

IRSN

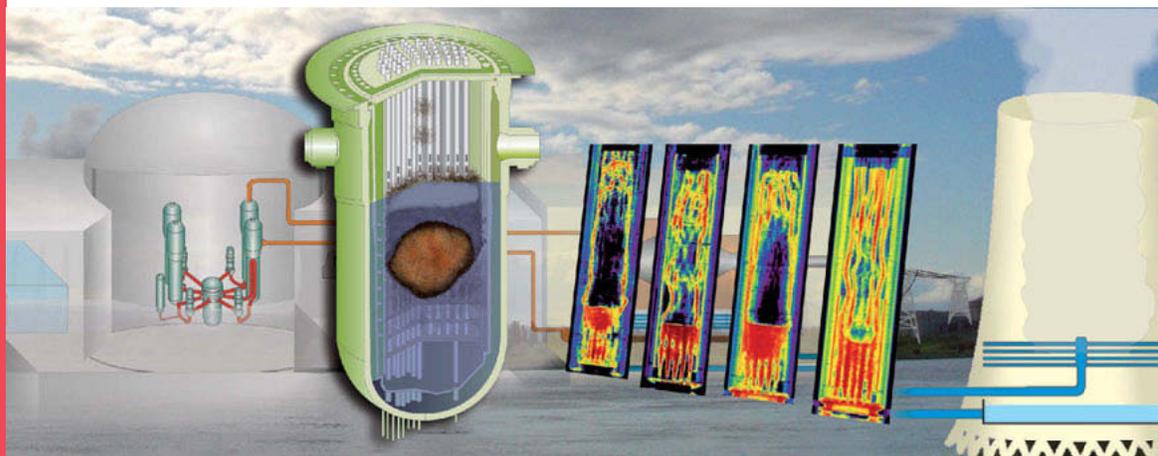
INSTITUT
DE RADIOPROTECTION
ET DE SÛRETÉ NUCLÉAIRE

Faire avancer la sûreté nucléaire

Didier Jacquemain, Coordinateur

Les accidents de fusion du cœur des réacteurs nucléaires de puissance

État des connaissances



edp sciences



Collection sciences et techniques

Les accidents de fusion du cœur des réacteurs nucléaires de puissance

État des connaissances

Ahmed Bentaïb, Hervé Bonneville, Gérard Cénérino,
Bernard Clément, François Corenwinder, Michel Cranga,
Gérard Ducros, Florian Fichot, Didier Jacquemain,
Christophe Journeau, Vincent Koundy, Denis Leteinturier,
Daniel Magallon, Renaud Meignen, Frédérique Monroig,
Georges Nahas, Frédérique Pichereau, Emmanuel Raimond,
Jean-Marie Seiler, Bruno Tourniaire, Jean-Pierre Van-Dorselaere

Didier Jacquemain, Coordinateur

Illustration de couverture : Radiographie de dispositifs d'essai Phébus-PF et vision d'artiste du cœur du réacteur de TMI-2 après fusion du combustible.

Imprimé en France
ISBN : 978-2-7598-0972-1

Tous droits de traduction, d'adaptation et de reproduction par tous procédés, réservés pour tous pays. La loi du 11 mars 1957 n'autorisant, aux termes des alinéas 2 et 3 de l'article 41, d'une part, que les « copies ou reproductions strictement réservées à l'usage privé du copiste et non destinées à une utilisation collective », et d'autre part, que les analyses et les courtes citations dans un but d'exemple et d'illustration, « toute représentation intégrale, ou partielle, faite sans le consentement de l'auteur ou de ses ayants droit ou ayants cause est illicite » (alinéa 1^{er} de l'article 40). Cette représentation ou reproduction, par quelque procédé que ce soit, constituerait donc une contrefaçon sanctionnée par les articles 425 et suivants du code pénal.

Préface

Ce nouvel ouvrage consacré aux accidents de [fusion de cœur](#), dits graves, pouvant survenir dans des réacteurs à eau légère sous pression représente l'une des sommes de connaissances les plus complètes jamais réalisées sur ce sujet. Elles sont en outre présentées avec le plus grand souci de pédagogie, et je tiens à remercier tous les contributeurs à ce vaste projet cités dans l'avant-propos de l'ouvrage et notamment [D. Jacquemain](#) qui en a assuré la coordination.

L'ouvrage était bien avancé, mais encore incomplet, lorsqu'est survenue la catastrophe de [Fukushima Daiichi](#), troisième accident grave ayant entraîné la destruction de trois réacteurs électronucléaires et la dispersion en mer et dans l'atmosphère de grandes quantités de matières radioactives. La question s'est alors posée de reporter ce projet à plus tard pour pouvoir prendre en compte les leçons de ces nouveaux événements majeurs. La décision fût rapidement prise de finaliser le livre dès que possible, considérant que les enseignements scientifiques détaillés de l'accident de Fukushima Daiichi ne seraient pas disponibles avant plusieurs années et qu'après tout, les connaissances disponibles au sein de [l'IRSN](#) sur la phénoménologie de ce type d'accident, et les modèles associés, avaient permis de conduire un sérieux travail d'expertise en temps réel de l'évolution de l'état des réacteurs.

En effet, depuis plus de trente ans, [l'IRSN](#) a entrepris d'étudier expérimentalement les phénomènes conduisant à la [fusion d'un cœur](#) de réacteur, ou consécutifs à cette fusion. En effet, considérée à l'origine (*i.e.* lors des premières conceptions de réacteurs de puissance, dans les années 1960) comme ne pouvant pas survenir compte tenu des dispositions de conception de nature à la prévenir (marges de dimensionnement, redondance des systèmes de sûreté permettant l'arrêt de la réaction en chaîne et l'évacuation de la puissance générée dans le cœur, etc.) la fusion du cœur n'a pas été prise en compte pour la conception des réacteurs, en termes de limitation de ses conséquences. La survenue de l'accident de [Three Mile Island](#) en 1979 aux États-Unis, a remis en question cette approche. Mais il fallait dès lors comprendre dans quelles conditions le combustible pouvait se dégrader dans un cœur, en particulier comment progressait sa fusion par défaut de refroidissement

jusqu'à la rupture du circuit primaire, de la cuve notamment. Puis comprendre comment les réactions chimiques ou de radiolyse pouvaient conduire à d'importants dégagements d'hydrogène et de nombreux produits de fissions plus ou moins volatils et toxiques.

Un ensemble d'expérimentations uniques au monde, prenant appui sur le réacteur **Phébus** construit par le CEA à Cadarache, fut alors lancé pour réaliser des essais de fusion de combustibles, à échelle réduite mais représentative des conditions réelles de fonctionnement d'un réacteur à eau sous pression. De cet imposant programme allaient naître des connaissances nouvelles, y compris un certain nombre de surprises par rapport à ce que la théorie avait prédit, puis l'élaboration de modèles intégrés dans des outils de calcul, validés sur ces essais, qui permettent de simuler ces phénomènes extrêmes dans le cas d'un réacteur à échelle réelle.

Les années passant, ces nouvelles connaissances sur les accidents graves conduisirent à adopter dans un certain nombre de pays des mesures concrètes d'amélioration de la sûreté des réacteurs de puissance existants ou en projet.

Un réseau international d'experts et de chercheurs piloté par l'**IRSN**, dénommé SARNET, coordonne désormais l'amélioration continue des connaissances, et aussi la qualité des modèles qui permettent de simuler les phénomènes dangereux dans différents types de réacteurs. Des expériences restent cependant nécessaires pour réduire les incertitudes sur certains phénomènes conditionnant de manière significative les conséquences, en particulier sanitaires, d'un accident grave ; mais sur la base des acquis du programme **Phébus**, celles-ci sont aujourd'hui conçues comme des essais analytiques, dits « à effets séparés », pour cibler le phénomène dont on souhaite affiner la connaissance : que se passe-t-il si on tente le « renoyage » d'un cœur fortement dégradé et partiellement fondu ? Comment se comporte le « corium », mélange agressif chimiquement et thermiquement de combustibles et de métaux fondus, une fois sorti de la cuve du réacteur ? Comment se comportent les différentes espèces chimiques plus ou moins volatiles d'iode et de ruthénium radioactifs produites en quantité à l'intérieur de l'enceinte de confinement du réacteur – une question de première importance pour la radioprotection ?

L'**IRSN** et ses partenaires de recherche en France et dans le monde continueront de consacrer des efforts importants sur ces sujets au cours des années à venir. L'Institut a choisi depuis quinze ans de ne pas baisser la garde en matière de recherche sur les accidents graves. L'accident de **Fukushima** a malheureusement démontré qu'il avait raison. Toutes ces connaissances accumulées, et celles encore à venir, devraient être mises en pratique non seulement pour continuer à améliorer autant que faire se peut les réacteurs existants, mais aussi pour que l'industrie nucléaire du futur, pour les pays qui choisiront d'y recourir, développe enfin des réacteurs ne comportant plus ce risque inacceptable pour la plupart des sociétés humaines d'accidents conduisant à la contamination radiologique de portions de territoires potentiellement importantes. Puisse cet ouvrage contribuer à diffuser les connaissances existantes sur ce sujet important, à l'heure du renouvellement de génération de nombreux ingénieurs du secteur nucléaire, et à illustrer le bien-fondé de la poursuite des activités de recherche et d'innovation industrielle, clef essentielle de la poursuite des avancées indispensables en matière de **sûreté nucléaire**.

Jacques Repussard
Directeur général de l'IRSN

Liste des sigles

Acronymes des institutions

AEAT : Atomic Energy Authority Technology, UK (Commissariat à l'énergie atomique en Angleterre)

AECL : Atomic Energy of Canada Limited (Énergie atomique du Canada Limitée, institut de recherche en sciences et techniques dans le nucléaire)

AEKI : Atomic Energy Research Institute, Budapest, Hongrie (Institut de recherche sur l'énergie atomique de Hongrie)

AEN : Agence pour l'énergie nucléaire de l'OCDE (NEA : Nuclear Energy Agency, OECD)

AIEA : Agence internationale de l'énergie atomique, Vienne, Autriche

ANCCLI : Association nationale des comités et commissions locales d'information

ANL : Argonne National Laboratory, USA (Laboratoire national d'Argonne aux États-Unis)

ANR : Agence nationale pour la recherche

ASN : Autorité de sûreté nucléaire

AVN : Association Vinçotte nucléaire, Belgique

BARC : Bhabha Atomic Research Centre, Inde (Centre de recherche atomique de Bhabha en Inde)

BNL : Brookhaven National Laboratory, USA (Laboratoire national de Brookhaven aux États-Unis)

CCR : Centre commun de recherche (Commission européenne)

CEA : Commissariat à l'énergie atomique et aux énergies alternatives

CIPR : Commission internationale de la protection radiologique

CLI : Commission locale d'information

CNRS : Centre national de la recherche scientifique

CSIN : Comité sur la sûreté des installations nucléaires de l'OCDE (CSNI : Committee on the Safety of Nuclear Installations, OECD)

EDF : Électricité de France

EPRI : Electric Power Research Institute, USA (Institut de recherche pour la production électrique aux États-Unis)

FAI : Fauske & Associates, Inc., USA

FzD : Forschungszentrum Dresden-Rossendorf, Allemagne (Laboratoire de recherche de Dresde en Allemagne)

FzK : Forschungszentrum Karlsruhe, Allemagne (Institut de technologie de Karlsruhe en Allemagne)

GRS : Gesellschaft für Anlagen - und Reaktorsicherheit, Allemagne (Société pour la sûreté des installations et des réacteurs nucléaires en Allemagne)

IAE-NNC-RK : Institute of Atomic Energy – National Nuclear Centre – Republic of Kazakhstan (Institut de l'énergie atomique - Centre nucléaire national de la République du Kazakhstan)

IBRAE : Nuclear Safety Institute of Russian Academy of Sciences (Institut de sûreté nucléaire de l'Académie des sciences russe)

IKE : Institut für Kernenergetik und Energiesysteme, Universität Stuttgart, Germany (Institut de technologie nucléaire et de systèmes énergétiques de Stuttgart en Allemagne)

INEL : Idaho National Engineering Laboratories, Idaho, États-Unis (Laboratoires nationaux d'ingénierie de l'Idaho aux États-Unis)

INL : Idaho National Laboratory, USA (Laboratoire national de l'Idaho aux États-Unis)

INSA : Institut national des sciences appliquées

IPSN : Institut de protection et de sûreté nucléaire

IREX : Institut pour la recherche appliquée et l'expérimentation en génie civil

IRSN : Institut de radioprotection et de sûreté nucléaire

ISS : Innovative Systems Software, USA (Société de systèmes de logiciels novateurs aux États-Unis)

ISTC : International Science and Technology Centre, CE (Centre international de sciences et de technologie dépendant de la Commission européenne)

JAEA : Japan Atomic Energy Agency (Agence de l'énergie atomique japonaise)

JAERI (ex-JAEA) : Japan Atomic Energy Research Institute (Agence de recherche de l'énergie atomique japonaise)

JNES : Japan Nuclear Energy Safety (Organisation de sûreté de l'énergie nucléaire japonaise)

JRC : Joint Research Centre (Centre commun de recherche, CE)

JSI : Josef Stefan Institute, Slovénie (Institut « Jozef Stefan » en Slovénie)

KAERI : Korea Atomic Energy Research Institute, Corée du Sud (Institut de recherche coréen sur l'énergie atomique)

KAIST : Korea Advanced Institute of Science and Technology, Corée du Sud (Institut supérieur de science et de technologie en Corée du sud)

KINS : Korea Institute of Nuclear Safety, Corée du Sud (Institut coréen de sécurité nucléaire)

KIT (ex-Fzk) : Karlsruhe Institut für Technology, Allemagne (Institut de technologie de Karlsruhe en Allemagne)

KTH voir RIT

LUCH : Scientific Manufacturer Centre, Russie (Centre scientifique de manufacture en Russie)

MIT : Massachusetts Institute of Technology, USA (Institut de technologie du Massachusetts aux États-Unis)

NIIAR : Scientific Research Institute of Atomic Reactors, Russie (Institut de recherche scientifique sur les réacteurs nucléaires en Russie)

NITI : Aleksandrov Scientific Research Technological Institute, Saint-Pétersbourg, Russie (Institut Alexandrov de recherche scientifique technologique de Saint-Pétersbourg en Russie)

NRC-KI (ex-RRC-KI) : National Research Centre Kurchatov Institute, Moscou, Russie (Centre de recherche national – institut Kourtchatov de Moscou en Russie)

NUPEC : Nuclear Power Engineering Corporation, Japon (Corporation japonaise d'ingénierie de l'énergie nucléaire)

OCDE : Organisation de coopération et de développement économique (OECD : Organisation for Economic Co-operation and Development)

ORNL : Oak Ridge National Laboratory, USA (Laboratoire national d'Oak Ridge aux États-Unis)

PSI : Paul Scherrer Institute, Suisse (Institut Paul Scherrer en Suisse)

RIT (ex-KTH) : Royal Institute of Technology, Stockholm, Suède (Institut Royal de technologie de Stockholm en Suède)

RRC-KI : Russian Research Centre Kurchatov Institute, Moscou, Russie (Centre de recherche russe - institut Kourtchatov de Moscou)

SKI : Swedish Nuclear Power Inspectorate (Autorité de sûreté suédoise)

SNL : Sandia National Laboratory, USA (Laboratoire national de Sandia aux États-Unis)

UCLA : University of California, USA (Université de Californie de Los Angeles aux États-Unis)

UCSB : University of California, Santa Barbara, USA (Université de Californie à Santa Barbara aux États-Unis)

VTT : Technical Research Centre, Finlande (Centre de recherche technique en Finlande)

UJV : Nuclear Research Institute Rez, République Tchèque (Institut de recherche nucléaire en République Tchèque)

US NRC : United States Nuclear Regulatory Commission, USA (Commission nucléaire réglementaire des États-Unis)

Acronymes techniques

AIC : Argent-Indium-Cadmium

AICC : combustion complète adiabatique et isochore

AES : alimentation électrique de secours

APRP : accident de perte de réfrigérant primaire

ARE : alimentation normale des générateurs de vapeur

ARTIST : Aerosol Trapping in a Steam-Generator (programme expérimental consacré à la rétention des aérosols dans un générateur de vapeur réalisé par l'institut PSI)

ASG : alimentation auxiliaire de secours des générateurs de vapeur

ATWS : Anticipated Transient Without Scram (arrêt automatique du réacteur sans chute de barres ou transitoires avec échec de l'arrêt automatique)

BAN : bâtiments des auxiliaires nucléaires

BAS : bâtiments des auxiliaires de sauvegarde

BIP : Behaviour of Iodine Project (programme international consacré au comportement de l'iode réalisé sous l'égide de l'OCDE)

BK : bâtiment combustible

BL : bâtiment électrique

BR : bâtiment réacteur

BWR : Boiling Water Reactor (réacteur à eau bouillante)

CANDU : CANada Deuterium Uranium reactor (réacteur à eau lourde)

CFD : Computational fluid dynamics (calcul de mécanique des fluides)

CHF : Critical Heat Flux (flux de chaleur critique)

CHRS : Containment Heat Removal System (système d'aspersion du réacteur EPR dédié aux accidents graves)

CODIR-PA : Comité directeur pour la gestion de la phase post-accidentelle d'un accident nucléaire

CRP : Coordinated Research Program on Severe Accident Analysis, AIEA (programme de recherche coordonné sur l'analyse des accidents graves)

CSARP : Cooperative Severe Accident Research Program (programme de recherche commun sur les accidents graves coordonné par l'US NRC)

CSD : combustible sévèrement dégradé

DAC : décret d'autorisation de création d'une installation

DCH : Direct Containment Heating (échauffement direct des gaz de l'enceinte de confinement)

