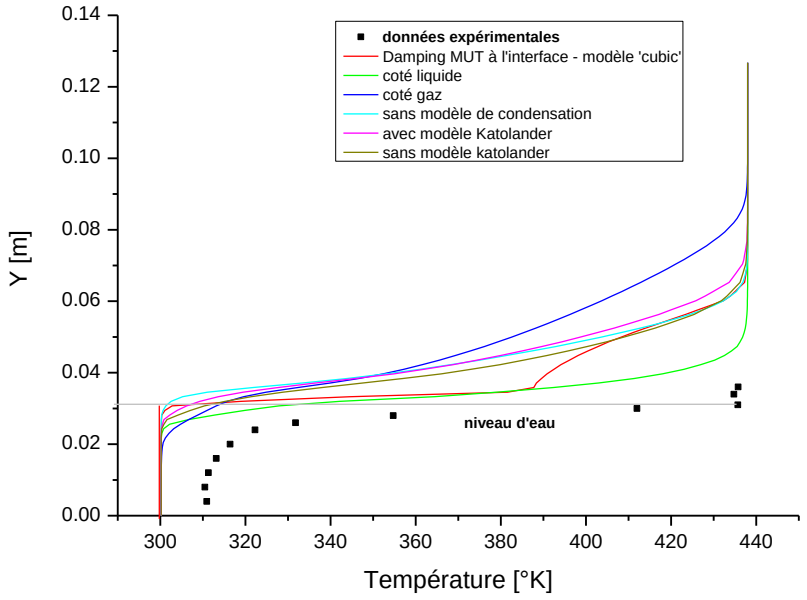


Figure 3.15 : Profils de températures obtenus pour différents modèles

3.1.3.4 Influence du niveau d'eau dans le canal

On a constaté que le maintien de niveau d'eau le long du canal a été le problème majeur de la simulation avec les CFD. Les conditions aux limites à la sotie ne doivent en aucun cas perturber l'interface liquide-vapeur. Donc, la chute de pression à la sortie du canal doit être importante pour avoir une simulation stable et une bonne convergence à la solution. A cet effet, nous avons proposé différentes solutions et configurations, l'introduction d'une chicane ou un mur à la sortie du canal et la proposition de faire des sorties pour l'eau et la vapeur en haut et en bas (figure 3.16).

Figure 3.16 : Configurations de maintien de niveau d'eau le long du canal pour un écoulement stratifié co-courant eau-vapeur

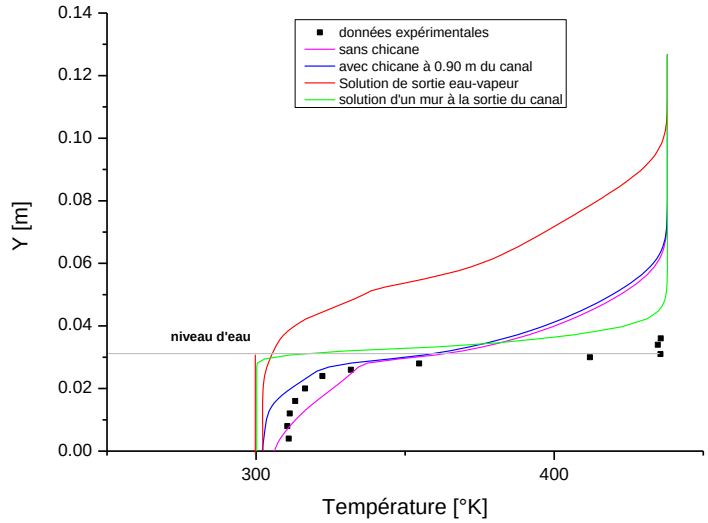


Figure 3.17 : Résultats de l'écoulement stratifié co-courant eau-vapeur pour différentes configurations de maintien de niveau d'eau le long du canal

3.1.3.5 Influence de la fonction de l'amortissement sur les modèles de la condensation

Les résultats sont présentés sur le tableau 3.4 .

Table 3.4 : Influence de la fonction d'amortissement à l'interface sur les modèles de la condensation

Modèles interfacials de la condensation / RANS	**Amortissement de la turbulence à l'interface**	**Sans amortissement de la turbulence à l'interface**
SD_small_Eddy	Estimé	Sur estimé
SD_adaptive	Estimé	Sur estimé
Surface_divergence	Estimé	Sur estimé
Hughes_Duffey	Estimé	Sur estimé
Coste	Estimé	Sur estimé
Small_eddy	Estimé	Sur estimé
Surface_renewel	Estimé	Sur estimé

On remarque que les modèles de la condensation à l'interface sont influencés par l'introduction de la fonction d'amortissement de la turbulence.

3.1.3.6 Remarques

- La présence de la phase liquide à la sortie (coté phase vapeur) à cause des effets d'entrée ; ce problème a été réglé par la modification de la méthode Level Set implémentée dans le code CFD TransAT.
- Le niveau d'eau pour toutes les simulations n'est pas maintenu à cause des effets de sortie (pressure outlet). La solution est de créer une chicane et des murs.
- Le modèle de condensation (SD_adaptive) donne de bons résultats.
- La simulation par le code de tous les projets crées a permis de remarquer un (overshoot) ce qui a conduit l'arrêt des calculs.
- Une surestimation de la turbulence à l'interface a été observée lors de la simulation de certains projets. Les modèles LES ou RANS ne donnent aucune grande différence de résultats. Le choix du modèle de la turbulence à l'interface est judicieux.
- Une influence considérable du modèle de la turbulence sur la condensation à l'interface a été remarquée. Ce qui explique de façon globale différents taux de condensation.

3.1.4 Experience de LIM (Steam Water Stratified Flow, SWST)

Le cas test de Lim [55] concerne un écoulement stratifié horizontal d'un fluide eau sous-refroidie et une vapeur saturée dans un canal de section rectangulaire de mur adiabatique. La vapeur et l'eau s'écoulent en écoulement co-courant. Trois régimes d'écoulement et de la surface libre sont observés ; lisses (S), transitoires (SW) et vagues (W). La diminution axiale du taux de la condensation est contrôlée par la condensation. Les dimensions de la section rectangulaire sont respectivement : 6.35 cm de la hauteur, l=30.48 cm d'épaisseur et de 160.1 cm de longueur. Le niveau d'eau à l'entrée est de δ_l=1.59 cm. Les données de l'expérience sont listées dans le tableau 3.5. Chaque expérience, les débits de l'eau, de la vapeur$\dot{m}_l$, $\dot{m}_g$et les températuresT_l, T_g sont utilisés dans les conditions aux limites d'entrée. La pression de service est supposée à la pression atmosphérique. La température du liquide à l'entrée est de 298.15 °K et les masses volumiques du liquide et de la vapeur sont respectivement 997 kg.m^{-3} and 0.5734 kg.m^{-3}. Les conditions d'entrée de l'énergie turbulente et la dissipation k et ε sont estimés. Une étude de sensibilité a montré que ces valeurs d'entrée ont un impact faible sur l'écoulement.

Table 3.5 : Les données de l'expérience de Lim

Cas	**Surface libre**	**Debit (kg/s)**		T_g **(°C)**	**Energie cinétique turbulente (m^{2}s^{-2})**		**Energie de dissipation (m^{2}s^{-3})**		**Vitesses (m/s)**	
		$\dot{m}_l$	$\dot{m}_g$		k_l x10^{-4}	k_g	ε_l x10^{-4}	ε_g	u_l	u_g
1	**S**	0.657	0.041	111	2.8	0.36	3.9	6.13	0.136	4.93
2	**S-W**	0.657	0.065	116	2.8	0.913	3.9	24.31	0.136	7.80
3	**S-W**	0.657	0.089	121	2.8	1.71	3.9	62.42	0.136	10.68
4	**S-W**	0.657	0.124	126	2.8	3.32	3.9	168.82	0.136	14.88
5	**W**	0.657	0.159	129	2.8	5.56	3.9	355.93	0.136	19.08
6	**W**	1.44	0.065	116	1.3	0.91	4.0	24.31	0.297	7.80
7	**W**	1.44	0.089	121	1.3	1.75	4.0	64.55	0.297	10.80
8	**W**	1.44	0.126	125	1.3	3.41	4.0	177	0.297	15.12

3.1.4.1 Méthodes numériques utilisées et simulation

La simulation par le code CMFD TransAT a été basée sur une géométrie 2D et en régime instationnaire. Un maillage orthogonal de 27 x 410 cellules a été choisi. Le modèle de turbulence $k-\varepsilon$ a été utilisé avec la fonction de l'amortissement de la turbulence à l'interface en considérant la surface libre comme un mur solide. Un maillage raffiné sur tous les côtés a été réalisé. La hauteur adimensionnelle de la cellule de maillage y+ égale à 1 à l'interface. Suivant la configuration géométrique de la boucle d'essai, une plaque horizontale a été simulée en partageant la section d'entrée en deux parties afin d'avoir un écoulement établi, la partie supérieure pour l'entrée d'eau et l'inférieure pour la vapeur respectivement. Dans la première phase de la simulation, les résultats sont convergés à partir des conditions d'entrée. L'écoulement a été établi sans que des modèles de changement de phase ne soient imposés. Dans la deuxième phase, les profiles des vitesses ont été développés et les modèles de changement de phase ont été ensuite activés. Les propriétés de la turbulence ont été maintenues avec des valeurs des intensités turbulentes de 8% et 3 % pour l'eau et la vapeur. Les valeurs de la viscosité turbulente du liquide et de la vapeur ont été fixées de 20 et 100. Le temps de calcul parallèle a été simulé de 5s avec un pas de temps variable de 0.0001 à 0.0005. Le CFL varie de 0.15 à 3 et la simulation a été tournée sur une machine de 16 processeurs pendant 4 heures de calcul physique.

3.1.4.2 Résultats et discussion

Dans le cas 1 de la surface lisse, les résultats de simulation obtenus par le code du taux de la condensation à différentes positions axiales de x=0.15m et x=1.23m à partir de l'entrée sont représentés dans la figure 3.18. L'augmentation du taux de la condensation interfaciale sur le côté liquide et à la sortie du canal a été observée. L'effet de la condensation joue un rôle de transfert de l'énergie à la couche interfaciale du liquide, ce qui va augmenter la température proche des parois.

Le calcul numérique détaillé des huit cas de l'expérience de la table 3.5 a été représenté dans la figure 3.19. Le modèle de Level set et le modèle adaptif de la condensation (Surface Divergence Adaptive model, ADS) ont été choisis. Les résultats prédits par le code ont été comparés avec ceux des données expérimentales pour cinq (05) positions axiales (0.157, 0.306, 0.586, 0.866, 1.233 m).

Dans le travail de Yao [42], quelques simulation ont été obtenues par le modèle à deux fluides et suggère qu'il n'existe pas un CFD qui calcul à la fois des interfaces lisses et en vagues. Alors que, tous les régimes ont été facilement obtenus par le code. Une étude similaire a été réalisée par [24] en utilisant le modèle modifié de la condensation dans le cas d'une surface lisse (SWST 1). Les résultats obtenus par le code montrent une bonne concordance avec ceux de l'expérience en particulier les simulations SWST1et SWST8 ou les surfaces sont respectivement lisses et en vagues. Le cas de la simulation SWST1, est scientifiquement intéressant. Les autres cas particulièrement les régimes des interfaces en vagues SWST5, SWST6, SWST7 et SWST8 représentées dans la figure 3.19, représentent généralement le contexte du phénomène du PTS.