EBB : extension de la troisième barrière de confinement

EAS : aspersion de secours de l'enceinte

ECS : évaluations complémentaires de sûreté

EDE : mise en dépression de l'espace entre les deux enceintes (réacteurs de 1 300 MWe, 1 450 MWe et EPR)

EDI : état dégradé de l'installation

EEE : espace entre enceintes (réacteurs de 1 300 MWe, 1 450 MWe et EPR)

ENACEEF : enceinte d'accélération de flamme, installation expérimentale du CNRS/ ICARE d'Orléans

EPFH : évaluation probabiliste des facteurs humains

EPR : European Pressurized Water Reactor (réacteur européen à eau sous pression de génération III)

EPS : étude probabiliste de sûreté
ETY : système de contrôle du taux d'hydrogène dans l'enceinte
GAEC : guide d'action des équipes de crise
GIAG : guide d'intervention en cas d'accident grave
GV : générateur de vapeur
H1 : accidents de perte totale de la source froide ou des systèmes associés
H3 : accidents avec perte totale des alimentations électriques
HTR : High Temperature Reactor (réacteur à haute température)
ICB : interaction corium-béton (MCCI : Molten Core-Concrete Interaction en anglais)
IRWST : In-containment Refueling Water Storage Tank (réservoir d'eau borée situé à l'intérieur de l'enceinte de confinement du réacteur EPR)
IS : injection de sécurité
ISBP : injection de sécurité à basse pression
ISMP : injection de sécurité à moyenne pression
ISHP : injection de sécurité à haute pression
ISP : International Standard Problem (problème standard international)
ISTP : International Source Term Program (programme de recherche international Terme Source)
LHF : Lower Head Failure (défaillance de la partie basse de la cuve du réacteur)
MOX : Mixed Oxide Fuel (combustible mixte $UO_2 + PuO_2$)
NMA : niveau maximal de radioactivité admissible
OLHF : Lower Head Failure (programme de recherche de l'OCDE consacré à l'étude de la défaillance de la partie basse de la cuve)
ORSEC : plan d'organisation des secours
PBMR : Pebble Bed Modular Reactor (réacteur modulaire à lit de boulets – réacteur à hautes températures – HTR)
PCRD : Programme cadre pour la recherche et le développement de la Commission européenne
PDS : pertes des sources électriques internes
PF : produits de fission
PPI : plan particulier d'intervention
PTR : système de traitement et refroidissement de l'eau des piscines
PUI : plan d'urgence interne
PWR : Pressurized Water Reactor (réacteur à eau sous pression)
RBMK : Reactor Bolchoï Molchnasti Kanalnyi (réacteur russe de grande puissance à tube de force)
RCP : circuit primaire
RCV : système de contrôle chimique et volumétrique
RDP : réservoir de décharge du pressuriseur
REB : réacteur à eau bouillante

REP : réacteur à eau sous pression
RFS : règles fondamentales de sûreté
RIS : système d'injection de sécurité
RIS BP : système d'injection de sécurité à basse pression
RNR : réacteur à neutrons rapides
RRA : système de refroidissement du réacteur à l'arrêt
RRI : système de refroidissement intermédiaire
RTE : rupture de tuyauterie d'alimentation en eau des générateurs de vapeur
RTGV : rupture de tubes de générateur de vapeur
RTV : rupture de tuyauterie vapeur
SARNET : Severe Accident Research NETwork of excellence (réseau d'excellence international sur les accidents de fusion du cœur)
SEC : système d'eau brute secourue
SERENA : Steam Explosion REsolution for Nuclear Applications (résolution de l'explosion de vapeur pour des applications nucléaires), programme de recherche de l'OCDE
SMHV : séisme maximal historiquement vraisemblable
SMS : séisme majoré de sécurité
SOAR : State of the Art Report (rapport d'état de l'art)
TAM : tampon d'accès des matériels
TDD : transition déflagration détonation
TGT : tube à gradient thermique
TGTA-H2 : accident avec perte totale de l'alimentation en eau des générateurs de vapeur et échec du fonctionnement en mode « gavé-ouvert » (ou transitoires sur le circuit secondaire)
TMI : Three Mile Island, États-Unis
TMI-2 : réacteur n°2 de la centrale de Three Mile Island (États-Unis).
TRCP : transitoires sur le circuit primaire
UNGG : réacteur uranium naturel-graphite-gaz
VCI : visite complète initiale
VD : visite décennale
V-LOCA : Loss of Coolant Accident (accidents de bipasse du confinement ou accidents de perte de réfrigérant primaire à l'extérieur de l'enceinte de confinement)
VVER : Vodo-Vodianoï Energuetitcheski Reaktor (réacteur de puissance à caloporteur et modérateur d'eau russe)
ZPP : zone de protection des populations
ZST : zone de surveillance renforcée des territoires

Avant-propos

Cet ouvrage de synthèse sur les accidents de [fusion du cœur](#) est un travail collectif qui a été rédigé en majeure partie par des auteurs de l'Institut de radioprotection et de sûreté nucléaire (IRSN), avec pour certains paragraphes des contributions d'auteurs du Commissariat à l'énergie atomique et aux énergies alternatives (CEA). Des experts de ces deux organismes et d'Électricité de France (EDF) ont également contribué à la relecture attentive des différents chapitres de l'ouvrage. Nous tenons ici à remercier toutes les personnes qui ont contribué à la réalisation de cet ouvrage.

Didier Jacquemain de l'IRSN a assuré la coordination du projet.

Ont contribué à la rédaction de l'ouvrage :

- pour les chapitres 1, 2, 3 et 9 : Didier Jacquemain ;
- pour le chapitre 4 : Gérard Cénérimo, François Corenwinder, Didier Jacquemain et Emmanuel Raimond de l'IRSN ;
- pour le chapitre 5 : Ahmed Bentaïb de l'IRSN (§ 5.2.2), Hervé Bonneville de l'IRSN (§ 5.1.4), Bernard Clément de l'IRSN (§ 5.5), Michel Cranga de l'IRSN (§ 5.3, 5.4.2 et 5.4.3), Gérard Ducros du CEA (§ 5.5), Florian Fichot de l'IRSN (§ 5.1.1, 5.1.2 et 5.4.1), Christophe Journeau du CEA (§ 5.4.3), Vincent Koundy de l'IRSN (§ 5.1.3), Daniel Magallon du CEA (§ 5.2.3), Renaud Meignen de l'IRSN (§ 5.2.1 et 5.2.3), Jean-Marie Seiler du CEA (§ 5.4.1) et Bruno Tourniaire du CEA (§ 5.3 et 5.4.2) ;
- pour le chapitre 6 : François Corenwinder, Denis Leteinturier, Frédérique Monroig, Georges Nahas et Frédérique Pichereau de l'IRSN ;
- pour le chapitre 7 : Bernard Clément (§ 7.3) et Didier Jacquemain (§ 7.1 et 7.2) ;
- pour le chapitre 8 : Jean-Pierre Van-Dorselaere de l'IRSN.

Ont contribué activement à la relecture de parties de l'ouvrage dans leur domaine d'expertise :

- pour l'IRSN : Jean Couturier, Cécile Debaudringhien, Anna Duprat, Patricia Dupuy, Jean-Michel Evrard et Grégory Nicaise ;
- pour le CEA : Georges Berthoud et Étienne Studer ;
- pour EDF : François Andréo, Kresna Atkhen, Thierry Dagusé, Alain Dubreuil-Chambardel, François Kappler, Gérard Labadie et Andreas Schumm.

Randall O. Gauntt de l'US Nuclear Regulatory Commission (États-Unis) et Jonathan Birchley de l'institut Paul Scherrer (Suisse) ont validé le texte consacré à la description du logiciel de calcul MELCOR dans le chapitre 8.

Denis Boulaud, Bernard Chaumont, Bernard Clément, Richard Gonzalez, Didier Jacquemain, Daniel Quéniart, Jean Peltier, Frédérique Pichereau de l'IRSN et Michel Durin du CEA ont contribué par plusieurs relectures d'ensemble à la cohérence de l'ouvrage.

Georges Goué, Odile Lefèvre et Sandrine Marano de l'IRSN ont assuré les travaux préparatoires à l'édition de l'ouvrage.

Enfin, cet ouvrage n'aurait pas pu être réalisé sans l'investissement des directeurs scientifiques de l'IRSN Jean-Dominique Gobin et Michel Schwarz et du directeur général de l'IRSN Jacques Repussard.

Sommaire

Préface.....	III
Liste des sigles	V
Avant-propos.....	XI

Chapitre 1 **Introduction**

1.1. Objectifs généraux de l'ouvrage	1
1.2. Structure de l'ouvrage	3
1.3. Objectifs et démarche de la R&D sur les accidents de fusion du cœur	5
1.3.1. Objectifs	5
1.3.2. Une R&D de dimension internationale	5
1.3.3. Démarche	7

Chapitre 2 **Conception et fonctionnement d'un réacteur à eau sous pression**

2.1. Généralités sur le fonctionnement d'un réacteur	11
2.2. Les réacteurs à eau sous pression du parc électronucléaire français	14
2.3. Description d'un réacteur à eau sous pression et de ses principaux circuits ..	19
2.3.1. Présentation générale de l'installation.....	19
2.3.2. Description des principaux constituants d'un REP.....	21
2.4. Fonctionnement du réacteur en situation normale et en situation accidentelle.....	35
2.4.1. Les systèmes utilisés lors du fonctionnement normal du réacteur.....	35

2.4.2. Les systèmes utilisés lors d'un fonctionnement incidentel ou accidentel du réacteur	37
2.5. La conduite du réacteur en fonctionnement normal et en situation accidentelle	41
2.5.1. Salle de commande	41
2.5.2. Conduite du réacteur	42
2.6. Conclusion	45

Chapitre 3

Principes de la sûreté pour les réacteurs à eau sous pression du parc français

3.1. Introduction	47
3.2. Concept de défense en profondeur	48
3.3. Apports de l'approche probabiliste	51
3.4. Conclusion	53

Chapitre 4

Études et approche de la gestion des accidents graves pour les réacteurs à eau sous pression du parc français

4.1. Concept d'accident grave	55
4.2. Scénarios d'accidents pouvant mener à une fusion du cœur	56
4.2.1. Description des scénarios d'accident de l'EPS de niveau 1	56
4.2.2. Fréquences de fusion par type de scénarios déterminées par l'EPS de niveau 1 pour les réacteurs de 900 MWe	64
4.2.3. Progression de l'accident au-delà de la fusion du cœur	65
4.3. Déroulement général des accidents de fusion du cœur et approche de leur gestion pour les réacteurs en exploitation et pour le réacteur EPR	66
4.3.1. Physique de la fusion du cœur et phénomènes associés	66
4.3.2. Modes de défaillance de l'enclume de confinement	73
4.3.3. Traitement de l'accident de fusion de cœur pour les REP en exploitation	75
4.3.4. L'approche retenue pour le réacteur EPR	88
4.4. Les études probabilistes de sûreté de niveau 2 : méthode et enseignements relatifs aux accidents de fusion du cœur	94
4.4.1. Modalités de réalisation des études probabilistes de sûreté de niveau 2	95
4.4.2. Les applications des EPS de niveau 2	100
4.4.3. Conclusion sur les EPS de niveau 2	107

Chapitre 5
Développement de l'accident de fusion du cœur

5.1. Développement de l'accident dans la cuve du réacteur	109
5.1.1. Progression de la fusion des matériaux du cœur dans la cuve	109
5.1.2. Comportement du corium au fond de la cuve	120
5.1.3. Défaillance de la cuve	130
5.1.4. Fusion du cœur en pression	137
5.2. Phénomènes pouvant entraîner une défaillance précoce de l'enceinte	157
5.2.1. Échauffement direct des gaz de l'enceinte	157
5.2.2. Risques associés à l'hydrogène et moyens de limitation des conséquences	173
5.2.3. Explosion de vapeur	190
5.3. Phénomènes pouvant mener à une défaillance différée de l'enceinte de confinement : l'interaction corium-béton (ICB)	215
5.3.1. Introduction	215
5.3.2. Phénomènes physiques mis en jeu	215
5.3.3. Programmes expérimentaux	218
5.3.4. Modélisation et logiciels de simulation	224
5.3.5. Applications au cas d'un réacteur de puissance	229
5.3.6. Bilan et perspectives	233
5.4. Rétention et refroidissement du corium dans la cuve et hors de la cuve	238
5.4.1. Rétention du corium dans la cuve	238
5.4.2. Refroidissement du corium sous eau au cours d'une interaction corium-béton	250
5.4.3. Étalement du corium dans le cas du réacteur EPR	259
5.5. Relâchement des produits de fission en cas d'accident de fusion du cœur	273
5.5.1. Inventaire et importances relatives des produits de fission	274
5.5.2. Relâchements de produits de fission dans la cuve	278
5.5.3. Transferts de produits de fission (hors gaz de fission) dans les circuits primaire et secondaire	288
5.5.4. Relâchements de produits de fission en dehors de la cuve	294
5.5.5. Comportement des aérosols dans l'enceinte de confinement	296
5.5.6. Chimie des produits de fission	298
5.5.7. Conclusion	316

*Chapitre 6***Comportement des enceintes de confinement**

6.1. Introduction.....	323
6.2. Comportement des enceintes dans les situations de dimensionnement	325
6.2.1. Enceintes à simple paroi (réacteurs de 900 MWe).....	326
6.2.2. Enceintes à double paroi (réacteurs de 1 300 MWe et de 1 450 MWe).....	328
6.2.3. Enceintes à double paroi des réacteurs EPR.....	330
6.2.4. Contrôle de l'intégrité et de l'étanchéité des enceintes de confinement.....	331
6.3. Comportement mécanique des enceintes en cas d'accident de fusion du cœur.....	334
6.3.1. Introduction.....	334
6.3.2. Comportement mécanique des enceintes des centrales REP de 900 MWe.....	334
6.3.3. Comportement mécanique des enceintes des centrales REP de 1 300 MWe.....	345
6.3.4. Bilan et perspectives concernant les études effectuées à l'IRSN au sujet du comportement mécanique des enceintes de confinement en situation d'accident de fusion du cœur.....	349
6.4. Bypasses de l'enceinte de confinement.....	351
6.4.1. Introduction.....	351
6.4.2. Possibilités de bypasses de l'enceinte de confinement.....	353
6.4.3. Bypasses de l'enceinte de confinement pouvant survenir lors du fonctionnement du réacteur.....	354
6.4.4. Bypasses de l'enceinte de confinement pouvant survenir lors d'un accident de dimensionnement	355
6.4.5. Bypasses de l'enceinte de confinement pouvant survenir lors d'un accident de fusion du cœur.....	356
6.5. Conclusion.....	359

*Chapitre 7***Enseignements tirés des accidents de Three Mile Island et de Tchernobyl
et du programme de recherche Phébus-PF**

7.1. Enseignements tirés de l'accident de Three Mile Island.....	361
7.1.1. Introduction.....	361
7.1.2. Déroulement de l'accident et dégradation du cœur.....	363
7.1.3. Conséquences de l'accident sur l'environnement et la santé du public.....	373

7.1.4. Enseignements tirés de l'accident concernant la physique des accidents de fusion du cœur.....	374
7.1.5. Enseignements tirés de l'accident pour la sûreté des centrales nucléaires en France.....	375
7.1.6. Conclusion.....	380
7.2. Enseignements tirés de l'accident de Tchernobyl.....	381
7.2.1. Introduction.....	381
7.2.2. Déroulement de l'accident, rejets et conséquences.....	382
7.2.3. Les enseignements tirés en France en termes de sûreté.....	390
7.2.4. Les enseignements tirés en France en termes de gestion d'une « crise nucléaire ».....	392
7.2.5. Conclusion.....	393
7.3. Le programme Phébus-PF.....	393
7.3.1. Contexte.....	393
7.3.2. Description de l'installation Phébus-PF et de la grille d'essais.....	394
7.3.3. Principaux enseignements concernant la dégradation des crayons combustibles.....	397
7.3.4. Relâchements à partir du cœur.....	401
7.3.5. Transport des produits de fission et des aérosols dans le circuit primaire.....	405
7.3.6. Thermohydraulique et comportement des aérosols dans l'enceinte de confinement.....	407
7.3.7. La chimie de l'iode dans l'enceinte de confinement.....	408
7.3.8. Utilisation des résultats des essais du programme Phébus-PF dans les études de sûreté.....	411

Chapitre 8

La simulation numérique des accidents de fusion du cœur

8.1. Logiciels intégraux et logiciels mécanistes.....	417
8.1.1. Logiciels intégraux.....	418
8.1.2. Logiciels détaillés.....	421
8.2. Approche générale du développement et de la validation des logiciels.....	422
8.2.1. Développement des logiciels.....	422
8.2.2. Validation des logiciels.....	422
8.3. ASTEC.....	425
8.3.1. Capacités du logiciel.....	425
8.3.2. État de la validation à mi-2013.....	427
8.3.3. Perspectives d'évolution du logiciel ASTEC.....	429

8.4. MAAP	430
8.4.1. Capacités du logiciel.....	431
8.4.2. État de la validation à mi-2013	433
8.4.3. Perspectives d'évolution du logiciel MAAP.....	434
8.5. MELCOR	435

Chapitre 9

Conclusion

Chapitre 1

Introduction

1.1. Objectifs généraux de l'ouvrage

Les réacteurs de production d'électricité utilisant la fission nucléaire présentent des risques liés aux possibilités de dispersion de substances radioactives et de contamination de l'homme et de l'environnement. Pour réduire ces risques, l'industrie nucléaire accorde une importance de tout premier plan à la sûreté de ses installations. De fait, la conception, la réalisation et l'exploitation des installations nucléaires sont conduites de façon à prévenir les situations incidentelles et accidentelles qui pourraient survenir et à en limiter les conséquences. Par ailleurs, l'amélioration continue du niveau de sûreté des installations est recherchée par la prise en compte du retour d'expérience de conception et d'exploitation, par les réexamens de sûreté des installations réalisés périodiquement et par la prise en compte des progrès des connaissances et des techniques applicables.

Malgré toutes les dispositions mises en œuvre, la possibilité d'un accident entraînant une fusion plus ou moins étendue du combustible nucléaire contenu dans le cœur du réacteur et, à plus ou moins long terme, des relâchements importants de substances radioactives dans l'environnement, ne peut pas être exclue comme l'a montré l'accident de [Fukushima Daiichi](#) survenu au Japon en mars 2011. L'étude de ce type d'accident, communément désigné comme « accident grave », constitue une composante importante de la démarche de sûreté pour les réacteurs de production d'électricité utilisant la fission nucléaire. Elle est conduite dans l'objectif de mettre en place des dispositions adaptées pour réduire la probabilité d'un tel accident et pour, s'il survenait malgré tout, en limiter les conséquences sur les populations et sur l'environnement. Pour atteindre cet objectif, un effort conséquent de recherche a été réalisé

en France et de par le monde par tous les acteurs du nucléaire et des améliorations de matériels et de conduite ont été apportées aux réacteurs en exploitation.

Cet ouvrage a pour objectif de présenter les aspects scientifiques des accidents de [fusion du cœur](#), notamment l'état des connaissances acquises à la suite de l'effort de recherche mené au cours des trente dernières années pour comprendre et modéliser les phénomènes physiques qui pourraient intervenir lors d'un tel accident. Il s'adresse à tout lecteur souhaitant se forger une vision synthétique des connaissances acquises, des lacunes et des incertitudes restantes, ainsi que de la recherche passée et en cours dans le domaine des accidents de fusion du cœur.

Il fait donc le point sur l'état des connaissances et des perspectives en matière de recherche dans le domaine, un peu plus de trente ans après l'accident de [Three Mile Island](#) (TMI) aux États-Unis, qui a entraîné la fusion partielle du cœur avec heureusement des rejets radioactifs très limités, près de deux ans après l'accident de [Fukushima Daiichi](#) qui a entraîné la [fusion du cœur](#) dans trois réacteurs et des rejets radioactifs importants, et alors que les premiers réacteurs à eau de 3^e génération sont en construction ; pour ces réacteurs, les accidents de fusion du cœur sont traités dès leur conception.

Les enseignements préliminaires tirés de l'accident de [Fukushima Daiichi](#) ne semblent pas fondamentalement remettre en question les connaissances relatives à la phénoménologie des accidents de [fusion du cœur](#) ou faire ressortir de nouveaux phénomènes ignorés jusqu'à présent. Cependant, deux ans après l'accident, le déroulement complet de la séquence accidentelle n'est pas encore précisément établi. Le retour d'expérience de l'accident de [TMI](#) où l'endommagement du cœur du réacteur n'a pu être observé qu'environ sept ans après l'accident, après l'ouverture de la cuve du réacteur accidenté, laisse penser qu'il faudra plusieurs années pour reconstituer le scénario détaillé de l'accident qui a conduit aux rejets radioactifs. Tant que les cœurs des trois réacteurs accidentés resteront inaccessibles, les données seront trop partielles pour permettre une reconstitution de la progression des dégradations. Pour cette raison, il paraît prématuré à ce stade de présenter des enseignements de l'accident de Fukushima pour la phénoménologie des accidents de fusion du cœur¹.

Il est à noter que, même si les phénomènes physiques décrits dans cet ouvrage peuvent survenir dans différents modèles de réacteurs à eau sous pression actuellement

1. Après l'accident de Fukushima Daiichi, les conséquences d'agressions externes, telles que les inondations et les séismes, en termes de prévention et de limitation des conséquences d'un accident de fusion de cœur font l'objet d'évaluations plus poussées. En France, le Premier ministre a demandé au président de l'Autorité de sûreté nucléaire (ASN) de réaliser en 2011 un audit de la sûreté des installations nucléaires françaises, en priorité de celle des réacteurs de puissance, sur cinq points : les risques d'inondation, les risques sismiques, les pertes d'alimentations électriques et les pertes de la « source froide », la gestion opérationnelle des situations accidentelles. À cette fin, l'ASN a demandé aux exploitants d'installations nucléaires de réaliser des évaluations complémentaires de sûreté de leurs installations ; ces évaluations complémentaires de sûreté visent à tirer les premiers enseignements des événements survenus à la centrale de Fukushima Daiichi, d'une part pour apprécier la robustesse des installations nucléaires françaises pour faire face à des événements externes extrêmes, d'autre part pour compléter les mesures de sûreté existantes pour renforcer cette robustesse.

en exploitation ou en projet, français ou étrangers, et aussi largement dans les réacteurs à eau bouillante, tels que ceux du site de Fukushima Daiichi, l'ouvrage est plus spécifiquement consacré aux réacteurs en exploitation et aux réacteurs en construction ou en projet en France : réacteurs à eau sous pression de 2^e génération de 900, 1 300 et 1 450 MWe, réacteurs à eau sous pression de 3^e génération de 1 600 MWe de type EPR (*European Pressurized water Reactor*).

1.2. Structure de l'ouvrage

Après la présente introduction qui décrit la structure de l'ouvrage et rappelle les objectifs de la R&D sur les accidents de fusion du cœur, l'ouvrage présente brièvement les principes de conception et de fonctionnement (chapitre 2) et les principes de sûreté (chapitre 3) des réacteurs en exploitation en France ainsi que les principaux scénarios d'accidents envisagés et étudiés (chapitre 4). L'objectif de ces chapitres n'est pas d'être exhaustif sur ces sujets (le lecteur pourra se reporter aux ouvrages généraux cités en références dans les chapitres correspondants) mais de fournir les éléments nécessaires pour comprendre, d'une part l'approche générale retenue en France pour la prévention et la limitation des conséquences des accidents de fusion du cœur, d'autre part les phénomènes physiques, les études et les analyses décrits dans les chapitres 5 à 8.

Le chapitre 5 est consacré à la description des phénomènes physiques pouvant survenir lors d'un accident de fusion du cœur, dans la cuve du réacteur et dans l'enceinte de confinement, leur enchaînement et les moyens permettant d'en atténuer les effets. Pour chacun des sujets traités, après un rappel des phénomènes physiques mis en jeu, sont décrites les expériences passées, en cours et prévues, pour étudier ces phénomènes ainsi que leur modélisation dont la validation s'appuie sur les résultats d'essais. Les logiciels de calcul qui couplent l'ensemble des modèles et traduisent la meilleure connaissance actuelle des phénomènes sont ensuite détaillés. Un état des connaissances acquises à l'heure actuelle est enfin établi, en tenant compte des lacunes et des incertitudes, et les perspectives en termes notamment de programmes expérimentaux, de développement de modèles et d'outils de simulation numérique sont présentées.

Le paragraphe 5.1 est consacré à la description détaillée du déroulement d'un accident de fusion du cœur dans la cuve du réacteur ; y sont traitées la dégradation du cœur dans la cuve (§ 5.1.1), le comportement du corium² au fond de la cuve (§ 5.1.2), la défaillance éventuelle de la cuve (§ 5.1.3) et la fusion en pression (§ 5.1.4). Le paragraphe 5.2 concerne les phénomènes pouvant conduire à une défaillance précoce³ de l'enceinte de confinement, à savoir l'échauffement direct des gaz de l'enceinte de confinement (§ 5.2.1), le « risque hydrogène » (§ 5.2.2) et l'explosion de vapeur (§ 5.2.3). L'érosion du radier en béton de l'enceinte par le corium, qui est un des phénomènes pouvant

-
2. Mélange de matériaux en fusion résultant de la dégradation des structures composant le cœur du réacteur (crayons combustibles, barres de commande, grilles de maintien, plaques du cœur).
 3. Par « précoce », on entend dans un temps très court tel qu'il n'est pas possible de mettre en place des dispositions permettant de limiter la dispersion de radioactivité dans l'environnement ainsi que ses conséquences éventuelles sur les populations.

mener à une défaillance différée⁴ de l'enceinte, est abordée dans le paragraphe 5.3. Le paragraphe 5.4 est dédié à la phénoménologie de la rétention et du refroidissement du corium en cuve, par renoyage du circuit primaire, et hors cuve, par renoyage du puits de cuve (§ 5.4.1), le refroidissement du corium sous eau en cours d'interaction corium-béton (§ 5.4.2) et l'étalement du corium (§ 5.4.3). Le paragraphe 5.5 a trait au relâchement et au transport des produits de fission (PF). Y sont abordés le relâchement des produits de fission (PF) en cuve (§ 5.5.2) et hors cuve (§ 5.5.4), le transport des PF dans les circuits primaire et secondaire (§ 5.5.3), le comportement des aérosols (§ 5.5.5) et la chimie des PF (§ 5.5.6) dans l'enceinte de confinement.

Le chapitre 6 est consacré au comportement des enceintes de confinement lors d'un accident de fusion du cœur. Après un rappel des chemins de fuite possibles des substances radioactives à travers les différentes enceintes dans le cas des accidents retenus dans le dimensionnement, sont présentées les études du comportement mécanique des différentes enceintes sous les chargements pouvant résulter des agressions liées aux phénomènes décrits dans le chapitre 5. Le chapitre 6 aborde également les possibilités de bipasse⁵ de l'enceinte de confinement dans une situation d'accident de fusion du cœur.

Le chapitre 7 présente les enseignements tirés pour la phénoménologie des accidents de fusion du cœur et pour l'amélioration de la sûreté des réacteurs nucléaires :

- de l'accident de **Three Mile Island** qui s'est produit le 28 mars 1979 aux États-Unis ;
- de l'accident de **Tchernobyl** qui s'est produit le 26 avril 1986 en territoire ukrainien de l'Union soviétique ;
- des essais intégraux de simulation d'accident de fusion de cœur du programme de recherche international **Phébus-PF** qui ont eu lieu entre 1993 et 2004.

Pour les raisons invoquées plus haut (§ 1.1), il est à ce stade prématuré de tirer des enseignements précis pour la phénoménologie des accidents de fusion du cœur de l'accident de **Fukushima Daiichi** ; il n'y a donc pas de paragraphe spécifique consacré à cet accident dans cet ouvrage. Le lecteur pourra se reporter au rapport public donné en référence [1] qui décrit les premières analyses de l'accident et de ses conséquences un an après l'accident.

Enfin, le chapitre 8 présente un état des développements en matière de qualification et de validation des principaux logiciels de calcul traitant des « accidents graves », qui capitalisent et valorisent les connaissances acquises notamment grâce aux programmes de recherche : **ASTEC**, co-développé par l'**IRSN** et son homologue allemand, la **GRS** (Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit), **MAAP-4**, développé par la société **FAI** (Fauske & Associates, Inc.) aux États-Unis et utilisé par EDF, **MELCOR**, développé par **SNL** (Sandia National Laboratories) aux États-Unis pour l'**US NRC** (US Nuclear Regulatory Commission).

4. « Différé » est utilisé par opposition à « précoce ».

5. Un accident avec bipasse de l'enceinte de confinement peut conduire à un relâchement direct de produits radioactifs dans l'environnement.

1.3. Objectifs et démarche de la R&D sur les accidents de fusion du cœur

1.3.1. Objectifs

En complément de l'analyse du retour d'expérience, qui comprend l'analyse des incidents et des accidents, la recherche en sûreté, et notamment celle sur les accidents de [fusion du cœur](#), est indispensable au maintien et à l'amélioration de la sûreté des réacteurs nucléaires en exploitation.

La recherche et les études concernant les accidents de [fusion du cœur](#) doivent permettre de mieux comprendre les conditions d'occurrence et le déroulement des accidents afin d'améliorer leur prévention mais aussi de mieux connaître leur phénoménologie dans l'objectif de développer des dispositions de nature à arrêter leur progression et limiter leurs conséquences. À cette fin, les résultats de la recherche permettent d'élaborer, sur la base du patrimoine d'expériences et de connaissances, des outils de simulation et des modèles capables de prédire le déroulement et les conséquences des accidents, ces outils étant utilisés dans les études de sûreté des installations nucléaires.

Les connaissances ainsi acquises grâce à la recherche peuvent également conduire à développer de nouveaux concepts pour l'amélioration de la sûreté permettant de réduire les possibilités et les conséquences d'accidents de [fusion du cœur](#). On peut en particulier citer les recherches portant sur le récupérateur de matériaux fondus développé pour le réacteur EPR en vue de limiter les conséquences d'un accident de fusion du cœur qui sont présentées dans le paragraphe [5.4.3](#).

1.3.2. Une R&D de dimension internationale

Déjà avant l'accident de [Three Mile Island](#) qui a eu lieu en 1979 aux États-Unis (§ [7.1](#)), les accidents de [fusion du cœur](#) avaient fait l'objet aux États-Unis d'études probabilistes de sûreté visant à évaluer les risques de rejets radioactifs dans l'environnement et les conséquences de ces rejets sur les populations [\[2\]](#). Ces études étaient largement considérées à l'époque comme théoriques.

Des programmes de recherche plus développés concernant les accidents de [fusion du cœur](#) ont démarré au début des années 1980, à la suite de la prise de conscience qui a résulté de l'accident de [Three Mile Island](#), qui a clairement mis en évidence qu'un accident de fusion du cœur d'un réacteur nucléaire était possible. La plupart des pays exploitant des réacteurs nucléaires (États-Unis, Finlande, France, Japon, Allemagne, Belgique, Canada, Corée du Sud, Royaume-Uni, Pays-Bas, Suisse, Suède, Russie et pays d'Europe centrale et orientale [Hongrie, République Tchèque, Slovaquie, Slovénie, Lituanie, Ukraine]), ont conduit des programmes de recherche dans le domaine. L'accident de [Tchernobyl](#) survenu en 1986 en Ukraine (§ [7.2](#)) n'a fait que renforcer la nécessité de poursuivre et de développer davantage les recherches dans le domaine. Chacun des pays susmentionnés s'est en général attaché à un ou plusieurs aspects particuliers du sujet, l'ampleur du domaine ne permettant pas à tous les pays de couvrir l'ensemble des phénomènes dans le cadre de programmes de recherche nationaux.

Les États-Unis ont été les premiers à engager une recherche d'ampleur dans le domaine. Les programmes de recherche étaient pilotés par l'US NRC, s'appuyant sur des laboratoires nationaux, notamment l'EPRI (Electric Power Research Institute), les laboratoires SNL et l'ORNL (Oak Ridge National Laboratory) [3].

En France, les premiers grands programmes de recherche dans le domaine des accidents de fusion du cœur ont été menés à partir du début des années 1980 avec en particulier le programme Phébus CSD (Combustible sévèrement dégradé). Compte tenu de l'importance de son parc nucléaire, la France a été amenée, tout comme les États-Unis, à développer des programmes, au niveau national ou international, sur presque tous les sujets relatifs aux accidents de fusion du cœur. Ces recherches sont principalement menées par l'IRSN, le CEA, EDF et AREVA. Tous ces organismes développent ou participent au développement de logiciels de simulation et possèdent des installations dans lesquelles sont réalisés des essais.

La recherche dans le domaine des accidents de fusion du cœur impliquant, de par leur extrême complexité, des ressources humaines et financières très importantes, les collaborations entre les acteurs du nucléaire, industriels, centres de recherche et organismes de sûreté, à l'échelle nationale et internationale, ont été nombreuses. En France, l'IRSN, le CEA, EDF et AREVA ont mené des programmes communs sur un grand nombre de sujets et participé à des programmes internationaux, notamment aux actions de recherche soutenues par la Commission européenne dans le cadre de ses Programmes communs de recherche et développement (PCRD) et à celles menées sous l'égide de l'OCDE. L'IRSN a en particulier conduit à partir de la fin des années 1980, avec le CEA, le programme d'essais intégraux Phébus-PF qui a structuré l'effort de recherche international pour ce qui concerne les accidents de fusion du cœur (§ 7.3).

Dans le cadre du 6^e PCRD, un « réseau d'excellence » appelé SARNET (*Severe Accident Research NETWORK of excellence*), coordonné par l'IRSN, a été mis en place afin d'optimiser l'utilisation des moyens de recherche disponibles et de faire progresser les connaissances acquises au niveau européen dans le domaine des accidents de fusion du cœur. SARNET a regroupé de 2004 à 2008 une cinquantaine d'organisations appartenant à 19 pays membres de l'Union européenne ainsi que la Suisse. Outre l'amélioration des connaissances scientifiques dans le domaine des accidents de fusion du cœur, ce réseau a également permis de définir de nouveaux programmes de recherche, de mettre en place les ressources nécessaires pour assurer la pérennité des acquis et de diffuser plus largement les connaissances. Le fonctionnement de ce réseau a abouti en 2008 à une vision harmonisée de l'état des connaissances et des principales incertitudes restantes dans le domaine des accidents de fusion du cœur. Des axes prioritaires de progrès ont ainsi été identifiés et de nouveaux programmes de recherche ont été proposés afin de combler les lacunes restantes [4]. Les activités du réseau, incluant les nouveaux sujets de recherche proposés, se poursuivent dans le cadre du 7^e PCRD, le réseau étant élargi avec la participation de l'US NRC, de l'AECL (Atomic Energy Canada Limited) et de deux organismes (KINS et KAERI) de la Corée du Sud. Le présent ouvrage bénéficie du consensus scientifique atteint dans ce cadre [4].