Les cas SWST2, SWST3 et SWST4 représentent les régimes de transition entre une surface lisse et en vagues avec l'influence de la turbulence. Les mesures du cas SWST2 montrent que le régime est lisse à 40 cm de l'entrée du canal et ensuite devient en vagues.

L'extension de l'application des modèles de la condensation interfaciale dans le contexte du PTS a été apportée dans le papier de [24]. Dans notre étude, tous les cas des régimes de la surface libre sont traités alors qu'ils n'ont pas été simulés dans leur étude. Ces auteurs ont mis en évidence dans leur papier que l'effet de la turbulence sur le coefficient de transfert de masse est considérable. Les chercheurs [74] ont appuyé dans leurs études, l'influence de l'anisotropie de la turbulence sous la dynamique de la région sous la surface libre.

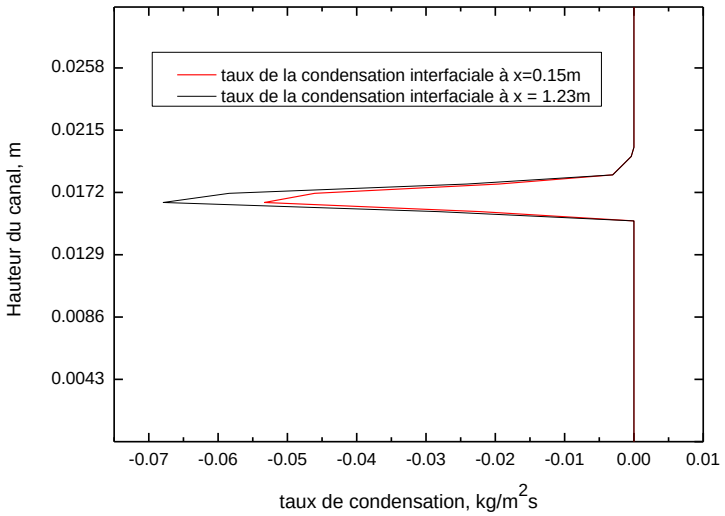
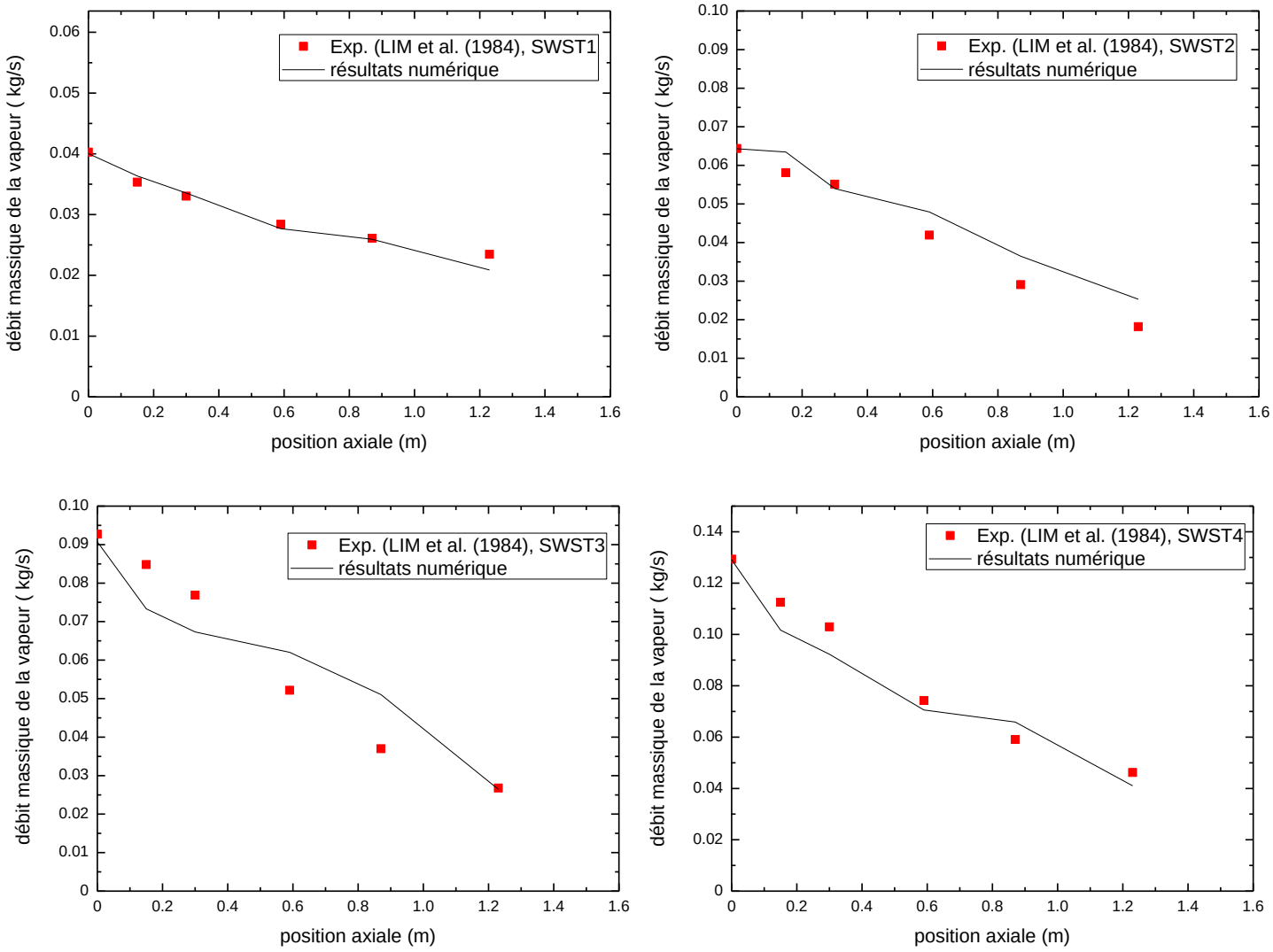


Figure 3.18 : Débit de la vapeur condensée à l'interface



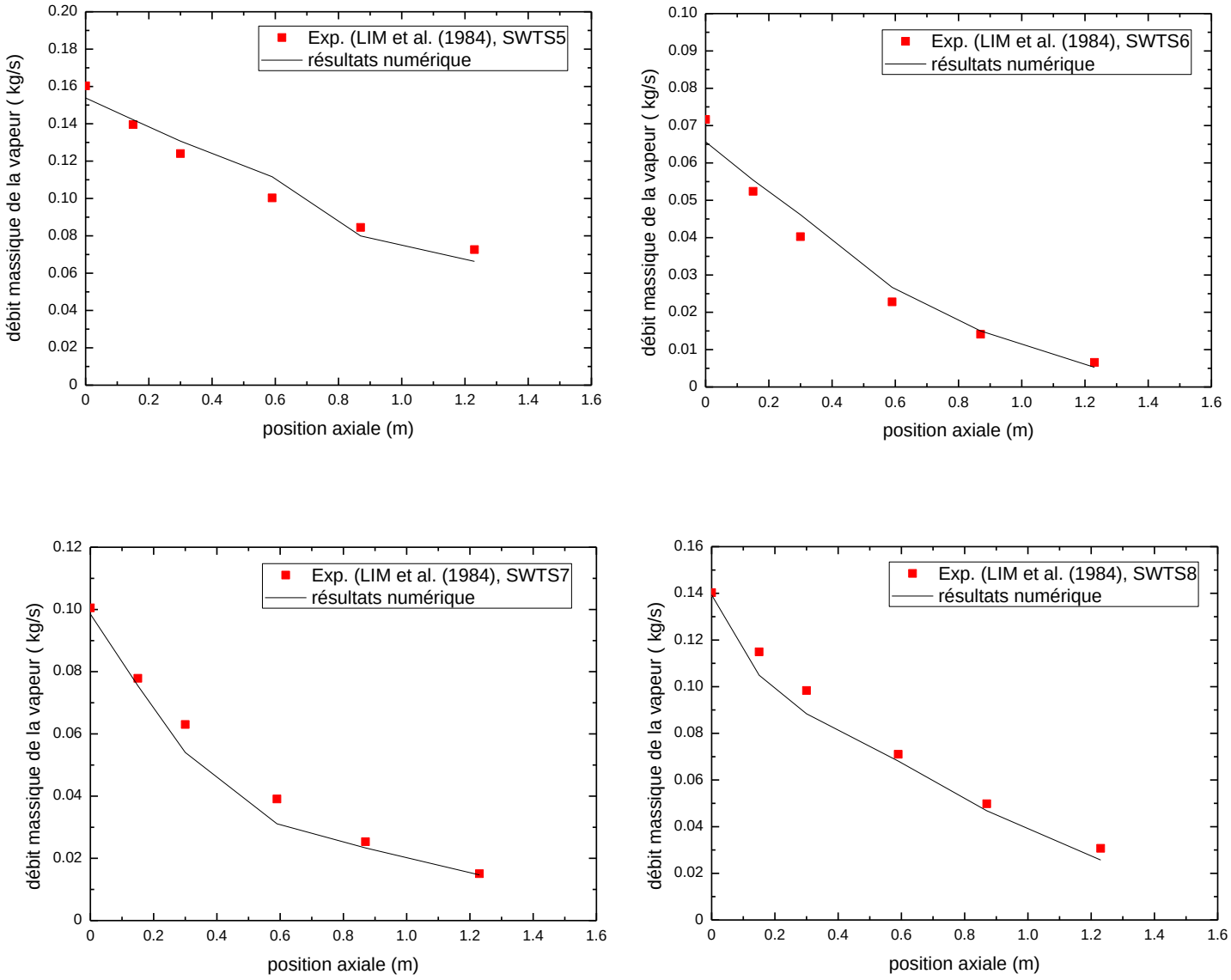


Figure 3.18 : Résultats numérique par le code CMFD TransAT des cas SWST ; comparaison avec les données expérimentales du débit massique de la vapeur dans cinq (05) positions axiales.

CHAPITRE 4

Résultats et Interprétation

Validations sur des boucles d’effets intégrales

Introduction

Les expériences prenant en compte l'ensemble des phénomènes élémentaires et donc – ce qui est essentiel – de leurs interactions sont qualifiées d'expériences globales ou encore "système". Leur objectif est de reproduire, éventuellement à échelle réduite mais avec tous les éléments du système étudié, l'enchaînement des processus physiques essentiels qui caractérisent leur fonctionnement, aussi bien dans des conditions normales que dans des conditions "aux limites", voire hors de ces limites (situations accidentelles). Pour être représentatives du comportement d'un réacteur en situation accidentelle, elles doivent respecter une certaine similitude en termes de géométrie et d'échelle.