De nombreuses collaborations internationales ont été également mises en place dans le cadre de l'OCDE. Les travaux du Comité sur la sûreté des installations

nucléaires (CSIN) de l'Agence pour l'énergie nucléaire (AEN) de l'OCDE favorisent le lancement et la réalisation de programmes de recherche en vue d'aboutir à un consensus sur des questions scientifiques et techniques d'intérêt commun, notamment dans le domaine des accidents de [fusion du cœur](#) [5]. Le choix des sujets est fait dans le cadre de groupes de travail qui identifient les questions non complètement résolues, ainsi que les programmes ou installations qui pourraient faire l'objet de collaborations internationales (voir, par exemple, la référence [6]). L'OCDE, n'ayant pas de budget propre pour ce type d'actions, joue un rôle de facilitateur et s'appuie sur les contributions des participants.

Dans le domaine des outils de simulation, le CSIN met en place des groupes de travail d'experts afin d'établir des matrices de validation ; il organise également des ISP (*International Standard Problem*) qui consistent à comparer à des résultats expérimentaux, les résultats obtenus sur un problème donné par diverses équipes mettant en œuvre différents logiciels de calcul, ce qui conduit à des améliorations de ces logiciels [7]. Enfin, des rapports sur l'état de l'art (*State Of the Art Report*) sont réalisés sur des sujets d'intérêt commun (distribution d'hydrogène, combustion d'hydrogène, comportement des aérosols par exemple) ; ces SOAR permettent d'avoir une vue aussi large que possible sur un problème donné grâce à l'état des connaissances et des incertitudes qui demeurent ; des orientations peuvent être recommandées [5].

1.3.3. Démarche

La recherche sur les accidents de [fusion du cœur](#) a pour objectif de produire et de collecter des informations scientifiques permettant de mieux comprendre et de décrire les phénomènes physiques mis en jeu au cours d'un tel accident. Ces phénomènes physiques présentent en général des spécificités rarement rencontrées et étudiées hors du domaine nucléaire. Ils concernent des matériaux spécifiques, dont la chimie et les interactions sont complexes et qui doivent être étudiés dans des conditions extrêmes de température et parfois de radioactivité. De plus, la physique des accidents de fusion du cœur mêle les disciplines de l'énergétique à la physique des matériaux en passant par la physique des aérosols et la physico-chimie des produits de fission. Les couplages entre phénomènes élémentaires relevant de disciplines techniques ou scientifiques différentes doivent être pris en compte. Ces spécificités rendent difficiles l'approche expérimentale et l'approche théorique.

Une difficulté particulière vient s'ajouter pour l'approche expérimentale : la reproduction fidèle de tout ou partie d'un transitoire accidentel est rarement envisageable, pour des questions d'échelle ainsi que pour diverses raisons technologiques liées entre autres à la radioactivité des matériaux impliqués qui ne peuvent être mis en œuvre expérimentalement qu'en petites quantités. Comme il est impossible de réaliser dans ce domaine des essais à l'échelle 1 et de reproduire toutes les situations envisageables, il est nécessaire de conduire des essais élémentaires (ou expériences dites « analytiques ») visant à une compréhension détaillée des phénomènes élémentaires participant à la situation étudiée, et de confirmer grâce à des essais plus globaux que rien n'a été oublié, compte tenu des interactions entre ces différents phénomènes physiques. Le tout doit se faire à des échelles compatibles avec les capacités techniques et économiques des installations

tout en préservant au mieux la représentativité pour être en mesure d'extrapoler les connaissances acquises à l'échelle d'un réacteur de puissance, souvent *via* des modèles qualifiés.

Ces caractéristiques conduisent à privilégier une démarche de recherche combinant :

- des expériences analytiques qui étudient les phénomènes élémentaires, en limitant au mieux les effets d'autres phénomènes, dans un domaine de variation des paramètres caractéristique de ce qui est attendu lors d'un accident de **fusion de cœur** ; la base de résultats obtenue permet de développer et de qualifier des modèles et de déterminer les incertitudes qui leur sont associées ;
- l'assemblage et le couplage de l'ensemble des modèles élémentaires au sein de logiciels de calcul présentant une capacité prédictive ;
- des expériences plus globales ayant pour but de simuler autant que possible les situations qui pourraient être rencontrées dans un réacteur de puissance lors d'un scénario accidentel réel. Ces expériences globales permettent de valider les outils de calcul, de s'assurer qu'aucun phénomène important n'a été oublié et que le couplage des phénomènes est correctement modélisé. Si des comportements imprévus sont constatés, cela conduit à revoir la modélisation, voire à lancer une nouvelle campagne d'expériences analytiques. En raison de leur complexité et de leur coût généralement élevé, les essais globaux sont peu nombreux. Chacun des essais mettant en jeu un ensemble de phénomènes couplés, leur interprétation est une tâche souvent difficile. Un exemple marquant de ce type d'essais est constitué par le programme **Phébus-PF** dont les enseignements sont présentés dans le paragraphe 7.3 du présent ouvrage.

Les logiciels de calcul sont le réceptacle des connaissances produites par l'analyse des données expérimentales. C'est donc sur eux que repose très largement la transposition des résultats expérimentaux au cas des réacteurs de puissance. Compte tenu de l'importance de ces logiciels de calcul, il est primordial d'évaluer leur capacité à décrire correctement l'accident. C'est ce qui explique l'importance accordée à la qualification physique des logiciels de calcul.

L'ensemble des données expérimentales utilisées (expériences analytiques et expériences globales) constituent la base expérimentale de qualification physique du logiciel de calcul. Malgré le degré de sophistication atteint de nos jours par les logiciels de calcul développés dans le domaine des accidents de **fusion du cœur** (chapitre 8), ces outils de calcul restent tous entachés de nombreuses incertitudes qui doivent être considérées avec soin lors de leur utilisation pour des études de sûreté. Ces incertitudes ont deux origines principales :

- les incertitudes résultant de la simplification des modèles physiques introduits dans les logiciels de calcul, des limites de représentativité de la base expérimentale de qualification du logiciel, des imprécisions sur les schémas de résolution numérique ;
- les incertitudes résultant des simplifications introduites dans les outils de simulation pour la description d'une installation réelle.

Le lecteur aura pu se faire sur la base de cette description un peu théorique une idée du fonctionnement de la recherche dans le domaine des accidents de [fusion du cœur](#). La démarche explicitée ici sera illustrée au chapitre 5 de l'ouvrage pour chacun des phénomènes physiques mis en jeu.

Références

- [1] [Fukushima, un an après](#), Premières analyses de l'accident et de ses conséquences, Rapport [IRSN/DG/2012-001](#), [www.irsn.fr](#), 2012.
- [2] N. Rasmussen *et al.*, Reactor Safety Study. An Assessment of Accident Risks in US Commercial Nuclear Power Plants, WASH-1400 (NUREG-75/014), Washington DC, US Nuclear Regulatory Commission, 1975.
- [3] Voir le site de la US NRC où figurent les rapports NUREG dans le domaine des accidents de fusion du cœur : <http://www.nrc.gov/reading-rm/doc-collections/nuregs/>.
- [4] (a) [T. Albiol et al.](#), SARNET: Severe accident research network of excellence, *Progress in Nuclear Energy* **52**, 2-10, 2010.
(b) [B. Schwinges et al.](#), Ranking of severe accident research priorities, *Progress in Nuclear Energy* **52**, 11-18, 2010.
- [5] Voir le site de l'OCDE/NEA/CSNI où figurent les rapports NEA/CSNI dans le domaine des accidents de fusion du cœur : <http://www.oecd-nea.org/nsd/docs/>.
- [6] Nuclear Safety Research in OECD Countries: Support Facilities for Existing and Advanced Reactors (SFEAR), Nuclear Safety, [NEA/CSNI/R\(2007\)6](#), ISBN 978-92-64-99005-0, 2007.
- [7] CSNI International Standard Problems: Brief Description (1975-1999), [NEA/CSNI/R\(2000\)5](#), 2000.

Chapitre 2

Conception et fonctionnement d'un réacteur à eau sous pression

2.1. Généralités sur le fonctionnement d'un réacteur

Les noyaux de certains isotopes contenus dans le combustible nucléaire, tels que l' ^{235}U et le ^{239}Pu , peuvent être scindés par fission en deux fragments plus petits appelés produits de fission. Ces fragments ont une grande énergie cinétique qui se dégage principalement sous forme d'énergie cinétique d'agitation thermique dans le matériau combustible environnant. Ce dégagement d'énergie est utilisé dans les réacteurs de puissance pour produire de l'électricité. La réaction de fission en deux fragments peut se produire soit sous l'action de neutrons (on parle de « fission induite »), soit spontanément pour les isotopes de masse élevée (on parle alors de « fission spontanée »). La fission est accompagnée de la production de deux à trois neutrons par fission dont certains peuvent soit conduire, à leur tour, à d'autres fissions – c'est le principe de la réaction en chaîne – soit être absorbés dans le combustible sans induire de fission nucléaire, soit s'en échapper.

Les neutrons produits par fission à partir des neutrons d'une génération constituent une nouvelle génération de neutrons. Le facteur d'efficacité multiplicatif des neutrons, k , est le nombre moyen de neutrons émis par les fissions qui vont engendrer une nouvelle génération. La valeur de k gouverne l'évolution de la réaction en chaîne :

- si $k < 1$, le système est dit « sous-critique », le système ne peut pas entretenir une réaction en chaîne et elle finit par s'éteindre ;

- si $k = 1$, le système est dit « critique », c'est-à-dire qu'il apparaît autant de neutrons qu'il en disparaît, la réaction est exactement entretenue. Cette situation conduit à un niveau de puissance produite constant ;
- si $k > 1$, le système est dit « sur critique » ; pour chaque fission, il y aura en moyenne k fissions à la génération suivante ; le nombre de fissions croît donc exponentiellement.

On distingue en fait deux types de situation « sur critique » : la sur criticité prompte et la sur criticité retardée. La quasi-totalité des neutrons de fission sont émis instantanément (par exemple, 99,3 % des neutrons sont émis en 10^{-7} s pour l' ^{235}U) ; ces neutrons sont appelés neutrons prompts. Cependant, pour une faible fraction des produits de fission, il y a d'abord une désexcitation du produit de fission par radioactivité β , avant l'émission de neutrons dits « retardés ». Ces neutrons sont émis selon la période de la désintégration β , soit en quelques dixièmes à quelques dizaines de secondes. La fraction de neutrons retardés est typiquement inférieure à un pour cent du nombre total de neutrons générés à un instant donné dans une réaction en chaîne. Dans l'intervalle compris entre $k = 1$ et $k = 1/(1 - \beta) \approx 1 + \beta$, la sur criticité est dite retardée ; pour $k > 1/(1 - \beta) \approx 1 + \beta$, la sur criticité est dite prompte. La valeur de la fraction de neutrons retardés qui représente l'écart entre sur criticité retardée et sur criticité prompte est également appelée « dollar » et elle dépend de l'isotope considéré.

Pour la production d'énergie, les réacteurs nucléaires opèrent dans la zone de sur criticité retardée, car, dans cette zone, grâce à la présence des neutrons retardés, les évolutions de puissance se font beaucoup plus lentement qu'avec les neutrons prompts uniquement. Sans les neutrons retardés, les changements de puissance d'un réacteur seraient beaucoup trop rapides pour être maîtrisés par des systèmes d'absorption des neutrons.

Une autre grandeur est couramment utilisée pour traduire l'écart du système par rapport à l'état critique ; il s'agit de la réactivité ρ , $\rho = 1 - 1/k$. Les valeurs de ρ positives correspondent à des états « sur critiques » et les valeurs négatives à des états « sous-critiques ».

Dans un réacteur nucléaire, la réaction en chaîne doit être maîtrisée, c'est-à-dire qu'une valeur de réactivité nulle ou négative doit être maintenue par l'utilisation d'éléments absorbant les neutrons, situés pour les réacteurs à eau sous pression dans des organes mobiles appelés barres de commande (cadmium ou bore par exemple) ou dissous dans l'eau de refroidissement (bore).

Dans certaines situations accidentelles de faible probabilité, la réactivité du réacteur peut atteindre des valeurs positives élevées de sorte que la réaction en chaîne devient sur critique. Ces situations pourraient conduire, si les dispositions prises pour ramener le réacteur dans un domaine de fonctionnement sûr étaient insuffisantes, à une augmentation de la puissance non maîtrisable par les barres de commande. Une telle situation pourrait conduire à un endommagement sévère du réacteur ; c'est notamment ce qui s'est produit lors de l'accident de [Tchernobyl](#) (§ 7.2).

Dans un réacteur, la réactivité varie principalement en fonction de la température du combustible, de celle du fluide réfrigérant et du taux de vide du réfrigérant. L'influence de chacun de ces paramètres est caractérisée par un coefficient de réactivité qui est la dérivée de la réactivité par rapport au paramètre considéré. Pour le combustible, une augmentation de puissance se traduit par une augmentation de la température du combustible et un accroissement de la capture des neutrons par l' ^{238}U ; le coefficient de réactivité, appelé coefficient de température ou coefficient Doppler, est par conséquent négatif. Pour le fluide réfrigérant, le coefficient de réactivité est lié à la variation de la densité du fluide (coefficient de température) ou du taux de vide (coefficient de vide). Ces coefficients sont négatifs dans le cas des réacteurs à eau sous pression¹ de façon à assurer la stabilité du réacteur et à limiter la puissance maximale susceptible d'être atteinte en situation accidentelle.

Certains des produits de fission formés sont radioactifs. Cette radioactivité se traduit, même après l'arrêt de la réaction en chaîne, par une libération d'énergie sous forme de chaleur, appelée « puissance résiduelle », qui décroît en fonction du temps et qui représente, une heure après l'arrêt du réacteur, environ 1,5 % de sa puissance en fonctionnement².

L'énergie libérée par les fissions et par les produits de fission doit être évacuée en permanence pour éviter une montée en température excessive du réacteur. Dans les réacteurs à eau sous pression, lors du fonctionnement normal en puissance, l'évacuation de l'énergie est réalisée grâce à trois circuits successifs, en vue notamment d'éviter le rejet d'eau radioactive provenant du cœur à l'extérieur de la centrale (figure 2.3) :

- le circuit primaire qui permet de refroidir le cœur par une circulation d'eau à une température moyenne d'environ 300 °C et à une pression de 155 bars ;
- le circuit secondaire qui évacue l'énergie du circuit primaire par l'intermédiaire de générateurs de vapeur qui alimentent en vapeur le groupe turboalternateur produisant l'électricité ;
- le circuit tertiaire qui comporte un condenseur et évacue l'énergie restante vers une rivière, un fleuve ou la mer ou dans l'atmosphère par des tours de réfrigération.

Cette brève description du fonctionnement d'un réacteur nucléaire identifie les fonctions fondamentales de sûreté qui doivent être assurées en permanence :

- la maîtrise de la réactivité ;
- l'évacuation de la puissance ;

1. Dans les réacteurs à eau sous pression, l'eau joue le rôle de « modérateur ». L'eau permet en effet de ralentir les neutrons produits par les fissions (ceux-ci cèdent leur énergie cinétique par chocs avec les noyaux des atomes d'hydrogène de l'eau) et d'accroître le rendement des réactions de fission. Lorsque la température dans le cœur du réacteur augmente, la densité de l'eau diminue si bien que le ralentissement des neutrons devient moins efficace ce qui a pour effet de réduire les réactions de fission. Le coefficient de température de l'eau est donc négatif.
2. Une heure après l'arrêt du réacteur, la puissance thermique dégagée est de 40 MW pour un réacteur de 900 MWe et de 58 MW pour un réacteur de 1 300 MWe ; un jour après l'arrêt, elle est de 16 MW pour un réacteur de 900 MWe et de 24 MW pour un réacteur de 1 300 MWe.

- le confinement des produits de fission et plus généralement de la radioactivité (certains produits d'activation présents dans le circuit primaire³ sont également radioactifs).

2.2. *Les réacteurs à eau sous pression du parc électronucléaire français*

Différents types de réacteurs nucléaires sont utilisés pour la production d'électricité. Ils utilisent différentes matières fissiles (uranium naturel, uranium enrichi en isotope 235, plutonium, etc.) et différents modérateurs de la réaction nucléaire (graphite, eau, eau lourde, etc.)⁴. Ils sont également caractérisés par la nature du fluide (eau ordinaire sous forme de liquide ou de vapeur, eau lourde, gaz, sodium, etc.) servant à évacuer la chaleur du cœur où ont lieu les réactions de fission pour la transmettre aux circuits alimentant les turboalternateurs ou directement aux turboalternateurs eux-mêmes.

Les réacteurs électrogènes actuellement en service en France utilisent de l'uranium enrichi sous forme d'oxyde, éventuellement mélangé à de l'oxyde de plutonium provenant du traitement de combustibles usés, et, comme fluide de transfert de la chaleur, de l'eau ordinaire sous une pression suffisamment élevée pour rester liquide (155 bars) à sa température de fonctionnement (300 °C). Ils sont appelés « réacteurs à eau sous pression » (REP) et appartiennent à ce que l'on dénomme communément la deuxième génération de réacteurs nucléaires de puissance⁵.

Une particularité française est la standardisation du parc, avec un nombre important de réacteurs techniquement proches, qui justifie une présentation générique de ceux-ci dans le présent chapitre. Les 19 centrales nucléaires en exploitation en France comportent de deux à six réacteurs à eau sous pression, pour un total de 58 réacteurs. Ce parc de réacteurs nucléaires est constitué par des séries de réacteurs appelées paliers : 900 MWe, 1 300 MWe, 1 450 MWe (ou N4) (figure 2.1).

Les 34 réacteurs de 900 MWe sont répartis en deux principaux types :

- le CPO, constitué des deux réacteurs de Fessenheim et des quatre réacteurs du Bugey ;
- le CPY (constitué des types CP1 et CP2) qui regroupe les 28 autres réacteurs (quatre réacteurs au Blayais, quatre à Dampierre, six à Gravelines, quatre au Tricastin, quatre à Chinon, quatre à Cruas-Meysse et deux à Saint-Laurent des Eaux).

3. Des produits radioactifs peuvent être formés sous rayonnement par activation des composants métalliques du circuit primaire puis être transférés dans le fluide primaire sous l'effet de mécanismes de corrosion.

4. Le « modérateur » ralentit la vitesse des neutrons et augmente ainsi la probabilité qu'ils provoquent une fission.

5. La première génération regroupe les réacteurs construits avant les années 1970. En France, les réacteurs de première génération étaient des réacteurs de type uranium naturel-graphite-gaz (filiale UNGG).

Les 20 réacteurs de 1 300 MWe sont répartis en deux principaux types :

- le P4, constitué de huit réacteurs dont deux à Flamanville, quatre à Paluel et deux à Saint-Alban ;
- le P'4, constitué de douze réacteurs dont deux à Belleville-sur-Loire, quatre à Cattenom, deux à Golfech, deux à Nogent-sur-Seine et deux à Penly.

Enfin, le palier N4 est constitué de quatre réacteurs de 1 450 MWe, dont deux sur le site de Chooz et deux sur le site de Civaux.

Malgré la standardisation voulue du parc de réacteurs électronucléaires français, des nouveautés technologiques ont été introduites au fur et à mesure de la conception et de la réalisation des centrales. La construction du parc s'est faite en quatre étapes principales :

- le 900 MWe, « présérie » de type CP0, mis en exploitation entre 1977 et 1979 ;
- le 900 MWe de type CPY, mis en exploitation entre 1980 et 1987 ;
- le 1 300 MWe de types P4 et P'4, mis en exploitation entre 1984 et 1993 ;
- le 1 450 MWe (ou N4) mis en exploitation entre 2000 et 2002.

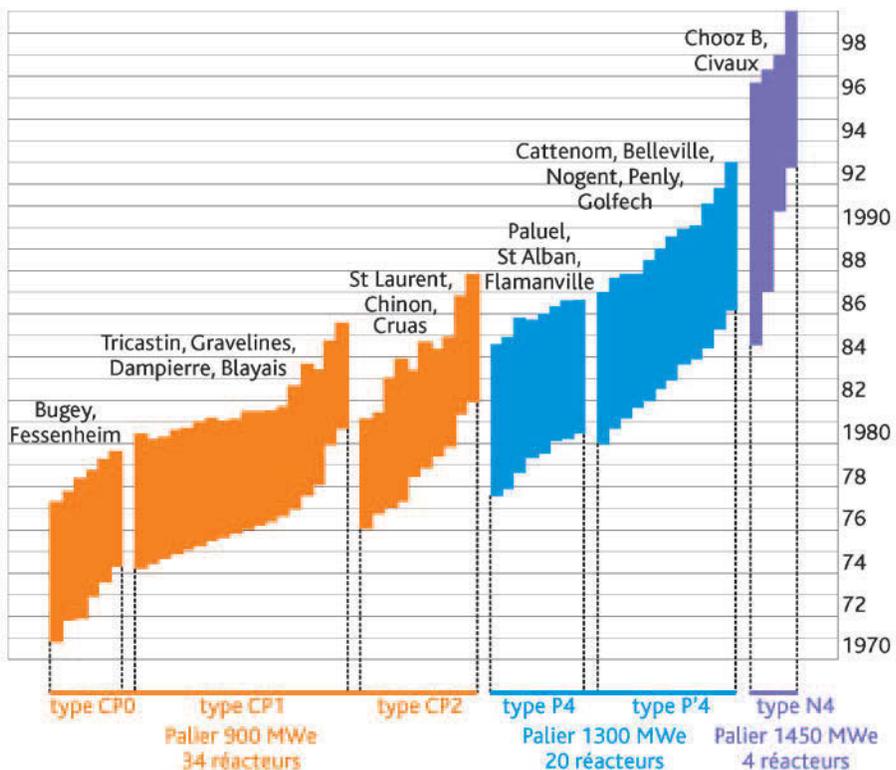


Figure 2.1. Années de construction et répartition des trois paliers de réacteurs de puissance 900, 1 300 et 1 450 MWe en exploitation en France en 2013.

Les réacteurs de type CPY ont bénéficié du retour d'expérience des études de conception, de la construction et de l'exploitation de ceux du type CP0. Contrairement aux études de conception du type CP0 qui ont été conduites séparément pour chacun des deux sites, les études de conception du type CPY ont été réalisées pour l'ensemble des sites d'implantation. Le type CPY diffère ainsi du type CP0 par la conception des bâtiments, et notamment par celle de l'enceinte de confinement, modifiée pour y faciliter les opérations d'exploitation, par l'implantation des systèmes de sauvegarde, modifiée pour accroître l'indépendance des voies de ces systèmes et améliorer leur fiabilité, et par un pilotage plus souple du réacteur (notamment par l'utilisation de grappes de commande et l'ajout de grappes de commande moins absorbantes pour les neutrons⁶). Pour les réacteurs de type CP2 l'orientation de la salle des machines a été changée de 90° afin d'éviter que des projectiles résultant d'une rupture du turboalternateur puissent endommager l'enceinte de confinement du réacteur (figure 2.2).

Les réacteurs de 1 300 MWe diffèrent des réacteurs de 900 MWe par la conception du cœur, des circuits et du système de protection du cœur du réacteur ainsi que des bâtiments de l'installation. L'augmentation de puissance a été obtenue par un accroissement de la taille du cœur. La capacité de refroidissement du circuit primaire a été accrue pour pouvoir évacuer l'augmentation de puissance (de 900 à 1 300 MWe) grâce à la mise en place d'une boucle de refroidissement supplémentaire (le nombre de boucles passe ainsi de trois pour les réacteurs de 900 MWe à quatre pour les réacteurs de 1 300 MWe) (figure 2.3). Les composants de chaque boucle primaire ont également une taille plus importante par rapport au palier précédent. En termes d'implantation des bâtiments, les tranches sont indépendantes alors qu'elles étaient jumelées pour les paliers précédents (figure 2.2). Les systèmes de sauvegarde et les systèmes auxiliaires sont implantés dans des bâtiments spécifiques à chaque tranche pour améliorer la sûreté de leur fonctionnement. En outre, chaque enceinte de confinement comporte une double paroi en béton (paroi interne en béton précontraint et paroi externe en béton armé) remplaçant la seule paroi en béton précontraint doublée d'une peau d'étanchéité en acier des réacteurs de 900 MWe. De nouvelles technologies de contrôle-commande, à base de microprocesseurs et de mémoires programmables, sont mises en œuvre. Le type P'4 se démarque du type P4 par une recherche d'optimisation de l'installation des bâtiments et des ouvrages, dans le but essentiel de réduire les coûts ; ceci se traduit par un plan de masse plus compact et des bâtiments et des structures de dimensions plus réduites.

6. Les grappes de commande sont constituées de 24 crayons. Il existe deux types de grappes de commande, « noires » et « grises », le premier – grappe « noire » – comportant 24 crayons absorbant les neutrons (composées d'un alliage d'argent, d'indium et de cadmium (AIC) ou de carbure de bore (B_4C)), l'autre – grappe « grise » – comportant des crayons composés de matière plus ou moins absorbante (par exemple seulement huit crayons absorbant en AIC ou B_4C , les 18 autres crayons étant en acier, plus transparent aux neutrons). Les mouvements différenciés de ces grappes dans le cœur permettent d'optimiser la distribution spatiale de puissance, de piloter les variations de puissance du réacteur et de réguler la température moyenne de l'eau du circuit primaire.

Enfin, les réacteurs de 1 450 MWe se distinguent notamment de ceux des paliers précédents par un accroissement de la taille du cœur du réacteur, une conception plus compacte des générateurs de vapeur (GV) délivrant de la vapeur à plus haute pression, par la conception du groupe motopompe primaire (accroissement du débit) et par l'informatisation de la conduite.

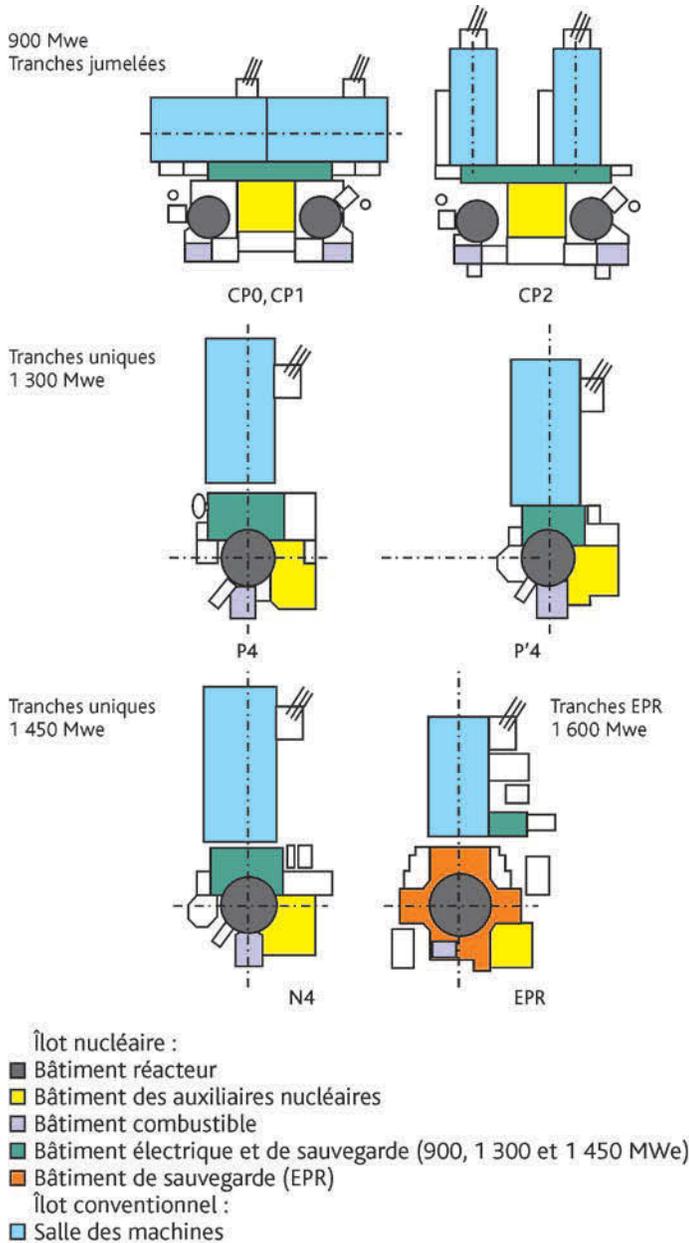


Figure 2.2. Plan de masse schématique des bâtiments des différents paliers de réacteurs en France.

La nouvelle génération de réacteurs qu'EDF envisage d'exploiter en France sera constituée de réacteurs dits de troisième génération de type EPR (pour *European Pressurized water Reactor*). Un réacteur d'une puissance d'environ 1 600 MWe est en construction sur le site de Flamanville dans la Manche. Ces nouveaux réacteurs à eau sous pression sont conçus de manière « évolutionnaire » par rapport aux réacteurs actuellement en exploitation en France ; ils bénéficient de ce fait du retour d'expérience important obtenu par l'exploitation du parc actuel et répondent à des objectifs de sûreté renforcés. Ils bénéficient également des résultats de la recherche, notamment dans le domaine des accidents de [fusion du cœur](#) qui ont été pris en compte dès la conception. Ils diffèrent notamment des REP de deuxième génération par la conception des circuits et du système de protection du cœur du réacteur et des bâtiments de l'installation (en particulier l'enceinte de confinement) qui offre une protection accrue en cas d'accident.

La conception du circuit primaire, la configuration des boucles et la conception des principaux composants sont très proches de celles du palier N4. Les évolutions notables sont :

- l'augmentation des volumes d'eau primaire et secondaire (notamment dans les générateurs de vapeur) afin d'accroître l'inertie thermique du réacteur ;
- l'organisation des systèmes de sauvegarde et des systèmes supports (injection de sécurité (RIS), alimentation de secours en eau des générateurs de vapeur (ASG), refroidissement intermédiaire (RRI) et eau brute secours (SEC), alimentations électriques de secours (AES)) en quatre trains indépendants, placés dans des locaux séparés physiquement. La séparation physique des systèmes de sauvegarde vise à assurer leur disponibilité en cas d'agression interne ou externe (e.g., incendie, séisme, inondation).

Pour l'enceinte de confinement, outre le renforcement de la structure (plus particulièrement de la paroi externe en béton, voir § 2.3.2.3), les modifications suivantes ont été apportées par rapport à celles du palier N4 :

- implantation à l'intérieur de l'enceinte de confinement du réservoir d'eau borée IRWST (initiales de l'appellation anglaise *In-containment Refueling Water Storage Tank*), alimentant l'injection de sécurité et les circuits de refroidissement de l'enceinte CHRS, (initiales de l'appellation anglaise *Containment Heat Removal System*) ;
- installation d'un dispositif pour récupérer et refroidir le corium dans un compartiment spécifique après la défaillance de la cuve lors d'un accident avec [fusion du cœur](#) ; ce dispositif vise à assurer l'étanchéité du radier de l'enceinte de confinement sur le long terme si un tel accident de fusion du cœur survenait ;
- mise en place d'une peau d'étanchéité sur la paroi interne de l'enceinte à double paroi.

Une autre différence notable par rapport au palier N4 est que les locaux protégés par la paroi en béton externe renforcée (coque avion) sont plus nombreux : en plus du bâtiment du réacteur, la paroi en béton externe couvre le bâtiment du combustible et deux des locaux contenant les systèmes de sauvegarde.

Le plan de masse des bâtiments (figure 2.2) a notamment évolué pour permettre l'implantation dans des locaux séparés des quatre trains indépendants des systèmes de sauvegarde et des systèmes supports et pour éviter les fuites directes de l'enceinte de confinement vers l'environnement. Les traversées de l'enceinte débouchent toutes dans des bâtiments à la périphérie du bâtiment du réacteur, ventilés et équipés de moyens de filtration.

Dans la suite de ce chapitre, sont présentés de manière relativement générique et synthétique les principaux constituants des réacteurs en exploitation en France ainsi que le fonctionnement de ces réacteurs en situation normale et accidentelle, de manière à fournir les éléments de compréhension nécessaires à la lecture de l'ouvrage. Les spécificités du réacteur EPR sont décrites lorsqu'elles concernent la prise en compte des accidents de [fusion du cœur](#).

2.3. Description d'un réacteur à eau sous pression et de ses principaux circuits

2.3.1. Présentation générale de l'installation

Chaque réacteur comprend un îlot nucléaire, un îlot conventionnel, des ouvrages de prise et de rejet d'eau et éventuellement un aéroréfrigérant (figures 2.2 et 2.3).

L'îlot nucléaire comporte principalement :

- le bâtiment du réacteur (BR) qui contient le réacteur et l'ensemble des circuits primaires sous pression ainsi qu'une partie des circuits et systèmes assurant le fonctionnement et la sûreté du réacteur (figures 2.3, 2.6 et 2.7) ;
- le bâtiment du combustible (BK) abritant les installations d'entreposage et de manutention du combustible neuf (en attente de chargement dans le réacteur) et irradié (en attente de transfert vers les usines de retraitement). Il comprend aussi les matériels du circuit de refroidissement et de traitement des eaux de piscine (PTR) et, pour les tranches en exploitation, les matériels du circuit de refroidissement de secours des générateurs de vapeur (ASG). Le réacteur EPR est quant à lui équipé de quatre trains indépendants d'alimentation de secours des générateurs de vapeur, chaque train étant implanté dans une des quatre divisions du bâtiment des auxiliaires de sauvegarde ;
- un bâtiment des auxiliaires de sauvegarde et des locaux électriques (BAS/BL) qui abrite en sa partie inférieure les principaux systèmes de sauvegarde et en sa partie supérieure les locaux électriques. Ces deux parties ne communiquent pas entre elles. Les locaux des auxiliaires de sauvegarde contiennent notamment les matériels du circuit d'injection de sécurité (RIS), du circuit d'aspersion dans l'enceinte (EAS), du circuit de refroidissement intermédiaire (RRI) ainsi que les matériels nécessaires à la ventilation. Les locaux électriques abritent l'ensemble des moyens de commande de la tranche (la salle de commande et les locaux d'exploitation, les alimentations électriques, le contrôle-commande de la tranche). Il est à noter que, pour les 900 MWe, il n'y a qu'un bâtiment des auxiliaires de sauvegarde et des locaux électriques pour deux tranches « jumelées » ; pour les