Ces expériences dites de démonstration pour la similitude de la géométrie circulaire du combustible nucléaire dans lequel le phénomène complexe du PTS ont été réalisés. On sélectionne par exemple l'expérience UPTF [6], COSI [7], KAERI &KAIST [75-77], HYBISCUS [78], ROSA [79], TOPFLOW [80]. Ces expériences font apparaître les effets système et rendent possible l'acquisition de données ainsi que l'établissement de critères, sont nécessaires pour vérifier que les logiciels de calcul intégrant toutes ces connaissances rendent bien compte de la réalité du phénomène. Cette procédure de validation sera traitée dans ce chapitre.

4.1 Description du cas test : Expérience de KAERI

4.1.1 Schéma de la boucle d'essai et procédure expérimentale

La boucle d'essai de Kaeri & Kaist [75-77] est destinée à l'investigation sur le transfert de chaleur et de masse (condensation) interfacial d'un écoulement stratifié eau-vapeur à contre-courant dans un tube horizontal. Des données expérimentales de cette boucle ont été mises à notre disposition par l'entreprise Ascomp GmbH. Les séries de résultats sont délivrés dans le cadre d'un partenariat dans le projet Européen Nurisp (NUclear Reactor Integrated Simulation Project). La simulation numérique par le code CMFD TransAT est basée sur le cas test de la boucle d'essai de Kaeri.
La boucle et les dimensions de la section d'essai sont représentées schématiquement dans les figures 4.1 et 4.2 :

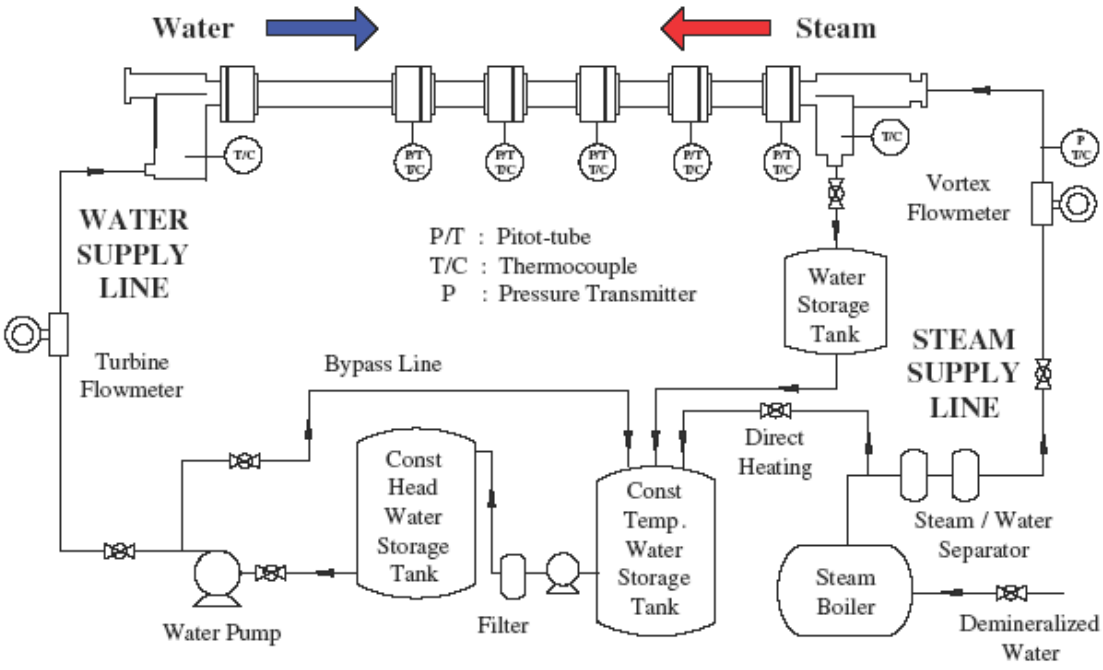


Figure 4.1 : Boucle d'essai de Kaeri

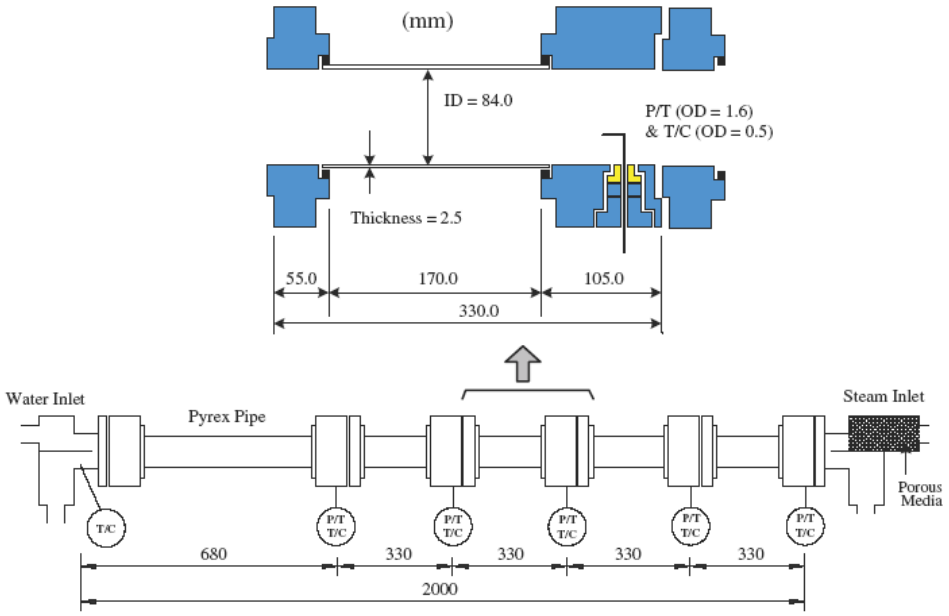


Figure 4.2 : Dimensions de la section d'essai de la Boucle Kaeri

La boucle d'essai est destinée pour mesurer le taux de condensation de la vapeur le long du canal circulaire lorsque la vapeur saturée et l'eau sous refroidie s'écoule dans la direction opposée. L'installation est munie, d'une section d'essai, de système d'alimentation de la vapeur et de l'eau, et de système d'acquisition de données. La vapeur est produite dans un générateur de vapeur de puissance 200 kW puis, passant dans un système de séparation vapeur-eau, cette vapeur est injectée directement dans la section d'essai de la boucle. La vapeur est purgée pour éliminer complètement les gaz non-condensés. Si la température de la vapeur atteint la température de saturation dans plus d'une heure (01h), on doit s'assurer que la vapeur à injecter est complément dans un état pur. La température de la vapeur dans le générateur est maintenue à 130°C pendant toute les phases de tests afin de compenser toute les pertes de chaleur dans la section d'essai. Les débits et les températures d'entrée sont contrôlés par les instruments de mesure installés près des vannes, des rebouilleurs et des échangeurs de chaleur. Le degré de sous-refroidissement de l'eau est aussi contrôlé par la mesure de température dans le réservoir d'eau d'alimentation.

La section d'essai est de 2.0 mètre de longueur et 0.084m de diamètre intérieur. Des thermocouples et des tubes de Pitot sont installés dans cinq (05) positions axiales le long de la veine pour mesurer la pression et la température. Les distances entre chaque point à partir de la première section d'essai est de 0.33m. Ces distances sont respectivement, 0.68, 1.01, 1.34, 1.67 et 2.00 m. Ces mesures sont collectées et traitées par un système d'acquisition de données.

4.1.2 Conditions expérimentales et matrice de test

Les conditions expérimentales de la boucle d'essai sont données dans le tableau 4.1, représentant les conditions de l'interface, lisse et à vague.

Table 4.1 : Conditions expérimentales

Condition d'interface	Température d'eau à l'entrée (°C)	Débit d'eau à l'entrée (kg/s)	Débit de la vapeur à l'entrée (kg/s)
Lisse	27.2	0.245	0.0071
Vague	26.1	0.183	0.0191

L'épaisseur locale de la couche d'eau (y_j) est liée fortement à la géométrie du tube. Une géométrie circulaire peut donner une épaisseur plus élevée que pour le cas d'un tube rectangulaire [77]. Cependant, la différence entre les géométries peut jouer un rôle important dans le changement des caractéristiques de transfert de masse et de chaleur à l'interface. Le taux de condensation de la vapeur est déduit à partir de l'augmentation de la température locale de l'eau. Pour évaluer les températures et les vitesses, des mesures ont été prélevées dans la direction radiale à l'aide de thermocouples depuis le fond du canal jusqu'à l'interface eau-vapeur δ (figure 4.3).

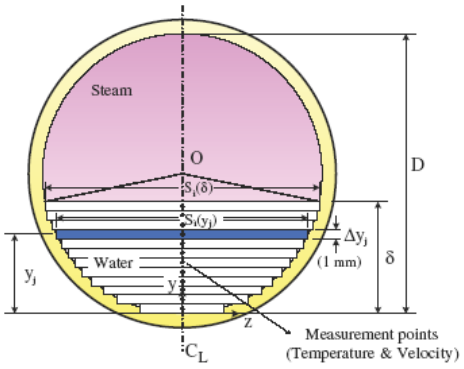


Figure 4.3: Représentation schématique de l'épaisseur locale de la couche d'eau

Dans les travaux de [76] [77], les profils de températures et des vitesses d'un écoulement contre- courant de l'eau et de vapeur pour une interface lisse et en vague sont représentées dans les figures suivantes :

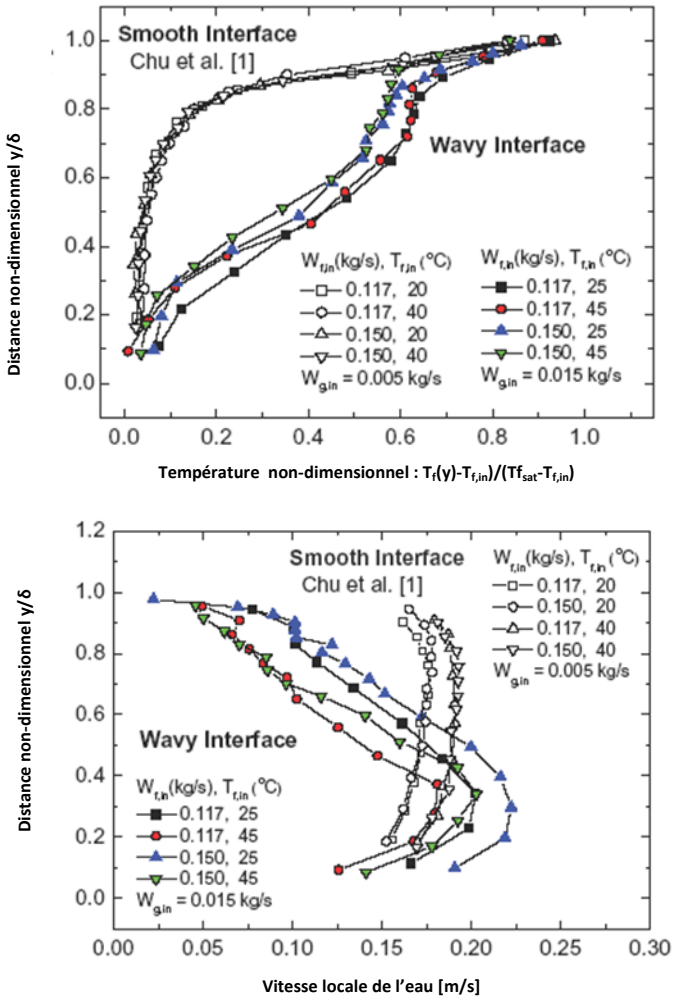


Figure 4.4: Expérience de Kaeri : Profils de la température et de la vitesse de l'eau