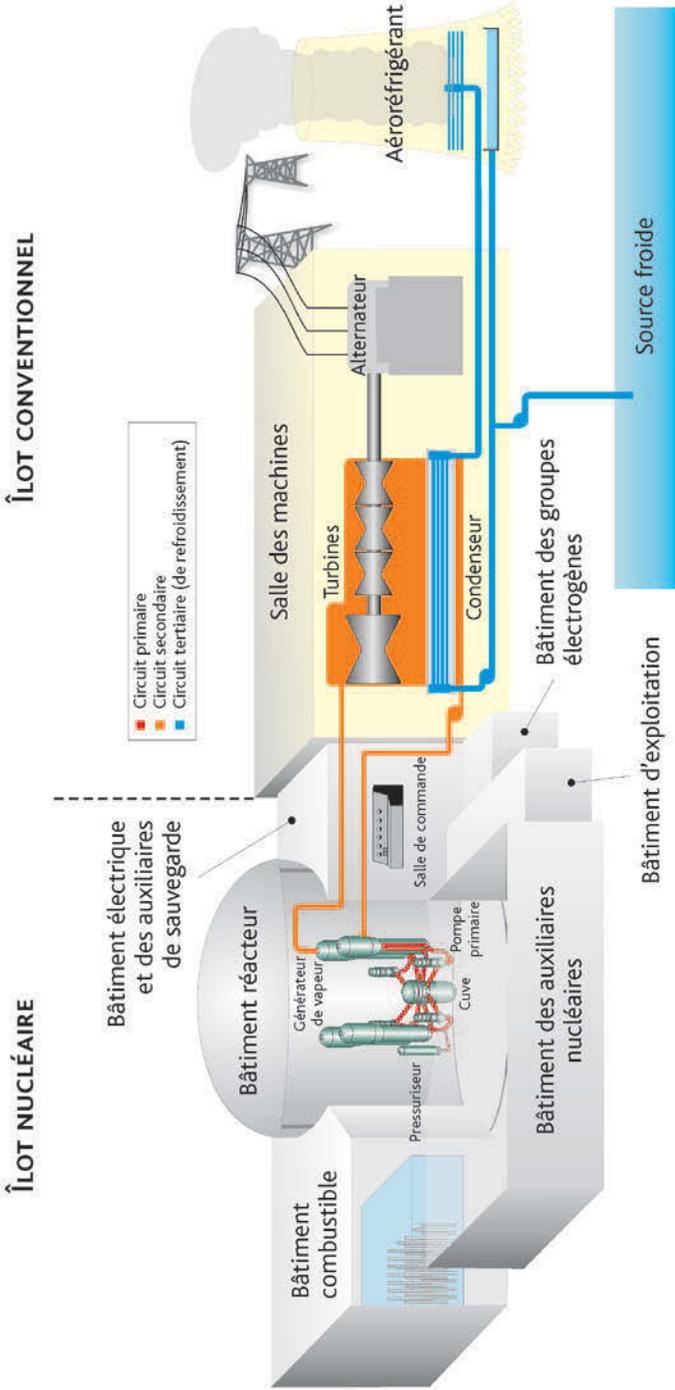


Figure 2.3. Présentation générale d'un réacteur à eau sous pression (1 300 MWe ou N4) et de ses principaux circuits.

paliers 1 300 MWe et N4, il y a un bâtiment par tranche ; pour EPR, il y a quatre systèmes de sauvegarde indépendants implantés chacun avec ses systèmes supports dans un local séparé physiquement des autres, appelé « division » du bâtiment des auxiliaires de sauvegarde. Deux « divisions » du bâtiment des auxiliaires de sauvegarde sont protégées par la paroi externe en béton renforcée (il s'agit des « divisions » 2 et 3). La salle de contrôle commande se situe dans la « division » 3 du bâtiment des auxiliaires de sauvegarde ;

- un bâtiment des auxiliaires nucléaires (BAN) qui abrite les circuits auxiliaires nécessaires au fonctionnement normal du réacteur. Il abrite notamment les matériels des circuits de contrôle chimique et volumétrique (RCV), de traitement des effluents gazeux, de traitement des effluents primaires et d'acide borique ;
- deux bâtiments séparés géographiquement qui abritent chacun un groupe électrogène à moteur diesel (alimentation électrique de sauvegarde). Pour EPR, les alimentations électriques externes de sauvegarde comprennent quatre groupes électrogènes à moteur diesel par bâtiment situés dans deux bâtiments dédiés et deux autres groupes électrogènes d'ultime secours ;
- un bâtiment d'exploitation.

Les équipements de l'îlot conventionnel fournissent l'énergie électrique au réseau de transport à partir de la vapeur produite dans l'îlot nucléaire. L'îlot conventionnel comporte notamment :

- la salle des machines qui abrite le groupe turboalternateur qui récupère la vapeur produite pour la transformer en électricité et ses auxiliaires ;
- une station de pompage qui permet d'assurer le refroidissement de l'installation en fonctionnement normal, ainsi que le refroidissement de secours avec les ouvrages d'eau connexes ;
- un aérofrigérant si la réfrigération de la tranche est réalisée en circuit fermé.

Certains de ces matériels participent à la sûreté du réacteur. En particulier, les circuits secondaires appartiennent pour partie à l'îlot nucléaire et pour partie à l'îlot conventionnel.

2.3.2. Description des principaux constituants d'un REP

2.3.2.1. Le cœur du réacteur

Le cœur du réacteur est composé d'assemblages combustibles (figure 2.4). Chaque assemblage comporte 264 crayons combustibles (figure 2.4, partie gauche), 24 tubes pouvant contenir les crayons d'une grappe de commande et un tube d'instrumentation, disposés suivant un réseau carré 17 x 17 (figure 2.4, partie droite). Les crayons combustibles sont constitués de tubes en alliage de zirconium appelés aussi gaines (le zirconium absorbe très faiblement les neutrons et résiste bien à la corrosion). L'alliage le plus fréquemment utilisé dans les REP français est le zircaloy comportant 98 % de zirconium. Les gaines, de 0,6 mm d'épaisseur et de 9,5 mm de diamètre, sont maintenues par des grilles en zircaloy. À l'intérieur des crayons sont empilées des pastilles de 8,2 mm de diamètre de dioxyde d'uranium (UO_2) ou

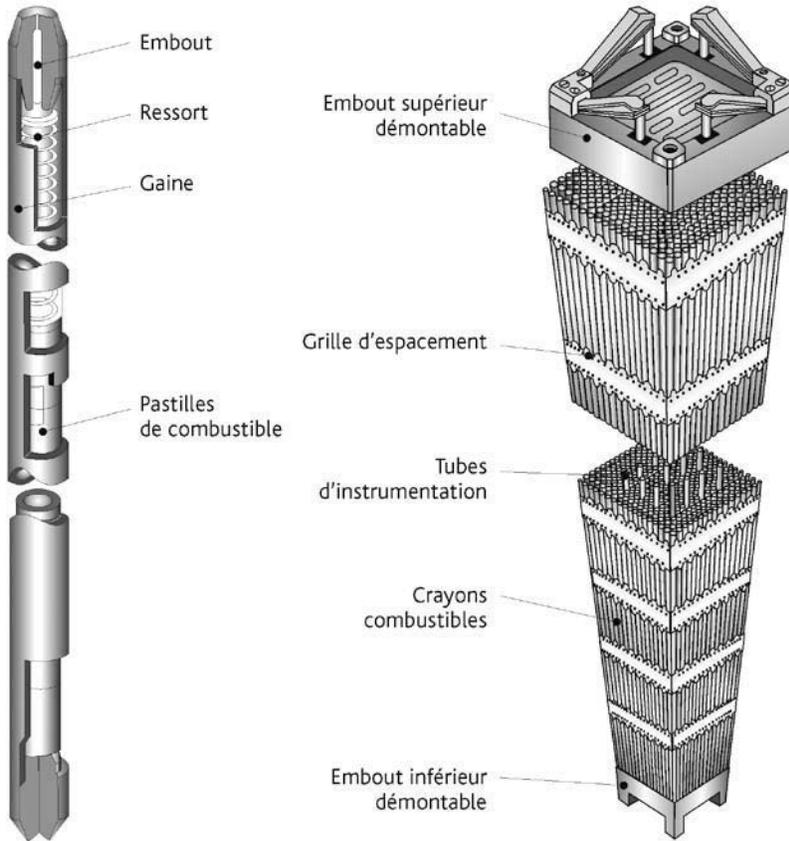


Figure 2.4. Schéma d'un crayon combustible (gauche) et des principaux constituants d'un assemblage combustible (droite).

d'un mélange d'oxydes d'uranium et de plutonium ((U,Pu)O₂, combustible dit MOX), qui constituent le combustible nucléaire. L'enrichissement en ²³⁵U varie de 3 % à 4,5 % suivant le mode de gestion du combustible⁷. Les assemblages combustibles sont semblables pour tous les paliers, seule leur longueur varie. Le combustible est renouvelé lors des arrêts du réacteur d'une périodicité de 12 à 18 mois, par tiers ou quart de cœur.

Les principales caractéristiques du combustible et du cœur sont rappelées dans le tableau 2.1 pour les différents paliers.

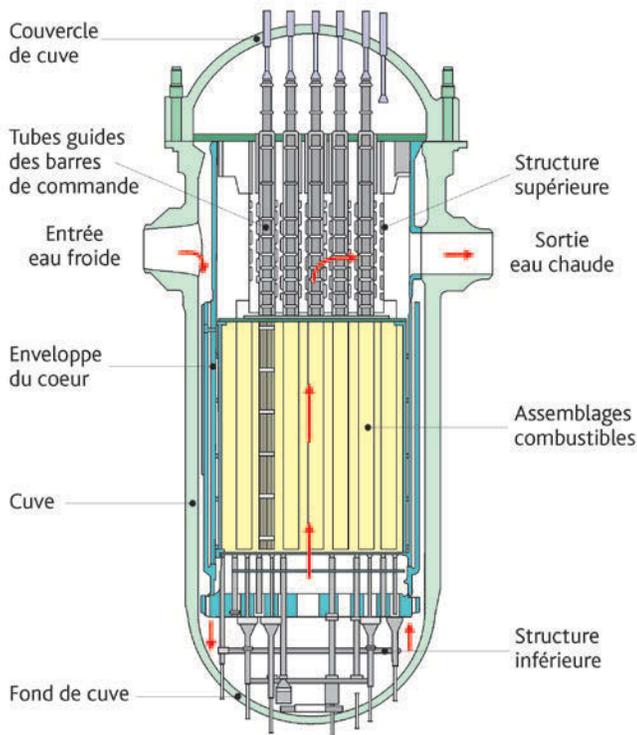
7. Le combustible voit sa matière fissile diminuer au cours du fonctionnement du réacteur et les assemblages de crayons combustibles usés doivent être remplacés par des assemblages neufs. Il existe différents modes de gestion de ces remplacements, notamment en fonction de l'enrichissement initial en matière fissile du combustible.

Tableau 2.1. Caractéristiques des cœurs des différents paliers.

Palier	900 MWe	1 300 MWe	1 450 MWe	EPR
Nombre d'assemblages combustibles	157	193	205	241
Hauteur totale des pastilles de combustible dans chaque crayon de l'assemblage (m)	3,66	4,27	4,27	4,20
Nombre de grappes de commande	57	65	73	89
Matériau absorbant	Ag-In-Cd	Ag-In-Cd + B ₄ C	Ag-In-Cd + B ₄ C	Ag-In-Cd + B ₄ C
Masse d'uranium enrichi (t)	72,5	104	110,5	144,2

Le cœur est disposé à l'intérieur d'une cuve en acier au carbone 16MND5 munie d'un couvercle qui est enlevé pour les opérations de renouvellement du combustible (figure 2.5). À l'intérieur de la cuve sont disposées des structures métalliques qui peuvent être totalement retirées pour les inspections périodiques :

- les structures inférieures assurent le supportage du cœur ;
- les structures latérales (enveloppe du cœur) assurent la séparation entre le fluide froid pénétrant dans la cuve et le fluide chaud sortant du cœur ;

**Figure 2.5.** Schéma de la cuve d'un réacteur REP (exemple de Fessenheim).

- les structures supérieures sont constituées par les tubes guides des barres de commande.

Les dimensions des cuves des différents paliers sont indiquées dans le tableau 2.2.

Tableau 2.2. Dimensions des cuves des différents paliers.

Palier	900 MWe	1 300 MWe	1 450 MWe	EPR
Diamètre intérieur (m)	4,00	4,39	4,486	4,885
Hauteur (m)	12,3	13,6	13,645	13,105
Épaisseur des parois au niveau du cœur (m)	0,20	0,22	0,225	0,25

2.3.2.2. Le circuit primaire et les circuits secondaires

Le circuit primaire évacue la chaleur dégagée dans le cœur du réacteur grâce à une circulation d'eau sous pression, dite eau primaire, dans les boucles de refroidissement (trois pour un réacteur de 900 MWe, quatre pour un réacteur de 1 300 MWe ou de 1 450 MWe ou encore pour un réacteur de type EPR). Chaque boucle est raccordée à la cuve qui contient le cœur du réacteur et est équipée d'une pompe de circulation, dite pompe primaire, qui assure la circulation de l'eau échauffée 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 (figures 2.3 et 2.6). Les pompes primaires sont munies de joints d'étanchéité refroidis en permanence par de l'eau sous pression afin d'éviter les fuites d'eau primaire à l'extérieur du circuit primaire.

Les générateurs de vapeur sont des évaporateurs constitués d'un faisceau de tubes en forme d'épingles, avec des dispositifs de séparation d'humidité incorporés dans la partie secondaire. Le fluide primaire passe dans les tubes en U inversé et chauffe l'eau secondaire introduite au-dessus du faisceau tubulaire. La vapeur produite monte à travers les séparateurs d'humidité et sort par le sommet du générateur de vapeur.

Un ballon, appelé pressuriseur, permet l'expansion de l'eau et la maîtrise de la pression du circuit primaire, qui est normalement de 155 bars, afin de maintenir l'eau, chauffée à plus de 300 °C, sous forme liquide. Les réacteurs en exploitation comportent trois lignes de décharge munies chacune d'une soupape d'isolement et d'une soupape de protection. Ces soupapes permettent notamment une dépressurisation ultime du circuit primaire pour éviter une **fusion du cœur** en pression.

Le pressuriseur du réacteur EPR est quant à lui équipé à son sommet de trois lignes de décharge équipées chacune d'une soupape pilotée munie d'un capteur de position. Le réacteur EPR est équipé en plus d'un dispositif spécifique de dépressurisation ultime du circuit primaire, constitué d'un train de vannes motorisées, destiné à éviter la fusion du cœur en pression. Ce dispositif est constitué de deux lignes de décharge en parallèle connectées à un piquage commun dédié, localisé en haut du pressuriseur. Ces deux

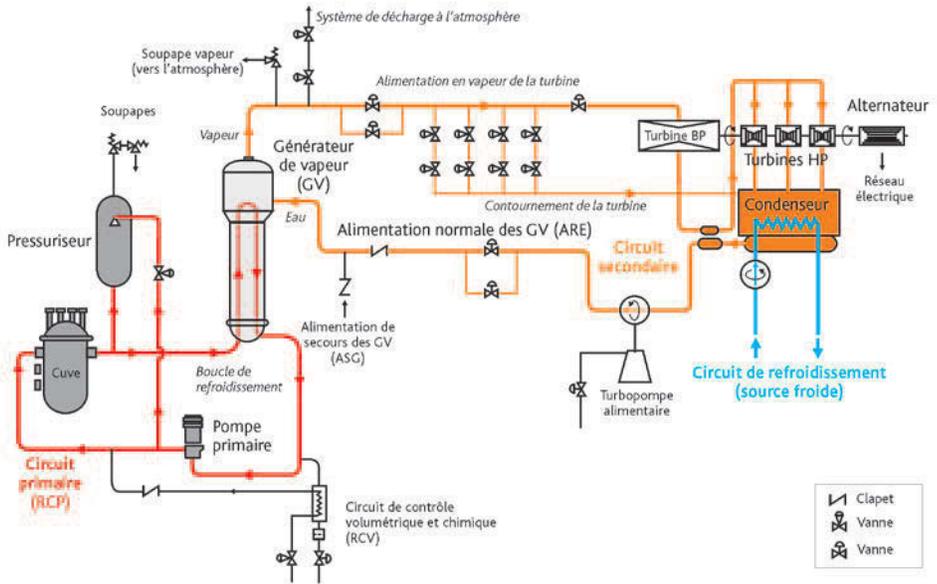


Figure 2.6. Schéma des principaux composants du circuit primaire et des circuits secondaires.

lignes sont munies chacune de deux vannes motorisées et débitent dans une ligne de décharge commune vers le réservoir de décharge du pressuriseur. Ce dispositif est présenté au paragraphe 4.3.4.

Les conditions normales de fonctionnement du circuit primaire des différents paliers sont indiquées dans le tableau 2.3.

Pour chaque tranche, le circuit primaire principal est contenu en totalité dans l'enclenche de confinement.

Tableau 2.3. Conditions de fonctionnement normales du circuit primaire pour les différents paliers.

Palier	900 MWe	1300 MWe	1450 MWe	EPR
Nombre de boucles	3	4	4	4
Pression primaire absolue nominale (bar)	155	155	155	155
Débit nominal (m ³ /h)	21 250	23 325	24 500	27 195
Volume du circuit primaire y compris le pressuriseur (m ³)	271	399	406	460
Température nominale de l'eau à l'entrée de la cuve (°C)	286	293	292	296
Température nominale de l'eau à la sortie de la cuve (°C)	323	329	330	330

En fonctionnement normal, les circuits secondaires sont utilisés pour convertir l'énergie thermique produite par le cœur en énergie électrique. Afin d'éviter tout transfert d'eau radioactive à l'extérieur de l'enclume de confinement, les circuits secondaires sont séparés du circuit primaire par les tubes des générateurs de vapeur. Dans ceux-ci, l'eau du circuit primaire transmet sa chaleur à l'eau des circuits secondaires qui est vaporisée puis se détend dans la turbine à vapeur de l'installation couplée à l'alternateur (figure 2.6). La vapeur produite dans ces circuits est à une pression de 58 bars absolus pour les réacteurs de 900 MWe, de 65 bars absolus pour les réacteurs de 1 300 MWe, de 73 bars absolus pour les réacteurs de 1 450 MWe et de 77 bars absolus pour EPR. À la sortie de la turbine, la vapeur passe dans un condenseur refroidi par l'eau d'une rivière ou d'un fleuve ou par l'eau de la mer, ou par l'intermédiaire d'aéroréfrigérants où l'eau est refroidie au contact de l'air.