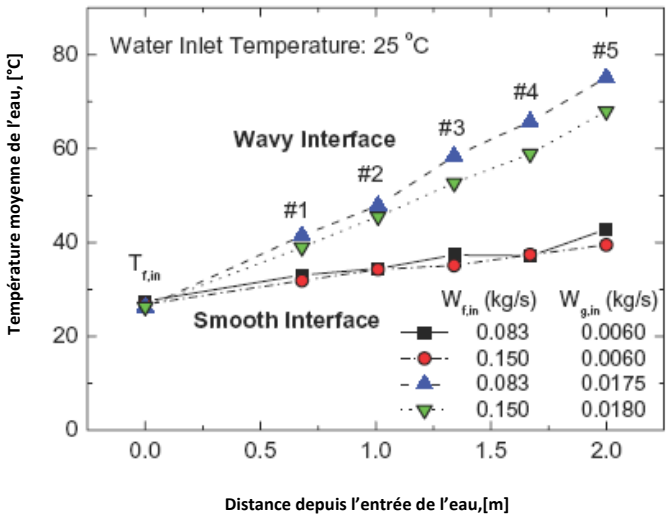
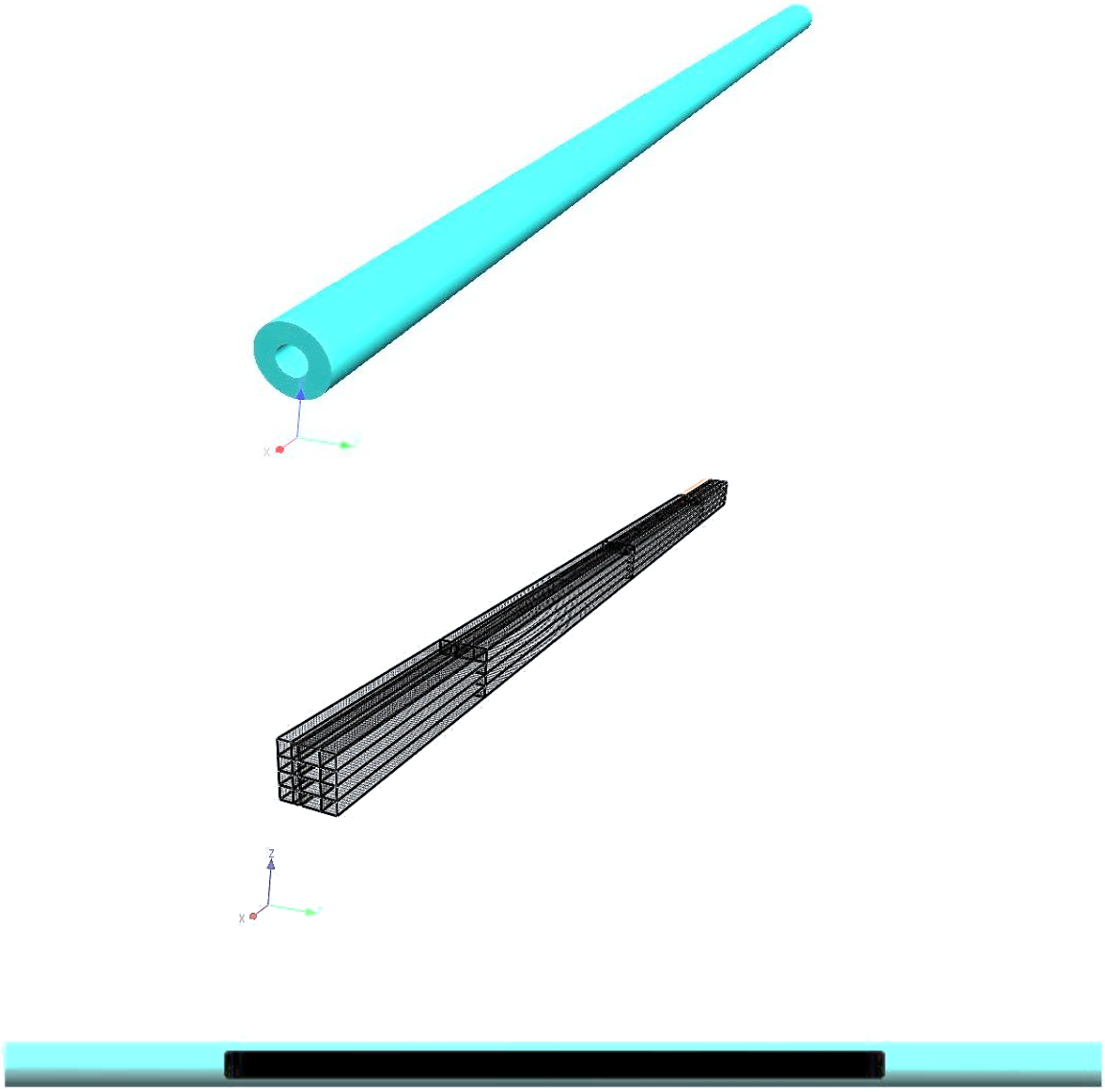


Figure 4.5: Augmentation de la température moyenne de l'eau le long du canal

4.1.3 Géométrie

La géométrie de la section d'essai de la boucle expérimentale de Kaeri a été simulée par le code CMFD TransAT en configuration à deux (02) et trois (03) dimensions. La conception de la géométrie du tube a été réalisée par le préprocesseur implémenté dans le code utilisant un maillage structuré de coordonnées cartésiennes. La particularité du maillage cartésien du code est la technologie des surfaces immergées (immersed surface technologie, IST), développée par l'équipe Ascomp et qui a pour principe d'immerger les objets solides dans une grille cartésienne, l'idée sous-tend est inspiré des techniques de suivi d'interface pour les écoulements diphasiques (Level Set), ou la phase liquide est prise comme positive et la phase gazeuse comme négative avec une interface nulle entre les deux phases. Dans le code TransAT, le domaine doit aussi être décomposé en plusieurs blocs de telle sorte que la simulation puisse fonctionner sur plusieurs processeurs. En effet, chaque bloc est assigné à un processeur (mais un processeur peut manipuler plusieurs blocs). Dans notre cas on a partagé le domaine en 64 blocs suivant la longueur de la conduite suite à notre disponibilité de manipuler cette simulation dans un cluster de calcul. La géométrie et le maillage sont représentés dans la figure 4.6.



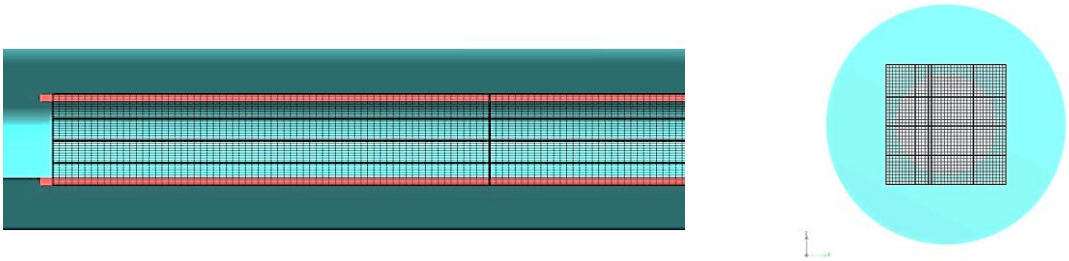


Figure 4.6: Géométrie en 3D, maillée par la technologie IST du code (à l'entrée (a), section transversale (b))

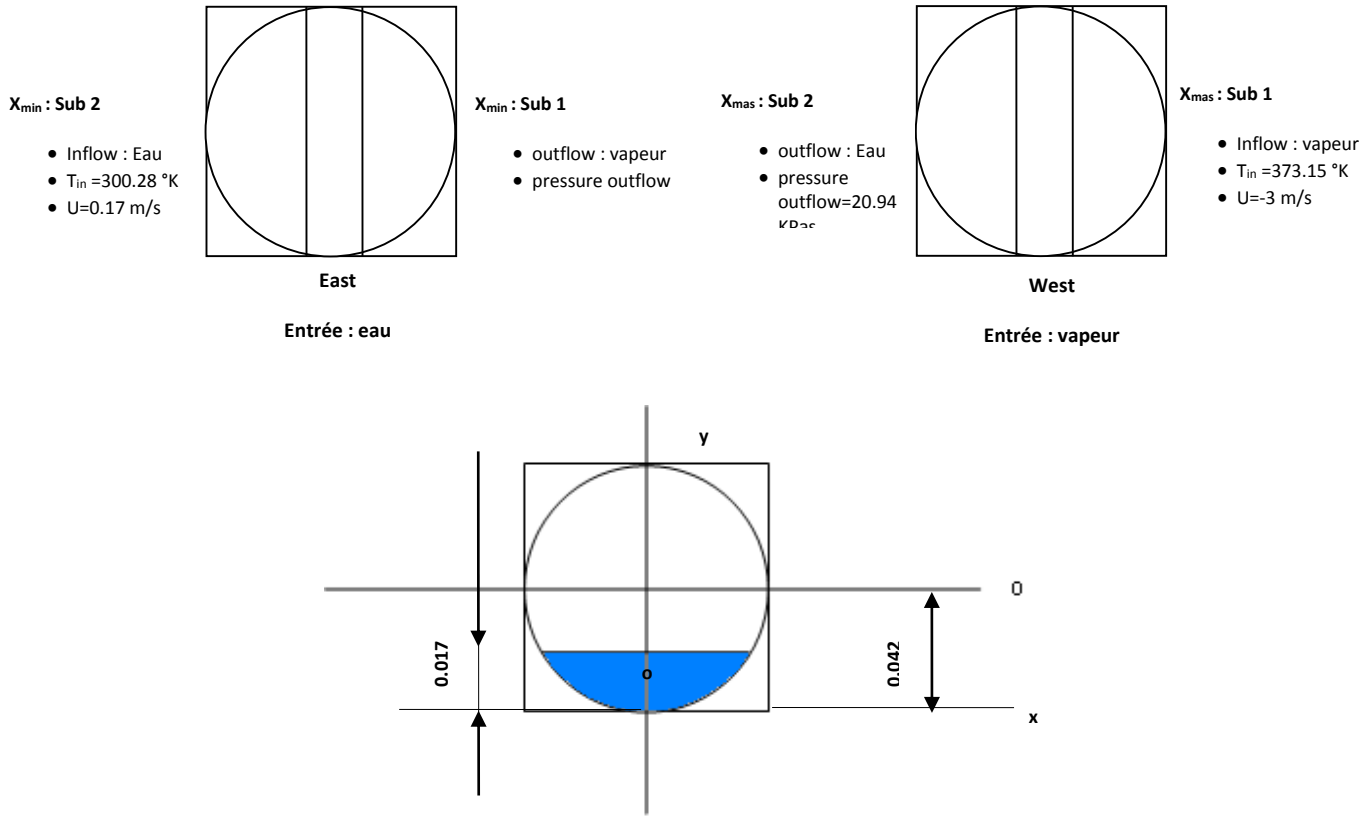


Figure 4.7 : Conditions d'entrée

4.1.4 Propriétés thermodynamiques des fluides

Les propriétés thermodynamiques appropriées des deux fluides (eau et vapeur saturée) utilisés dans la simulation sont données dans le tableau 4.2 :

Table 4.2: Propriétés thermodynamiques de la vapeur et de l'eau

Phases	**Masse volumique**	**Viscosité**	**Conductivité**	**Chaleur spécifique**	**Tension de surface**
Eau	997	$0.8527\ 10^{-3}$	0.6109	4181	0.073
Vapeur	0.58697	$1.22\ 10^{-5}$	0.025079	2.076	-

Les parois de la conduite sont supposées être rigides et imperméables et de rugosité négligeable (parois lisses), les conditions d'exploitation ont été spécifiées comme étant la pression normale atmosphérique (101,3 kPa) et 20 ° C de température. Les effets de la gravité sont comptabilisés et l'accélération due à la gravité est égale à 9,81 m/s^2.

4.1.5 Conditions aux limites

Les conditions aux limites ont été choisies sur la base de la configuration expérimentale décrite au paragraphe ci-dessus. A l'entrée du tube, les vitesses des deux phases eau-vapeur sont en écoulement contre-courant. Dans le côté droit, la vitesse de l'eau et sa température sont +0.21m/s et 300.28 k respectivement. Dans le côté gauche, la vitesse de la vapeur saturée est de -2.97 m/s. La méthode LEIS, a été utilisée en intégrant la modélisation Level Set et le modèle $k-\varepsilon$ de la turbulence ainsi que le modèle ASD de la condensation interfaciale.

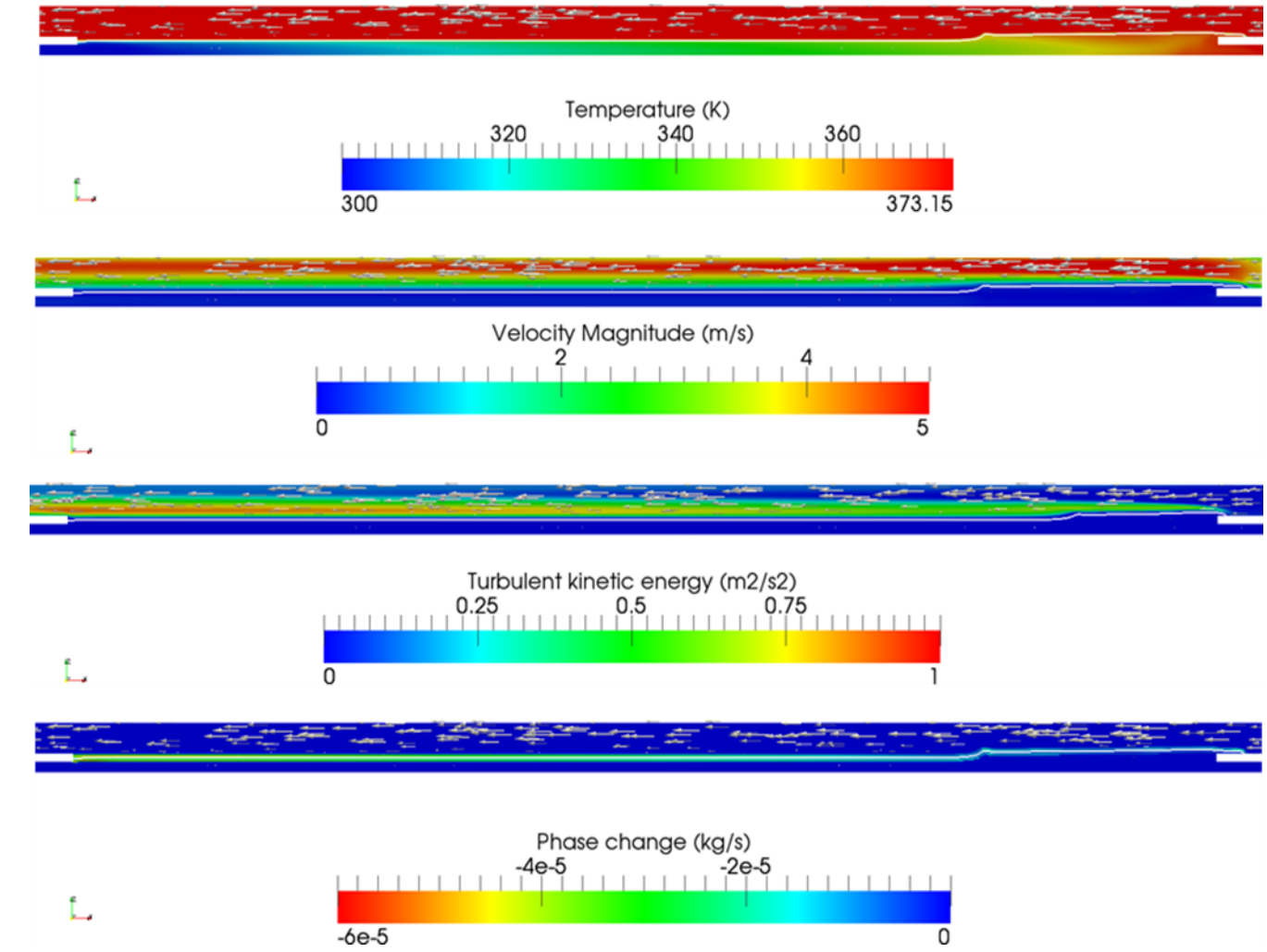
4.1.6 Méthodes numérique utilisées et simulation

La géométrie de la section d'essai de la boucle expérimentale de Kaeri a été simulée par le code CMFD TransAT en 2D et 3D. Un maillage uniforme, cartésien de 155 600 et de 558 505 cellules, et de 20x20 nœuds dans la section transversale a été choisie. Le modèle de la turbulence $k-\varepsilon$ a été utilisé avec les conditions aux limites à l'interface par l'introduction d'une fonction modifiée d'amortissement de la turbulence en supposant l'interface comme un solide. On a remarqué que si on n'introduit pas cette fonction, de grandes valeurs de viscosité turbulente peuvent conduire à des erreurs dans l'estimation du taux de glissement interfacial supposé le paramètre important dans la modélisation de transfert de masse. Un taux de turbulence élevé a été observé due au gradient élevé de vitesse. Un raffinement du maillage a été choisi dans la direction horizontale du tube. Ce remaillage adaptatif, consiste à ajuster la

taille des mailles en fonction des circonstances, en les rendant plus petites et plus serrées aux interfaces entre les deux milieux, là où les phénomènes physiques sont les plus complexes. Un schéma implicite, en mode transitoire a été lancé avec un pas de temps adaptif de 0.0002s. Pour une meilleur stabilité et convergence des résultats numériques, le schéma hybride a été utilisé pour les termes convective des variables d'état sauf pour la pression et la méthode Level Set, ou le schéma HLPA est utilisé. Le temps total de simulation a été estimé à 192 heures sur une machine de Huit processeurs pour la simulation 2D et de 1135 heures sur une machine de hautes performances de calcul (HPC) en utilisant le Protocol parallèle (MPI) pour la simulation en 3D.

4.2 Résultats et discussion

L'objectif principal du calcul avec le code CMFD TransAT est la possibilité de la prédiction du taux de condensation des cas industriels et de valider les modèles interfacials de transfert de masse implémenté dans le code, particulièrement le modèle ASD. La figure 4.8, montre les résultats quantitatifs d'un écoulement stratifié à contre-courant dans un tube horizontal. Les figures colorées sont représentent respectivement, les contours de la température, la vitesse, l'énergie cinétique de la turbulence et la condensation de la vapeur à l'interface. On a présenté de figures prises dans la région d'entrée de la vapeur des variables d'états. Le contour de vitesse présenté confirme que la vitesse de la vapeur a été diminuée dans la surface libre. La température locale est élevée ce qui est due au transfert de chaleur de la vapeur saturée vers le liquide froid.



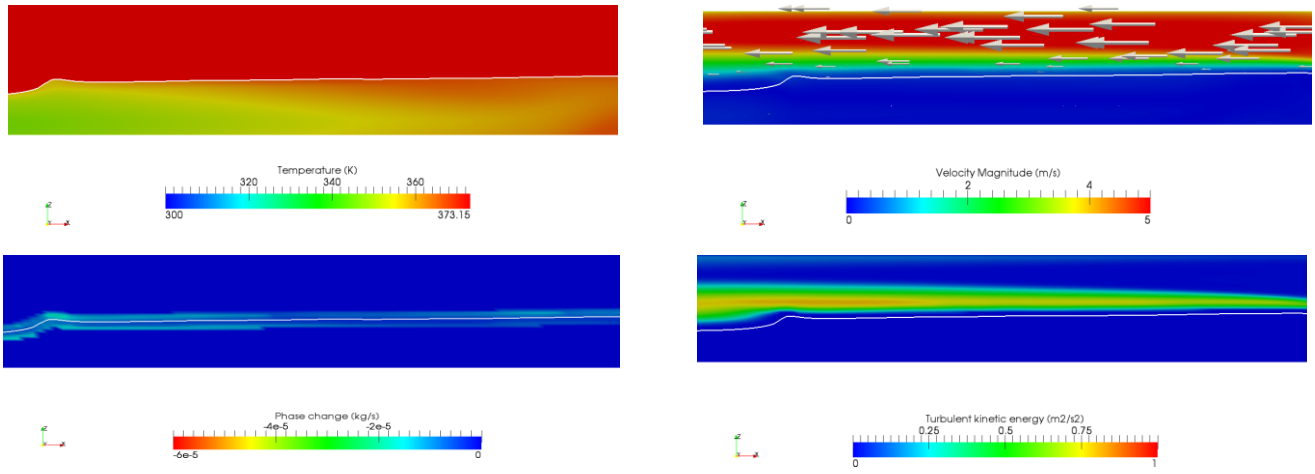


Figure 4.8 : Contours de la température, vitesse, énergie cinématique de la turbulence et la condensation de la vapeur.

Ces résultats confirment que la totalité de la condensation se manifeste dans la zone d'entrée, ou l'écoulement à contre-courant crée des mélanges la surface libre lisse eau-vapeur vers la partie inférieure de la paroi du tube.

Les résultats numériques ne sont pas confirmés si l'on compare avec les données expérimentales. Un désagrément total a été observé. Les valeurs de vitesse et de la température dans les mêmes conditions aux limites de la position axiale n° 5 à 2.00 mètre de l'entrée du tube ont été surestimées ; des mesures élevées des températures locaux du liquide ont été prédites à cause d'une forte condensation (figure 4.9 et figure 4.10). Cette déviation est la cause du glissement rapide de la vapeur sur la surface libre ; ceci à engendrer des frottements interfacials élevés. Le profil de vitesse ne s'accorde pas avec des valeurs mesurées de la boucle Kaeri. Les frottements interfacials génèrent une grande turbulence et celles-ci est indépendante de l'utilisation de la méthode (RANS, LES ou VLES). Les résultats du gradient important de la vitesse et de la fluctuation de la surface libre par la vapeur expliquent bien le désagrément des résultats prédits quand le modèle de l'amortissement de la turbulence n'est pas utilisé.