Trois ou quatre lignes⁸ (une ligne par générateur de vapeur) relient la partie supérieure des générateurs de vapeur au barillet « vapeur » de la turbine (figure 2.6). Chaque ligne est équipée :

- d'un limiteur de débit placé dans la tubulure de sortie du générateur de vapeur ;
- d'un système de décharge à l'atmosphère équipé d'une vanne d'isolement et d'une vanne de régulation ;
- de sept (deux pour le palier N4 et le réacteur EPR) soupapes de sûreté avec des tuyauteries de décharge à l'atmosphère ;
- d'une vanne d'isolement qui se ferme en quelques secondes.

Le limiteur de débit permet de réduire la vitesse de refroidissement et de dépressurisation du circuit secondaire concerné et les efforts subis par le faisceau tubulaire correspondant en cas de rupture d'une tuyauterie de vapeur. Les soupapes protègent le circuit contre les surpressions si le débit de vapeur ne peut plus être évacué. Le système de contournement permet d'envoyer momentanément de la vapeur directement au condenseur en contournant la turbine sans solliciter les soupapes. Il est notamment utilisé pour évacuer la chaleur du cœur lors d'un démarrage, d'un arrêt à chaud ou d'un arrêt à froid du réacteur jusqu'à la mise en service du circuit de refroidissement à l'arrêt du réacteur (RRA) (figure 2.7). Le système de décharge à l'atmosphère permet d'évacuer la chaleur résiduelle et donc de refroidir le cœur du réacteur si celui-ci ne peut plus être refroidi par les moyens normaux et de ne pas solliciter les soupapes de sûreté en cas de rupture d'un ou plusieurs tubes de générateur de vapeur. Ce système est constitué d'une seule ligne par générateur de vapeur pour les paliers 900 et 1 300 MWe, de deux lignes par générateur de vapeur pour le palier N4 et d'une seule ligne pour le réacteur EPR. Chaque ligne est équipée d'une vanne de décharge et d'une vanne d'isolement.

Les caractéristiques des circuits secondaires sont précisées pour les différents paliers dans le tableau 2.4.

8. Pour le réacteur EPR, chacune des quatre lignes est dans un local séparé.

Tableau 2.4. Caractéristiques des circuits secondaires pour les différents paliers.

Palier	900 MWe	1 300 MWe	1 450 MWe	EPR
Nombre de générateurs de vapeur (GV)	3	4	4	4
Pression de la vapeur secondaire à la sortie des GV (bars absolus)	58	65	73	77
Surface d'échange dans un GV (m ²)	4 746	6 940	7 308	7 960
Débit de vapeur (t/h) par GV	1 820	1 909	2 164	2 197
Température de la vapeur à la sortie du GV (°C)	273	281	288	293

2.3.2.3. L'enceinte de confinement

L'enceinte de confinement est constituée du bâtiment du réacteur qui abrite le circuit primaire, une partie des circuits secondaires, incluant les générateurs de vapeur, ainsi que certains auxiliaires de fonctionnement et de sûreté. Le bâtiment du réacteur est constitué d'un cylindre en béton, surmonté d'un dôme en béton, et constitue une enveloppe résistante et à étanchéité spécifiée (voir le chapitre 6 pour plus de détails) ; il assure le confinement des substances radioactives par rapport à l'environnement extérieur et la protection du réacteur contre les agressions externes. Il est conçu, pour les REP en exploitation, pour résister à la pression atteinte (4 à 5 bars absolus) lors d'un accident de perte de réfrigérant primaire (APRP avec une rupture complète doublement débattue d'une tuyauterie primaire principale) ou lors d'une rupture d'une tuyauterie de vapeur à l'intérieur de l'enceinte de confinement ; il assure une étanchéité satisfaisante dans ces circonstances. Pour le réacteur EPR, il est conçu pour résister à une pression supérieure, de l'ordre de 6,5 bars absolus.

Pour tous les réacteurs, les parois en béton reposent sur un radier lui-même en béton qui constitue le socle du bâtiment et sont coiffées d'un dôme également en béton qui constitue le toit du bâtiment. Le bâtiment du réacteur est dimensionné pour résister aux sollicitations du séisme majoré de sécurité (SMS) (la magnitude du SMS est définie à partir des magnitudes des séismes maximaux historiquement vraisemblables (SMHV) en prenant une marge de sécurité couvrant en particulier les incertitudes) et aux agressions de l'environnement (conditions météorologiques extrêmes, chutes d'avions, explosions, etc.).

Les pénétrations du bâtiment du réacteur constituent des points singuliers de l'enceinte. Des orifices, ou traversées dans les parois de l'enceinte, permettent en effet le passage de tuyauteries, de câbles électriques et des conduits de ventilation. De plus, des sas sont installés pour permettre le passage du personnel et du matériel (gros équipements). Enfin, il existe un tube de transfert des assemblages combustibles entre le bâtiment du réacteur et le bâtiment du combustible. Certaines tuyauteries d'eau et de vapeur constituent une extension de l'enceinte de confinement, notamment les portions

des circuits secondaires intérieures au bâtiment du réacteur et les portions extérieures jusqu'aux vannes d'isolement. L'enveloppe secondaire des générateurs de vapeur et les faisceaux de tubes des générateurs de vapeur qui font partie du circuit primaire principal sont également une extension de l'enceinte de confinement.

Toutes ces traversées sont à étanchéité spécifiée (voir le chapitre 6 pour plus de détails). Elles sont munies d'organes d'isolement à l'intérieur de l'enceinte, à l'exception des traversées d'eau et de vapeur des circuits secondaires. Ces dispositifs d'isolement, fermés avant un accident ou au cours de celui-ci, sont placés sur les entrées et les sorties de fluide. Pour les traversées d'eau et de vapeur des circuits secondaires, les vannes d'isolement sont placées à l'extérieur de l'enceinte en aval des soupapes de sûreté (voir la description des circuits secondaires au paragraphe précédent).

L'enceinte de confinement fait l'objet de contrôles et d'épreuves avant le premier démarrage du réacteur, notamment pour déterminer son niveau global d'étanchéité et sa résistance aux sollicitations en fonctionnement normal et accidentel. Tous ces aspects sont détaillés dans le chapitre 6 du présent ouvrage.

Des structures internes permettent d'assurer le supportage des matériels, la protection biologique des personnes ainsi qu'une séparation physique des boucles et de certains matériels notamment pour les boucles primaires.

Tableau 2.5. Caractéristiques des enceintes de confinement des différents paliers.

Palier	900 MWe	1 300 MWe P4	1 300 MWe P'4	N4	EPR
Volume total (m ³)	60 000	98 000	83 700	86 000	102 700
Volume libre (m ³)	50 400	82 000	70 500	73 000	75 500
Hauteur totale au-dessus du sol (m)	51,3 (FES)* 52,9 (BUG)* 56,6 (CPY)	71,9	61,8	63,2	62,2
Diamètre intérieur de la partie cylindrique (m)	37	45,00 (paroi intérieure) 50,80 (paroi extérieure)	43,80 (paroi intérieure) 49,80 (paroi extérieure)	43,80 (paroi intérieure) 49,80 (paroi extérieure)	48,00 (paroi intérieure) 53,00 (paroi extérieure)
Épaisseur courante de la partie cylindrique (m)	0,85 (CPO) 0,90 (CPY)	0,90 (paroi intérieure) 0,55 (paroi extérieure)	1,20 (paroi intérieure) 0,55 (paroi extérieure)	1,20 (paroi intérieure) 0,55 (paroi extérieure)	1,30 (paroi intérieure) 1,30 (paroi extérieure)
Hauteur hors sol de la partie cylindrique (m)	41	54,15 (paroi intérieure) 55,04 (paroi extérieure)	46,60 (paroi intérieure) 51,15 (paroi extérieure)	51,00 (paroi intérieure) 55,55 (paroi extérieure)	43,90 (paroi intérieure) 46,60 (paroi extérieure)
Dôme, épaisseur courante (m)	0,75 (CPO) 0,80 (CPY)	0,87 (paroi intérieure) 0,40 (paroi extérieure)	0,82 (paroi intérieure) 0,40 (paroi extérieure)	0,82 (paroi intérieure) 0,40 (paroi extérieure)	1,00 (paroi intérieure) 1,80 (paroi extérieure)
Épaisseur de la peau d'étanchéité (mm)	6	sans peau	sans peau	sans peau	6

* FES = Fessenheim ; BUG = Bugey.

Les enceintes de confinement des réacteurs français, hormis celles des réacteurs de type EPR⁹, sont munies d'un circuit de décompression et de filtration (appelé également dispositif d'événage-filtration) permettant d'éviter une défaillance brutale de l'enceinte en cas de montée lente de la pression interne lors d'un accident de **fusion du cœur**. Pour réduire le relâchement de produits radioactifs, la vapeur présente dans l'enceinte est envoyée par ce circuit dans un dispositif comportant un préfiltre métallique et un lit de sable qui permettent de piéger la plus grande partie des aérosols radioactifs. L'ouverture de ce circuit relève d'une procédure spécifique, dénommée procédure U5 (§ 2.5.2.1).

► Description des parois de l'enceinte

Les enceintes de confinement des réacteurs de 900 MWe sont constituées d'une seule paroi en béton armé précontraint revêtues sur sa surface interne d'une peau d'étanchéité métallique appelée « peau d'étanchéité ». La peau d'étanchéité est chargée d'assurer l'étanchéité de l'enceinte, y compris en cas d'accident. L'enceinte en béton est chargée de résister aux pressions et températures en cas d'accident, aux sollicitations sismiques et aux agressions d'origine externe.

Les enceintes des réacteurs de 1 300 MWe et de 1 450 MWe comportent deux parois :

- une paroi interne en béton précontraint sans peau d'étanchéité métallique, chargée de résister aux pressions et températures en cas d'accident et participant à l'étanchéité de l'enceinte ;
- une paroi externe en béton armé ; les fuites de la paroi interne sont collectées dans l'espace entre les deux parois (interne et externe) ; cet espace est maintenu en dépression par le système EDE de façon à collecter et à filtrer avant rejet les fuites éventuelles venant de la paroi interne et des traversées. La paroi externe protège également le réacteur des agressions de l'environnement (conditions météorologiques extrêmes, chutes d'avions, explosions, etc.).

L'enceinte du réacteur EPR (Flamanville 3) comporte, comme celles des réacteurs de 1 300 MWe et de 1 450 MWe, deux parois avec un système de confinement dynamique. De plus, la paroi interne de l'enceinte est recouverte d'une peau d'étanchéité métallique. Dans le cas de ce réacteur, l'étanchéité est assurée essentiellement par la peau d'étanchéité. La paroi externe en béton armé de l'EPR a été renforcée par rapport à celle des réacteurs de la génération précédente pour résister, en cas d'accident grave, aux explosions d'hydrogène, répondre aux exigences d'absence directe de fuites radioactives vers l'environnement et consolider sa protection face aux agressions externes.

9. Dans son avis n° 2012-AV-0139 du 3 janvier 2012 relatif aux évaluations complémentaires de sûreté des installations nucléaires prioritaires au regard de l'accident survenu sur la centrale nucléaire de Fukushima Daiichi, l'ASN préconise qu'« EDF devra identifier les systèmes existants ou supplémentaires devant faire partie du « noyau dur » du réacteur EPR en particulier pour assurer la maîtrise de la pression dans l'enceinte en cas « d'accident grave ». Cette préconisation pourrait conduire à reconsidérer la mise en place d'un dispositif d'événage-filtration sur ce type de réacteur.

► Description du radier de l'enceinte

Le bâtiment du réacteur repose sur un radier en béton précontraint qui constitue la fondation des parois et des structures internes en béton de l'enceinte de confinement et qui assure le confinement de la partie inférieure du bâtiment. Le radier présente l'aspect d'une galette de béton dont la configuration varie d'un site à l'autre et est adaptée aux caractéristiques sismiques et géotechniques du site considéré. Son épaisseur est de 1,50 m pour Fessenheim, de 2,25 m pour Bugey, de 4,00 m environ pour les tranches CPY, de 3,00 m pour les tranches P4, de 2,80 m pour les tranches P'4, d'environ 3 m pour les tranches N4 et d'environ 4 m pour les réacteurs de type EPR.

Le radier comporte des galeries de mise en tension des câbles de précontrainte, un réseau de drainage, éventuellement des dispositifs de mesure.

Le radier du réacteur EPR est équipé de plus d'un système de récupération et de refroidissement du corium en cas de défaillance de la cuve lors d'un accident de [fusion du cœur](#). Ce système est présenté dans le détail au paragraphe [4.3.4](#) du présent ouvrage (voir également la figure [4.7](#)).

► Description du puits de cuve

Le puits de cuve est limité par un anneau cylindrique en béton entourant la cuve du réacteur. En partie basse, une ouverture est prévue pour permettre l'accès à l'intérieur du puits de cuve (cet accès est condamné lorsque le réacteur est en fonctionnement). L'espace entre la cuve et le béton du puits de cuve est occupé principalement par le calorifuge de la cuve. Le puits de cuve supporte les structures internes du bâtiment du réacteur et repose sur le radier de l'enceinte de confinement (tableau 2.6).

Tableau 2.6. Caractéristiques des puits de cuve des différents paliers.

Palier	900 MWe	1 300 MWe P4	1 300 MWe P'4	1 450 MWe N4	EPR
Diamètre interne (m)	5,20	5,85	5,26	5,56	6,15
Épaisseur (m)	1,80 à 2,10	2,00	2,00	2,00	2,70

En partie haute, des saignées permettent le passage des chambres de mesure du flux neutronique et des trémies permettent le passage des tuyauteries primaires (branches chaudes et branches froides).

Le rôle du puits de cuve est de supporter la cuve du réacteur, de protéger les travailleurs des rayonnements ionisants lors des interventions sur le circuit primaire et les matériels avoisinants pendant le fonctionnement.

Pour les réacteurs de 900, 1 300 et 1 450 MWe, le puits de cuve peut contenir de l'eau, notamment lors d'un accident avec une brèche dans le circuit primaire ; l'eau présente dans le puits de cuve peut également provenir de l'utilisation du système d'aspersion dans l'enceinte (§ [2.3.2.4](#)).

Pour le réacteur EPR, le puits de cuve a été conçu pour éviter la dispersion du corium dans l'enceinte de confinement si une défaillance de la cuve survenait au cours d'un accident de **fusion du cœur** ; cette disposition vise à éliminer tout risque d'échauffement direct de l'enceinte (§ 5.2.1). Il a également été conçu pour rester sec afin d'éviter une explosion de vapeur qui pourrait résulter d'une interaction corium-eau en cas de défaillance de la cuve (§ 5.2.3) et pour permettre le transfert du corium vers le dispositif d'étalement et de refroidissement spécifique après défaillance de la cuve (§ 5.4.3). La prise en compte des accidents de fusion du cœur dans la conception des réacteurs EPR est présentée en détail au paragraphe 4.3.4.

2.3.2.4. Les principaux circuits auxiliaires et circuits de sauvegarde

Les circuits auxiliaires contribuent, pendant le fonctionnement normal en puissance du réacteur ainsi que lors de la mise à l'arrêt ou du redémarrage normal du réacteur, à l'accomplissement des fonctions fondamentales de sûreté (maîtrise de la réactivité neutronique du cœur, évacuation de la chaleur du circuit primaire et de la puissance résiduelle du combustible, confinement des matières radioactives, voir le paragraphe 2.1). 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). Ces circuits sont schématisés sur la figure 2.7 qui présente le cas des réacteurs en exploitation (hors EPR).

Le système RCV permet, pendant le fonctionnement du réacteur, d'ajuster la concentration du bore dans l'eau primaire par apport d'eau déminéralisée ou borée en fonction des variations de la puissance du cœur du réacteur. Il est en outre utilisé pour ajuster la masse d'eau dans le circuit primaire en fonction des variations de température. Le circuit RCV permet également de maintenir la qualité de l'eau du circuit primaire, en réduisant sa teneur en produits de corrosion grâce à l'injection de substances chimiques (inhibiteurs de corrosion par exemple). Ce système comporte une ou plusieurs tuyauteries de décharge d'eau en provenance du circuit primaire, un réservoir alimenté en acide borique, une station de purification et une ou plusieurs tuyauteries de charge permettant de réinjecter l'eau dans le circuit primaire. Enfin, ce circuit injecte en permanence de l'eau aux joints des pompes primaires pour assurer leur étanchéité.

Le système RRA a pour fonction, lors d'une mise à l'arrêt normal du réacteur, d'évacuer la chaleur résiduelle produite par le combustible dans la cuve du réacteur et de maintenir l'eau primaire à une température modérée tant qu'il y a du combustible dans le cœur. En effet, après l'arrêt de la réaction en chaîne, le cœur du réacteur continue de produire de la chaleur qu'il est nécessaire d'évacuer pour ne pas risquer d'endommager gravement le combustible. Ce système RRA, qui comporte deux motopompes de circulation, prélève de l'eau dans une boucle primaire à la sortie du cœur, la transfère dans des échangeurs et la renvoie dans une autre 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).

Dans le cas du réacteur EPR, le refroidissement à l'arrêt est assuré par le système d'injection de sécurité à basse pression (RIS BP). Le réacteur EPR dispose ainsi de quatre trains séparés et indépendants pour le refroidissement du cœur à l'arrêt.