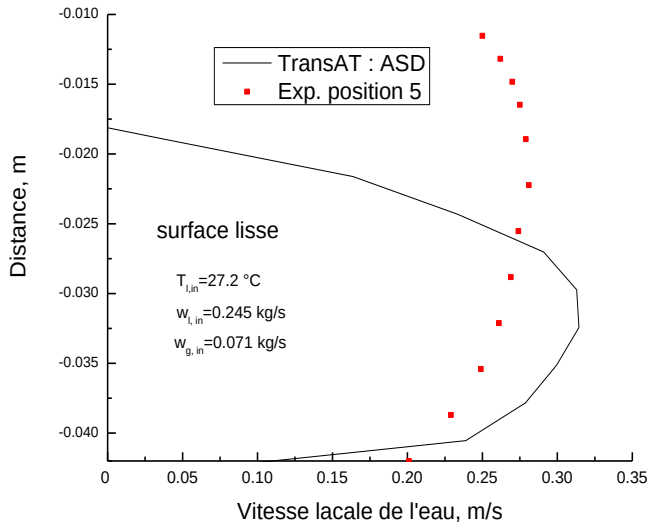


Figure 4.9 : Profil de vitesse locale de l'eau à la position axiale n°5 de l'entrée du tube

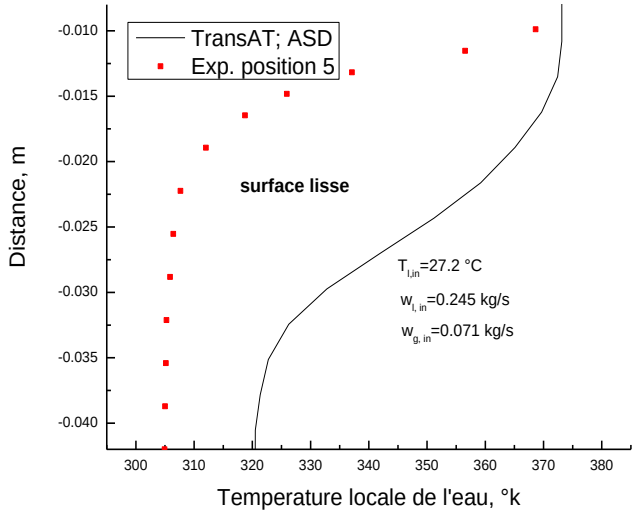


Figure 4.10 : Profil de la température locale de l'eau à la position axiale n°5 de l'entrée du tube

Les résultats de la modification de la fonction d'amortissement à l'interface sont présentés dans la figure 4.11. Cette fonction a donné de bons résultats par rapport au modèle analytique de Biberg. L'influence du maillage sur le résultat obtenu par le modèle AKN modifié a été observée.

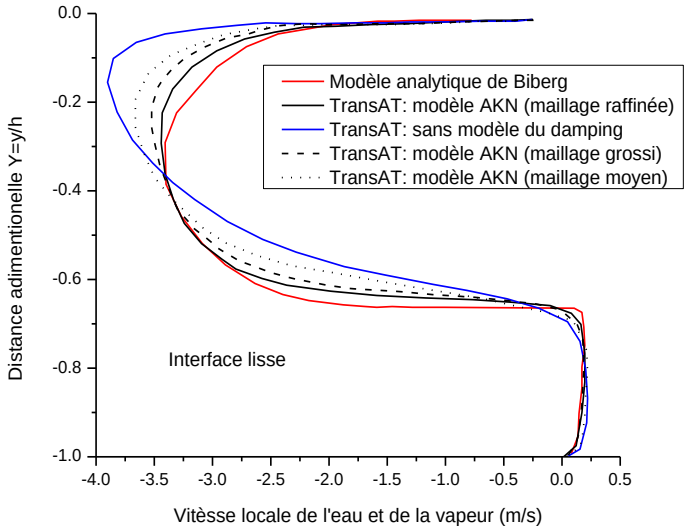


Figure 4.11 : Comparaison des profils de la vitesse locale de l'eau et de la vapeur obtenus par le modèle analytique de Biberg, le modèle AKN et le modèle du TransAT

Dans la figure 4.12, les profils de vitesse de la phase liquide ont été corrigés par l'implémentation du modèle modifié AKN de la fonction d'amortissement de la turbulence à l'interface. Les résultats numériques obtenus sont en bonne concordance avec ceux de l'expérience de Kaeri & Kaist pour les trois modèles de la condensation interfaciale à savoir Surface Divergence (SD), Surface Renewal (SR) and ASD avec VLES. Le modèle de changement de phase du renouvellement de la surface donne des résultats approchés. D'après ces résultats préliminaires, l'effet du sous-refroidissement doit être pris en compte pour améliorer les résultats obtenus de la température. Ce désagrément est bien observé dans la figure 4.11 : les températures locales de l'eau sur la position 1 de l'entrée du tube sont décalées à cause de la grande résistance thermique de l'eau. Ceci est la conséquence que le mélange reste dans la couche de l'interface. Cette résistance thermique empêche le mélange d'aller vers la région proche de la paroi.

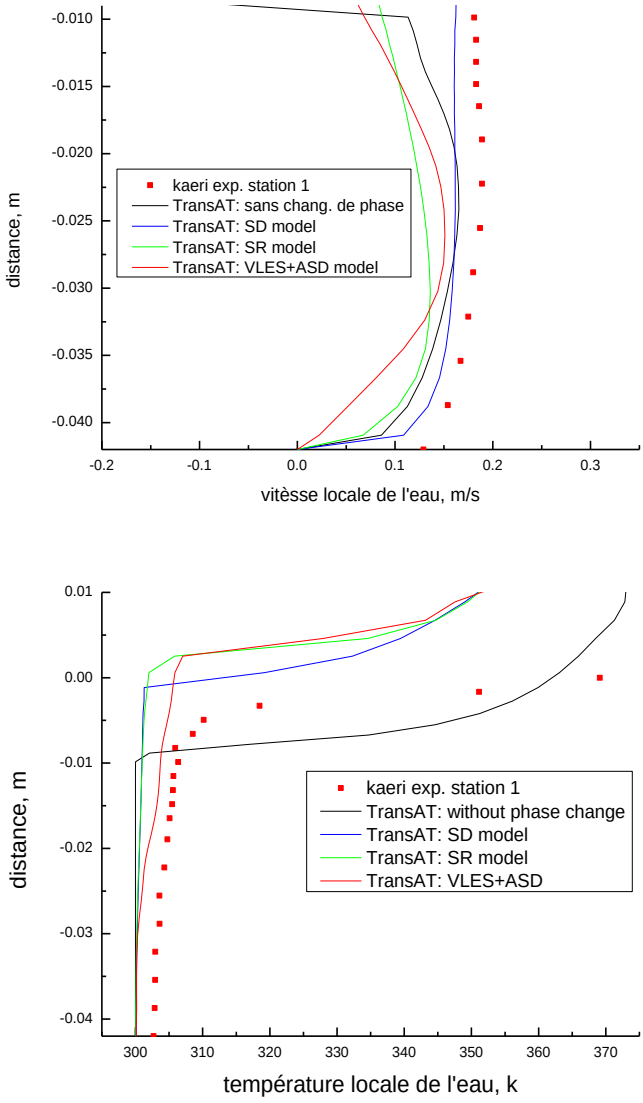


Figure 4.12 : Comparaison des profils de vitesses locale de l'eau et des profils de température locale obtenus par le code CMFD TransAT avec ceux des données expérimentales à la position n°1 du tube.

Un problème important a été remarqué lors de la validation du modèle ASD de changement de phase pour une grande température de sous-refroidissement ΔT_{sub}~70.0 K. Le modèle ASD donne des résultats prometteur dans le cas des températures de sous-refroidissement moyenne (par exemple : $\Delta T_{sub} \sim 10\ K$ (voir le tableau 2.1 des modèles de transfert de chaleur). Le modèle ASD de changement de phase par condensation a été développé pour un transfert de chaleur passif sans tenir en compte l'effet du sous-refroidissement. L'application de ce modèle et d'autres modèles de changement de phase doit être complétée par l'introduction du nombre de Jacob.

CONCLUSION GENERALE

Ce travail de simulation numérique m'a permis de mettre en valeur le traitement multiphasique du phénomène du choc thermique critique (PTS) par le code CMFD TransAT, de contribuer à la prédiction de la condensation en contact directe et d'avancer modestement les recherches sur ce phénomène dans le domaine de la thermohydraulique nucléaire. Notre choix a été porté sur l'utilisation de ce code grâce aux aspects spécifiques concernant son efficacité dans le domaine thermohydraulique, les méthodes innovantes développées concernant le maillage, les méthodes ITM et les modèles de condensation ont permis de faire la différence.

La méthodologie de validation et de qualification a été appliquée par ce code aux lois de fermetures implémentées, liées à notre étude, particulièrement les modèles de transfert de chaleur, de masse et de turbulence.

Il s'agit d'effectuer des validations par des traitements numériques des cas tests de boucles d'essai d'effets séparés et d'effet intégrales. La procédure de comparaison des résultats obtenus avec le code aux mesures réalisées lors de ces expériences permet de qualifier ou d'améliorer, si nécessaire les modèles physiques sur des expériences à échelle élémentaire, réduite ou à échelle globale au cours desquels existe un fort couplage entre les différents phénomènes élémentaires.

Ma contribution s'est articulée sur la détermination, du transfert thermique et de masse de l'écoulement stratifié eau et ou air-vapeur saturée sur toute la surface libre ainsi que, des profils de température et de vitesses. Des simulations numériques de ces cas tests des boucles d'essai ont été réalisées permettant de valider et de comparer les résultats de calcul avec ceux des données expérimentales, mises à ma disposition.

Mes travaux de simulation numérique sont basés sur la validation des résultats obtenus par le code TransAT avec ceux des données des expériences réalisées.

La simulation du cas test de la boucle d'essai de Thorpe et l'expérience de l'UCL réalisée en Belgique, les résultats de simulation par le code du temps critique d'apparition des instabilités de Kelvin-Helmholtz, la longueur critique, nombre critique, l'amplitude et la vitesse critique de la vague sont en bonne concordance à ceux de l'expérience.

Les résultats obtenus par l'expérience de HAWAC (Horizontal Air/water Channel) concernant le développement des vagues jusqu'à l'apparition de l'écoulement bouchon dans le canal ont été comparés avec ceux obtenus par le code TransAT ; les résultats du code sont aussi meilleurs que ceux obtenues par le code Neptune.

Ces cas tests ont été consacrés initialement pour la simulation numérique d'un écoulement co-courant stratifié eau et ou air et vapeur sans transfert de chaleur et de masse.

D'autant plus que l'objectif de la simulation est de déterminer le transfert de chaleur et de masse de la vapeur saturée au liquide à travers l'interface, mes travaux de simulation sont essentiellement basés sur l'expérience réalisée dans la boucle d'essai (LAOKOON, université de Munich) : plusieurs conclusions de validation et de tests de modèles de transfert de chaleur interfacial implémentés dans le code développé par la boite Ascomp. En fonction du nombre de Reynolds turbulent, les modèles de transfert de masse interfacial varient et les résultats obtenus pour chaque modèle montrent l'influence de la turbulence sur la variation du taux de condensation. On a remarqué que l'amortissement de la turbulence est importante le fait de choisir un maillage grossier. Ce choix est indépendant de l'utilisation des modèles de la turbulence LES ou URANS. Le cas d'un écoulement stratifié à contre-courant pour des nombre de Reynolds faibles et élevés ont été abandonné suite aux recommandations du développeur du code vue le manque de données expérimentales de la boucle.

La simulation du cas test de Lim a été effectuée sur une géométrie 2D et en régime instationnaire avec écoulement de la vapeur et de l'eau co-courant. Les trois régimes de la surface libre lisses, transitoires et en vagues ont été simulés. Les travaux antérieurs obtenus par le modèle à deux fluides suggèrent qu'il n'existe pas une CFD qui calcule à la fois tous les régimes cités. Dans notre étude, tous les régimes ont été facilement obtenus par le code et tous les cas sont simulés y compris ceux qui ne sont jamais traités par d'autres auteurs.

Les résultats obtenus par le code montrent une bonne concordance avec ceux de l'expérience en particulier les simulations ou les surfaces sont respectivement lisses et en vagues. Les autres cas et particulièrement les régimes lisses représentent généralement le contexte du phénomène du PTS.

La dernière simulation par le code TransAT s'est basée sur le cas test de la boucle d'essai Kaeri & Kaist. Cette boucle est destinée à l'investigation sur le transfert de chaleur et de masse (condensation) interfacial d'un écoulement stratifié eau-vapeur à contre-courant dans un tube horizontal. La géométrie a été simulée par le code CMFD TransAT en configuration à deux et trois dimensions. Les séries de résultats sont délivrées dans le cadre d'un partenariat dans le projet Européen NURISP (NUclear Reactor Integrated Simulation Project, en Anglais).

Les résultats quantitatifs de la température, de la vitesse, de l'énergie cinétique de la turbulence et le champ de la condensation de la vapeur ont été présentés dans cette étude. Ces résultats confirment que la totalité de la condensation se manifeste dans la zone d'entrée, ou l'écoulement en contre-courant créer des mélanges de la surface libre lisse eau-vapeur vers la partie inférieure de la paroi du tube. Les valeurs de vitesse et de la température ont été surestimées. Un désagrément entre les résultats numériques et ceux des données expérimentales a été observé. Cette déviation est la cause des frottements interfacials élevés ce qui génèrent une grande turbulence indépendamment de l'utilisation de la méthode (RANS, LES ou VLES).

Le désagrément des vitesses locales de l'eau a été corrigé par la modification de la fonction d'amortissement de la turbulence à l'interface. Les résultats numériques obtenus sont en bonne concordance avec ceux de l'expérience de Kaeri & Kaist pour les trois modèles de la condensation interfaciale à savoir surface divergence (SD), Surface Renewal (SR) and ASD avec VLES. Néanmoins, le modèle de changement de phase du renouvellement de la surface donne des résultats approchés. Car l'effet du sous-refroidissement n'a pas été pris en compte. Une recherche bibliographique justifie le désagrément des profils températures est que le modèle ASD de changement de phase par condensation a été développé pour un transfert de chaleur passif sans tenir en compte l'effet du sous-refroidissement. L'application de ce modèle et d'autres modèles de changement de phase doit être complétée par l'introduction du nombre de Jacob.

En perspective, la simulation numérique de la condensation en contact direct suite à l'injection de secours dans la branche froide lors d'un accident de type petite brèche, recommande l'étude de ce phénomène dans des boucles d'essai à échelle 1 :1, en géométrie 3D. Le maillage fin de la structure géométrique demande beaucoup d'espace mémoire, ce qui nécessite un calcul parallèle avec multi processeurs dédié à la station de calcul de type 'cluster'.

Lorsqu'il s'agit d'étudier les aspects thermiques, de transfert de chaleur et de masse du phénomène de la condensation en contact direct pouvant se présenter dans le réacteur particulièrement en situation transitoire ou accidentel, un effort judicieux de modélisation et de simulation numérique en utilisant ce type de techniques avancées sera d'autant plus crédible si la modélisation se rapproche bien du phénomène physique.

Au-delà des objectifs tracés au cours de étude, les actions de retour d'expérience consistent essentiellement en une acquisition d'un savoir-faire, c.-à-d. de maitriser les techniques avancées de la simulation des phénomènes thermohydrauliques, et d'en tirer des informations capitales pour l'analyse de sureté des installations nucléaires.

RÉFÉRENCES

[1] Delhaye J M, thermohydraulique des réacteurs nucléaire, Collection génie atomique, édition EDP Sciences, (2008).

[2] AIEA safety standards. Deterministic Safety Analysis for Nuclear Power Plants. s.l.:IAEA SAFETY STANDARDS SERIES No. SSG-2 (2009).

[3] AIEA, C. N. D. S. D.. Évaluation et vérification de la sûreté des centrales nucléaires. s.l.:GUIDE DE SÛRETÉ Nº NS-G-1.2 (2005).

[4] Sievers, J., Boyd, C., D'Auria F.,. Thermal-hydraulic aspects of the international comparative assessment study on reactor pressure vessel under PTS loading (RPV PTS ICAS). In Proc. of the OECD/CSNI Workshop on Advanced Thermal-Hydraulic and Neutronic Codes: Current And Future Application, Barcelona, Spain (2000).

[5] IAEA,. Guidelines on pressurized thermal shock analysis for WWER nuclear power plants. IAEA Document IAEA-EBP-WWER-08. 2001

[6] Weiss, P.. UPTF experiment: principal full scale test results for enhanced knowledge of large break LOCA scenario in PWR's. In: Proceedings 4th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Karlsruhe, Germany, October (1989).

[7] Janicot, A., Bestion, D.. Condensation modelling foe ECC injection. Nucl. Eng. Des.145, 37-45 (1993).

[8] Lucas, D., Bestion, D., Bodele, E., Coste, P., Scheuerer, M., D'Auria, F., Mazzini, D., Smith, B., Tiselj, I., Martin, A., Lakehal, D., Seynhaeve, J.-M., Kyrki-Rajamäki, R., lvonen, M., Macek, J.,. An Overview of the Pressurized Thermal Shock Issue in the Context of the NURESIM Project. Sci. Technol. Nucl. Install. 13 (ID 583259) (2009).

[9] Bassa, B.R, , Pugha C.E, Sieversb J, Schulzb H. Overview of the International Comparative Assessment Study of Pressurized Thermal-Shock in Reactor Pressure Vessels (RPV PTS ICAS), International Journal of Pressure Vessels and Piping, Volume 78, Issues 2–3, February 2001, Pages 197–21 (2001).

[10] Egorov Y., et al, Validation of CFD codes with PTS-relevant test cases, 5th Euratom Framework Programm ECORA project WP4, (2004).

[11] Bestion, D., Guelfi, A. Status and perspective of two-phase flow modelling in the NEPTUNE Multiscale thermal-hydraulic platform for nuclear reactor simulation. Nucl. Eng. Technol.16 (1-3), 1-5 (2005).

[12] Guelfi, A., Bestion, D., Boucker, M., Boudier, P., Fillion, P., Grandotto, M., Herrard, J.M.,Hervieu, E., Peturaud, P.,. NEPTUNE A new software platform for advanced reactor thermalhydraulics. Nucl. Sci. Eng. 156, 282–324 (2007).

[13] Chauliac, C., Aragonés, J.M., Bestion, D., Cacuci, D.G., Crouzet, N., Weiss, F.P., Zimmermann, M.A.,. NURESIM- a European simulation platform for nuclear reactor safety: multi-scale and multi-physics calculations, sensitivity and uncertainty analysis. FISA 2009. Praha, Czech Rep., June 22–24 (2009).

[14] Bestion, D., Lucas, D., Smith, B., Boucker, M., Scheuerer, M., d'Auria, F., Lakehal, D.,Macek, J., Tiselj, I., Hazi, G., Tanskanen, V., Ilvonen, M., Seiler, N., Boetcher, M.,Anglart, H., Bartosiewicz, Y.,. Two-phase CFD advances in the NURESIM and NURISP projects. In: Proc. ICONE18, Xi'an, China, May 17–21 (2010b).

[15] Bestion, D., Lucas, D., Anglart, H., Niceno, B., Vyskocil, L.,. Multiscale ther-malhydraulic analyses performed NURESIM and NURISP projects. In: Pro. ICONE20, Anaheim, CA, USA, July 30–August 12 (2012).

[16] Tsai, T., Yue, D. K. P.,. Computation of nonlinear free surface flows", Annual Review of Fluid Mechanics 28, 249-78 (1996).

[17] Yadigaroglu, G.,. The interfacial area in transient computations: review and developments", Trends in numerical and physical modeling for industrial multiphase flows, Mini symposium on interfacial area, Institut d'Etudes scientifiques de Cargèse (Corse), 27-29 Sept, France (2000).

[18] Mousa, A., Paras, S. V., Karabelas, A. J.,. CFD code application to wavy stratified gas-liquid flow. Trans. IChemE 79, 561-568 (2001).

[19] Yao, P., Coste, P., Bestion, D.,. Two-phase Pressurized Thermal Shock investigations using 3D two-fluid modelling of stratified flow with condensation. In: Proc. 10th international topical meeting on nuclear reactor thermal hydraulics (NURETH-10), pp. 5-9 (2003).

[20] Yadigaroglu, G.,. Computational Fluid Dynamics for nuclear applications: from CFD to multi-scale CMFD. Nucl. Eng. Des. 235, 153-164 (2005).

[21] Lucas, D., Coste, P., Höhne, T., Lakehal, D., Bartosiewicz, Y., Bestion, D., Scheuerer, Galassi, M.C.,. CFD modeling of free surface flow with and without condensation. Multiphase Sci. Technol. 23 (2-4), 253–342 (2011).

[22] Bestion, D.,. Applicability of two-phase CFD to nuclear reactor thermalhydraulics and elaboration of Best Practice Guidelines. Nucl. Eng. Des. 253, 311-321 (2012).

[23] Apanasevich, P., Coste, P., Niceno, B., Heib, C., Lucas, D.,. Comparison of CFD simulations on two-phase Pressurized Thermal Shocs scenarios. Nucl. Eng. Des., 266, 112-128 (2014).

[24] Lakehal, D., Labois, M,. A new modelling strategy for phase-change heat transfer turbulent interfacial two-phase flow. Int. J. Multiphase Flow 37, 627-639 (2011).

[25] Lucas, D., (Editor), "Identification of relevant PTS-scenarios, state of the art of modelling and needs for model improvements", 6th Euratom Framework Program NURESIM, Deliverable D2.1.1, (2005b).

[26] Lahey Jr, R.T., Drew, D.A., 'The analysis of two-phase flow and heat transfer using a multidimensional, four field, two-fluid model', Nuclear engineering and design, Vol. 204, pp. 29-44, (2001).

[27] Petalas N. and Aziz K.: "A Mechanistic Model for Multiphase Flow in Pipes", J. Can. Pet. Tech. 39, 43-55, (2000).

[28] Sussman, S., Smereka, P., Osher, S.. A level-set approach for computing incom-pressible two-phase flow. J. Comput. Phys. 114, 146–161, (1994).

[29] Bousbia, S.A., Moretti, F., D'Auria, F.. State of the Art and Needs for Jet Instabilities and Direct Contact Condensation Model Improvements, J. Nucl. Technol. Radiation Protection, 12 (1), 58-66, (2007).

[30] Banerjee, S., Lakehal, D., and Folgosi, M.,. Surface divergence models for scalar exchange between turbulent streams. Int. J. Multiphase Flow 30 (7-8), 963-977 (2004).

[31] McKenna, S.P., McGillis, W.R.. The role of free-surface turbulence and surfactants in air-water gas transfer. Int. J. Heat and Mass Transfer 47 (3), 539-553, (2004).

[32] Linehan, J.H. . The Interaction of Two-Dimensional Stratified Turbulent Air-Water and Steam-Water Flows. Ph.D. Thesis, Dept. of Mech. Eng., University of Wisconsin, (1968).

[33] Theofanous, T.G., Houze, R.N., Brumfield, L.K.,. Turbulent mass transfer at free gas-liquid interfaces, with applications to open-channel, bubble and jet flow. Int. J. Heat Mass Transfer 19, 613-624, (1978).

[34] Banergee, S.,. A surface renewal model for interfacial heat and mass transfer in transient two-phase flow. Int. J. Multiphase Flow 4, 571-573, (1978).

[35] Thomas, R.M.,. Condensation of Steam on Water in Turbulent Motion. Int. J. Multiphase Flow 5, 1, (1979).

[36] Bankoff, S.G.,. Some condensation studies pertinent to LWR safety. Int. J. Multiphase Flow 6, 51-67, (1980).

[37] Kim, H.J., Bankoff, S.G.,. Local Heat Transfer Coefficient for Condensation in Stratified Countercurrent Steam-Water Flows. ASME J. Heat Transf. 105, 706, (1983).

[38] Celata, G.P., Cumo, M., Farello, G.E., Focardi, G.,. Direct contact condensation of steam on slowly moving water. Nuc. Eng. Des. 96, 21-31, (1986).

[39] Ruile, H.,. Heat transfer by direct contact condensation in stratified two-phase flow at high system pressure. Two-phase Flow Modelling and Experimentation, 269-276, (1995).

[40] Danckwerts, P.V.,. Significance of liquid film coefficients in gas absorption. Ind. Engng Chem. 43, 1460-1467, (1951).

[41] Higbie, H.,. The rate of absorption of a pure gas into a still liquid during short periods of exposure. Trans. AIChE 31, 365-388, (1935).

[42] Yao, P., Coste, P., Bestion, D., Bouker, M.,. A three-dimensional two-fluid modelling of stratified flow with condensation for Pressurized Thermal Shock investigations. J. Nucl. Technol. 153, 129-142, (2005).

[43] Schiestel, R., Modélisation et simulation des écoulements turbulents, Hermès, Paris, France, (1993).

[44] Jayatilleke, C. L. V., "The influence of Prandtl number and surface roughness on the resistance of the laminar sub-layer to momentum and heat transfer," Progress in Heat and Mass Transfer, vol. 1, p. 193, (1969).

[45] Shen, L., Triantafyllou, G.S., Yue, D.K.P.. Turbulent diffusion near a free surface. J. Fluid Mech. 407, 145-166, (2000).

[46] Y. Yamamoto, T. Kunugi, and A. Serizawa, "Turbulence statistics and scalar transport in an open-channel flow," Journal of Turbulence, vol. 2, no. 10, pp. 1–16, (2001).

[47] Banerjee, S., Rhodes, S. & Scott, D.. Mass transfer through falling wavy liquid films in turbulent flows. Industrial & Engineering Chemistry Fundamentals 7, 22, (1968).

[48] Hughes, E. & Duffey, R.. Direct contact condensation and momentum transfer in turbulent separated flows. Int. J. Multiphase Flow 17, 599-619 (1991).

[49] Coste, P., Ortolan, A.,. Two-phase CFD PTS validation in an extended range of thermohydraulics conditions covered by the COSI experiment. Nucl. Eng. Des. 279, 158-170 (2014).

[50] Cerne, G., Petelin, S., Tiselj, I.,. Coupling of the interface tracking and the two-fluid models for the simulation of incompressible two-phase flow. J. Comput.Phys. 171, 776–804 (2001).

[51] Coste, P.,. A large Interface Model for two-phase CFD. Nucl. Eng. Des. 255, 38-50 (2013).

[52] Lakehal, D., Labois, M.,. A level-Set based interfacial heat and mass transfer model built in TransAT. In: Proc. ICMF10, Tampa, Florida, USA, May 30–June 4 (2010).

[53] Lakehal, D., Meier, M., Fulgosi, M.,. Interface tracking for the prediction of interfacial dynamics and heat transfer in multiphase flows. Int. J. Heat Fluid Flow 23, 242-257 (2002).

[54] Davis, J. & Yadigaroglu, G.,. Direct contact condensation in hiemenz flow boundary layers. Int. J. Heat and Mass Transfer 47, 1863-1875 (2004).

[55] Lim, I. S., Tankin, R. S., and Yuen, M. C.,. Condensation measurement of horizontal cocurrent steam/water flow. J. Heat Transfer Trans. ASME, 106, 425-432 (1984).

[56] Lakehal, D., Fulgosi, M., Banergee, S., Yadigaroglu, G.,. Turbulence and heat exchange in condensing vapor-liquid flow. Phy. Fluids 20, 65-101 (2008b).

[57] Lakehal, D., Fulgosi, M., Yadigaroglu, G.,. Direct numerical simulation of condensing stratified flows. J. Heat Transf. 130 (2), 10 (2008a).

[58] Coste P.,. Computational simulation of multi-D liquid-vapor thermal shock with condensation. In: Proceedings of ICMF'04. Yokohama, Japan (2004).

[59] TransAT inc.. TransAT 5.2 manual series (2015).

[60] Lakehal, D.,. LEIS for the prediction of turbulent multifluid flows for thermal hydraulics applications. Nucl. Eng. Des. 240, 2096-2106 (2010).

[61] Liovic, P., Lakehal, D.,. Interface-turbulence interactions in large-scale bubbling processes. Int. J. Heat Fluid Flow 28, 127-144 (2007a).

[62] Liovic, P., Lakehal, D.,. Multi-physics treatment in the vicinity of arbitrarily deformable fluid–fluid interfaces. J. Comput. Phys. 222, 504-535 (2007b).

[63] Reboux, S., Sagaut, P., Lakehal, D.,. Large-Eddy simulation of sheared interfacial flow. Phys. Fluids 18, 105 (2006).

[64] Höhne, T., Mehlhoop, J.P.,. Validation of closure models for interfacial drag and turbulence in numerical simulations of horizontal stratified gas–liquid flows. Int. J. Multiphase Flow 62, 1-16 (2014).

[65] Biberg, D.,. A mathematical model for two-phase stratified turbulent duct flow. Multiphase Sc. and Tech., 49 (1), 1-48 (2007).

[66] Thorpe, S.A.,. Experiments on the instability of stratified shear flows: immiscible fluids, Journal of Fluid Mechanics, 39, 25–48 (1968).

[67] Bartosiewicz, Y., Laviéville, J., Seynhaeve, J.M.,. A first assessment of the NEPTUNE_CFD code: Instabilities in a stratified flow comparison between the VOF method and a two-field approach, International Journal of Heat (2008).

[68] Schrooyen, P. and Thiry S.,. Investigations expérimentales et numériques sur les instabilités de Kelvin-Helmholtz à l'interface entre deux fluides immiscibles, Intenal report, Dept. Mechanical Engineering, UCL Belgium (2010).

[69] Vallée, C., Höhne, T., Prasser, H.-M. and Sühnel, T. ,. Experimental investigation and CFD simulation of horizontal stratified two-phase flow phenomena, Nucl. Eng. Design, 238 (3), 637-646 (2008).

[70] Scheuerer M., 'Selection of PTS-Relevant Test Cases', EC-report EVOL-ECORA-D05a. (2003).

[71] Ruile, H., , Direktkontaktkondensation in geschichteten Zweiphasenströmungen, Fortschr.-Ber. VDI, Reihe 19, Nr. 88, Düsseldorf, VDI Verlag (in German) (1996).

[72] Hein, D., Ruile, H., Karl, J., , Kühlmittelerwärmung bei Direktkontaktkondensation an horizontalen Schichten und vertikalen Streifen zur Quantifizierung des druckbelasteten Thermoschocks, BMFT Forschungsvorhaben 1500906, Abschlußbericht, Lehrstuhl für Thermische Kraftanlagen, TU München (in German) (1995).

[73] Goldbrunner, M., Karl, J., Hein, D., , Experimental Investigation of Heat Transfer Phenomena during Direct Contact Condensation in the Presence of Non Condensable Gas by Means of Linear Raman Spectroscopy, 10th International Symposium on Laser Techniques Applied to Fluid Mechanics, Lisbon, (2000).

[74] Coste, P., Laviéville, J., Pouvreau, J.,Baudy C., Guingo M., Douce A.,. Validation of the large interface method of NEPTUNE_CFD 1.0.8 for Pressurized Thermal Shock (PTS) applications. Nucl. Eng. Des. 253, 296-310 (2012).

[75] Chu, I.-C., Chung, M. K., Yu, S.O., Chun, M.H.,. Interfacial Condensation Heat Transfer for Countercurrent Steam-Water Stratified Flow in a Circular Pipe. J. KNS 32, 142-156 (2000).

[76] Chu, I.-C., Lee, K. W., Yu, S.-O., Chung, H. J.,. Direct Contact Condensation in Steam-Water Stratified Flow. 13th International Heat Transfer Conference, 13-18 Aug. Sydney, Australia (2006).

[77] Lee, K. W., Chu, I.C., Yu S.O., NO, H. C.,. Interfacial Condensation for Countercurrent Steam-Water Stratified Wavy Flow in a Horizontal Circular Pipe. Int. J. Heat Mass Transfer 49, 3121-3129 (2006).

[78] Bichet, T., Martin, A., Beaud, F.,. Qualitative experimental study about the safety injection in the cold leg of a Reactor Pressure Vessel. 2003 ASME Pressure Vessels and Piping Conference, Cleveland, July 20-24, Ohio (2003).

[79] OECD/NEA,. OECD/NEA/CSNI International Standard Problem No 26. ROSA-IV LSTF Cold-Leg Small-Break LOCA Experiment. Comparison Report. NEA/CSNI R (91)13, Feb. (1992).

[80] Prasser, H.M, Beyer, M., Carl,H., Manera, A., Pietruske, H., Schutz, H., Weiss, F.P.,. The Multipurpose Thermal Hydraulic Test Facility TOPFLOW: an Overview on Experimental Capabilities. Instrumentation and Result. Kerntechnik 71, 163-173 (2006).