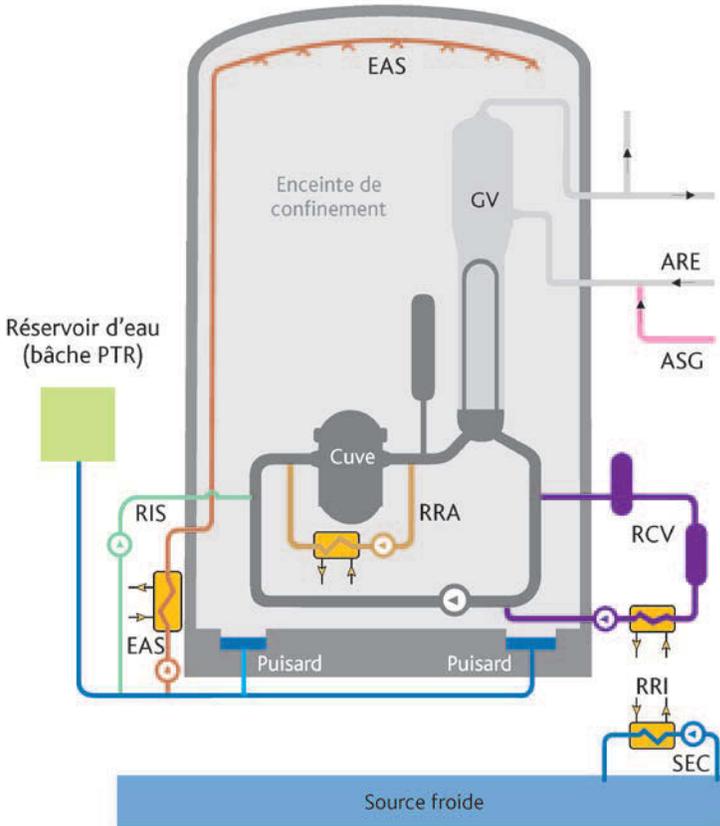


Figure 2.7. Schéma des principaux circuits auxiliaires et des circuits de sauvegarde (réacteurs en exploitation, hors EPR).

Le rôle des systèmes de sauvegarde est de maîtriser les situations accidentelles et d'en limiter les conséquences. Il s'agit principalement du circuit d'injection de sécurité (RIS), du circuit d'aspersion dans l'enceinte (EAS) pour les réacteurs en exploitation (hors EPR) et du circuit d'alimentation de secours en eau des générateurs de vapeur (ASG). Ces circuits sont schématisés sur la figure 2.7 qui présente le cas des réacteurs hors EPR.

Le circuit RIS permet d'injecter de l'eau borée dans le cœur du réacteur en cas d'accident de perte de réfrigérant primaire afin de stopper la réaction nucléaire et de maintenir l'inventaire d'eau dans le circuit primaire. Pour les réacteurs en exploitation (hors EPR), il permet également d'évacuer, dans certains cas de fonctionnement du circuit¹⁰, la puissance résiduelle.

10. Comme pour le circuit EAS décrit plus loin, le circuit RIS peut injecter de l'eau directement à partir du système de traitement et refroidissement de l'eau des piscines (PTR) ou indirectement en reprenant l'eau récupérée en partie basse de l'enceinte (recirculation). L'évacuation de la puissance résiduelle par le système RIS n'est assurée qu'en mode d'injection direct. En cas de recirculation, la puissance résiduelle est évacuée par le système EAS (§ 2.4.2.2).

Pour les réacteurs en exploitation (hors EPR), le circuit RIS comporte des accumulateurs sous pression contenant de l'eau borée, un réservoir d'eau borée (bâche PTR) et différentes pompes aux débits et pressions de refoulement adaptés pour répondre aux différents cas d'accident de perte de réfrigérant primaire (différentes tailles de brèches). Les réacteurs en exploitation disposent d'une injection à haute pression et d'une injection à basse pression. Les réacteurs de 1 300 MWe disposent en plus d'une injection à pression moyenne.

Le réacteur EPR dispose de quatre trains séparés et indépendants d'injection de sécurité à basse et à moyenne pression. Les quatre trains sont alimentés avec de l'eau borée à partir d'un réservoir (le réservoir IRWST) situé à l'intérieur de l'enceinte de confinement¹¹ (contrairement aux réacteurs en exploitation pour lesquels le réservoir d'eau borée est à l'extérieur de l'enceinte de confinement).

Le fonctionnement de ces circuits est décrit au paragraphe 2.4.2.

En cas d'accident conduisant à une augmentation significative de la pression dans le bâtiment du réacteur, un système d'aspersion d'eau (EAS) permet de faire décroître la pression et ainsi de préserver l'intégrité de l'enceinte de confinement. Ce système permet également de rabattre les aérosols radioactifs éventuellement disséminés dans cette enceinte. Pour les réacteurs actuellement en exploitation, le circuit EAS, en partie externe à l'enceinte, permet de pulvériser de l'eau dans le bâtiment du réacteur, soit à partir d'une réserve d'eau externe (PTR), à laquelle on ajoute de la soude, soit en utilisant l'eau récupérée dans la partie basse de l'enceinte (puisard).

Pour les réacteurs de type EPR, le refroidissement de l'enceinte est assuré en cas d'accident grave par la pulvérisation d'eau borée provenant du réservoir IRWST et drainant l'eau à l'intérieur de l'enceinte. Ce système de sauvegarde utilisé uniquement en cas d'accident grave est appelé système CHRS ; son utilisation est également décrite dans le paragraphe 2.4.2.

Le circuit ASG permet de maintenir le niveau d'eau dans la partie secondaire des générateurs de vapeur et donc de refroidir l'eau du circuit primaire en cas d'indisponibilité du système normal d'alimentation (ARE). Pour les réacteurs de 900, 1 300 et 1 450 MWe, il est également utilisé en fonctionnement normal lorsque le réacteur est en arrêt à chaud pour assurer le maintien en eau des générateurs de vapeur. Le système ASG comporte deux pompes entraînées par un moteur électrique et une pompe (900 MWe) ou deux pompes (autres paliers) entraînées par une turbine à vapeur alimentée par les générateurs de vapeur qui puisent l'eau dans une bâche de 700 m³ (900 MWe), 1 440 m³ (P4), 1 723 m³ (P'4) ou 1 488 m³ (N4) et l'injectent dans la partie secondaire des générateurs de vapeur.

11. Grâce aux échangeurs de chaleur intégrés à l'injection de sécurité basse pression, l'évacuation de la puissance résiduelle hors de l'enceinte de confinement est assurée pour le réacteur EPR sans avoir à utiliser un système d'aspersion (EAS) comme sur les réacteurs en exploitation. En fait, il existe sur le réacteur EPR un système d'évacuation de la puissance résiduelle, mais il n'est utilisé que pour les situations d'accident grave. Le réservoir IRWST procure également l'eau nécessaire au refroidissement du corium dans le dispositif de récupération dans le cas d'un accident de fusion du cœur avec défaillance de la cuve.

Dans le cas du réacteur EPR, le système ASG comporte quatre trains séparés et indépendants, chacun possédant son propre réservoir d'eau alimenté par une bache commune de 2 600 m³ et n'est utilisé qu'en cas de défaillance du système d'alimentation normale en eau des générateurs de vapeurs. Le réacteur EPR est également équipé d'un système spécifique d'alimentation en eau des générateurs de vapeur pour le démarrage et l'arrêt du réacteur.

2.3.2.5. Les autres systèmes

Parmi les autres systèmes ou circuits importants pour la sûreté du réacteur, on peut citer :

- le circuit de réfrigération intermédiaire (RRI) qui assure le refroidissement d'un certain nombre d'équipements importants pour la sûreté du réacteur (refroidissement des pompes du circuit primaire et du système de contrôle chimique et volumétrique (RCV), refroidissement des systèmes de ventilation, refroidissement du système d'injection de sécurité (RIS) et du système d'aspersion dans l'enceinte (EAS) pour les tranches en exploitation, refroidissement du système de refroidissement du réacteur à l'arrêt (RRA ou RIS/RRA pour les réacteurs de type EPR). Le circuit RRI fonctionne en boucle fermée entre, d'une part les circuits auxiliaires et les circuits de sauvegarde, d'autre part le circuit d'eau brute secouru (SEC) (voir l'alinéa suivant). Il est à noter que, pour les réacteurs de Fessenheim, le circuit RRI ne participe pas au refroidissement des systèmes RCV, des pompes primaires, du système EAS et des systèmes de ventilation ; le refroidissement de ces systèmes et équipements est assuré directement par le circuit d'eau brute secouru. Tous les autres réacteurs en exploitation sont équipés de deux trains RRI et les réacteurs de type EPR de quatre trains indépendants pour le refroidissement des systèmes de sauvegarde ;
- le circuit d'eau brute secouru (SEC) qui assure le refroidissement du circuit RRI au moyen de la source froide (cours d'eau ou mer). Les paliers en exploitation sont équipés de deux trains SEC, les réacteurs de type EPR de quatre trains ;
- le circuit de réfrigération et de purification de l'eau des piscines (PTR) qui permet, entre autres, d'évacuer la chaleur résiduelle des éléments combustibles stockés dans la piscine d'entreposage des combustibles usés ;
- les systèmes de ventilation qui jouent un rôle essentiel dans le confinement des matières radioactives par la mise en dépression des locaux et la filtration des rejets ;
- les circuits et systèmes destinés à la lutte contre l'incendie ;
- le système de contrôle-commande et les systèmes électriques ; l'alimentation électrique des systèmes importants pour la sûreté du réacteur est doublée ; elle comprend pour les réacteurs en exploitation deux voies électriques indépendantes et pour les réacteurs de type EPR quatre voies électriques indépendantes ; chaque voie électrique est alimentée par un tableau électrique, lui-même alimenté, soit par le réseau électrique externe (deux lignes indépendantes à très

haute tension), soit par un groupe électrogène à moteur diesel. De plus, un troisième groupe électrogène à moteur diesel (palier 900 MWe) ou une turbine de secours (paliers 1 300 MWe et 1 450 MWe) ou deux groupes électrogènes à moteur diesel d'ultime secours (réacteurs de type EPR) peuvent être mis en service en cas de nécessité.

2.4. Fonctionnement du réacteur en situation normale et en situation accidentelle

2.4.1. Les systèmes utilisés lors du fonctionnement normal du réacteur

Le fonctionnement normal du réacteur recouvre les différents états suivants :

- les états en puissance et l'arrêt à chaud, pour lesquels le refroidissement est assuré par les générateurs de vapeur alimentés du côté secondaire par de l'eau provenant du système normal d'alimentation des générateurs de vapeur (ARE) ;
- les états à l'arrêt, circuit primaire fermé, pour lesquels le refroidissement est assuré, soit par le système de refroidissement à l'arrêt (RRA), soit par les générateurs de vapeur alimentés du côté secondaire par de l'eau provenant du système d'alimentation de secours des générateurs de vapeur (ASG) ;
- les états à l'arrêt, circuit primaire ouvert, pour lesquels le refroidissement est assuré par le système RRA.

Les fonctions fondamentales de sûreté doivent être assurées en permanence pour les différents états du réacteur, à savoir la maîtrise de la réactivité, l'évacuation de la puissance et le confinement des produits radioactifs. Dans la suite, sont décrits les systèmes utilisés pour assurer chacune de ces fonctions.

2.4.1.1. Systèmes utilisés pour la maîtrise de la réactivité

La maîtrise de la réactivité est assurée, d'une part, par de l'acide borique en solution dans l'eau du circuit primaire (le bore est un absorbeur efficace de neutrons) permettant de compenser les évolutions de réactivité à long terme. Elle est assurée, d'autre part, par des grappes de commande (§ 2.3.2.1) constituées de 24 crayons en acier inoxydable contenant un alliage argent-indium-cadmium (tous les réacteurs) ou du carbure de bore (réacteurs de 1 300 MWe et de 1 450 MWe, réacteur EPR), coulissant dans des tubes-guides en zircaloy. Ces grappes s'insèrent plus ou moins dans le cœur permettant la maîtrise de la puissance par les systèmes de régulation de l'installation ou par les opérateurs de la centrale *via* des commandes manuelles.

Entre l'arrêt à chaud et l'arrêt à froid du réacteur, le coefficient de température étant négatif, la réactivité du cœur du réacteur augmente du fait de la baisse de température (§ 2.1). Les barres de commande ne suffisent pas pour maîtriser cette augmentation de

la réactivité qui est maîtrisée par une augmentation de la concentration de bore dans le circuit primaire.

L'injection d'acide borique dans le circuit primaire en fonctionnement ou à l'arrêt est assurée par le système de contrôle chimique et volumétrique (RCV ; voir la description de ce système au § 2.3.2.4).

2.4.1.2. Systèmes utilisés pour l'évacuation de la puissance

Lors du fonctionnement en puissance, l'évacuation de l'énergie dégagée dans le cœur du réacteur est réalisée par le circuit primaire qui transfère cette énergie aux générateurs de vapeur grâce aux pompes primaires. La vapeur produite dans la partie secondaire des générateurs de vapeur se détend dans une turbine à vapeur et se condense dans le condenseur, lui-même refroidi par un circuit tertiaire avec une source froide constituée par la mer ou un cours d'eau (circuit ouvert) ou l'atmosphère (via des aérorefrigérants (circuit fermé)). L'eau du condenseur est renvoyée dans les générateurs de vapeur par le système normal d'alimentation en eau des générateurs de vapeur (ARE) (figures 2.3 et 2.6).

Lorsque le réacteur est à l'arrêt, la puissance résiduelle due aux produits de fission est beaucoup plus faible (inférieure à quelques pour cent de la puissance nominale) et décroissante en fonction du temps ; elle est évacuée par différents moyens en fonction de l'état ouvert ou fermé du circuit primaire. Lorsque le circuit primaire est fermé, l'énergie dégagée peut être transférée aux générateurs de vapeur par convection naturelle sans l'aide des pompes primaires. L'alimentation en eau des générateurs de vapeur peut être faite, soit par le système ARE, soit par le système d'alimentation de secours (ASG). Lorsque le système ASG est utilisé, la vapeur produite est rejetée dans l'atmosphère par l'intermédiaire de vannes réglables (figure 2.6).

Un autre moyen d'évacuer la puissance résiduelle est constitué, pour les réacteurs en exploitation (hors EPR), par le système de refroidissement à l'arrêt (RRA) qui peut remplir cette fonction lorsque la cuve est fermée ou lorsque la cuve est ouverte (voir la description de ce système au § 2.3.2.4, figure 2.7).

Dans le cas du réacteur EPR, la fonction de refroidissement du réacteur à l'arrêt est assurée par le système d'injection de sécurité à basse pression (§ 2.3.2.4).

2.4.1.3. Systèmes utilisés pour le confinement des produits radioactifs

En fonctionnement normal, l'eau du circuit primaire contient une faible quantité de produits radioactifs constitués par des produits de corrosion du circuit primaire activés lors de leur passage dans le cœur du réacteur et des produits de fission gazeux ou sous forme de particules provenant de fuites de gaines de crayons combustibles.

L'eau du circuit primaire est purifiée en permanence par le système RCV : les particules sont arrêtées dans des filtres et les produits gazeux entreposés dans des réservoirs pour être traités ultérieurement.

Afin d'éviter des relâchements de produits radioactifs dans l'environnement dus à des fuites de circuits contenant des produits radioactifs, des dispositions sont mises en place pour en assurer le confinement :

- les locaux ou bâtiments susceptibles de contenir des produits radioactifs sous formes gazeuses ou sous forme d'aérosols sont mis en dépression par rapport à l'extérieur ; les locaux à « risque iode » sont eux-mêmes en dépression par rapport aux locaux qui les entourent ;
- les fuites gazeuses sont récupérées par des circuits spécifiques (notamment, le circuit de traitement des effluents gazeux) pour entreposage et contrôle avant rejet ou par les circuits de ventilation du bâtiment des auxiliaires nucléaires équipés de filtres et pièges à iode ;
- les fuites liquides sont récupérées par des puisards, des cuvelages, des bacs de rétention et par des circuits de collecte pour être traitées et contrôlées avant entreposage dans des réservoirs prévus à cet effet.

Pour le réacteur EPR, des dispositions de conception ont été mises en œuvre pour éviter toute fuite directe de substances radioactives vers l'environnement. Les traversées de l'enceinte de confinement débouchent toutes dans des bâtiments ventilés et équipés de moyens de filtration.

Les mesures de radioactivité effectuées dans les locaux contenant les circuits auxiliaires (activité de l'air ambiant, activité de l'eau des puisards) permettent de surveiller l'étanchéité de ces circuits ; les mesures de radioactivité dans le circuit de réfrigération RRI et dans le circuit de vapeur permettent de surveiller l'étanchéité des échangeurs.

2.4.2. Les systèmes utilisés lors d'un fonctionnement incidentel ou accidentel du réacteur

Si, lors du fonctionnement normal de l'installation (incluant les régimes transitoires normaux d'exploitation), les paramètres physiques essentiels de l'installation restent dans des plages de valeurs fixées, lors d'un fonctionnement accidentel, certains de ces paramètres peuvent sortir de ces plages, ce qui conduit à la mise en œuvre de systèmes (protection, sauvegarde, voir § 2.3.2.4 et § 2.3.2.5) prévus à la conception pour pouvoir ramener le réacteur dans un état assurant les trois fonctions fondamentales de sûreté : maîtrise de la réactivité, évacuation de la puissance et confinement des produits radioactifs.

2.4.2.1. Systèmes utilisés pour la maîtrise de la réactivité

La maîtrise de la réactivité est réalisée grâce à l'insertion dans le cœur du réacteur de l'ensemble des barres de commande¹² qui chutent par gravité en deux à trois secondes en cas de coupure du circuit électrique (arrêt automatique). Les valeurs de certains

12. La défaillance d'un mécanisme de commande peut éventuellement conduire à l'éjection d'une barre de commande et à une augmentation non maîtrisée de la réactivité dans l'assemblage concerné. Ce type d'accident de réactivité fait l'objet d'études et de recherches importantes, notamment dans le cadre du programme international CABRI de l'IRSN ; il n'est pas traité dans le cadre de cet ouvrage.

paramètres sont comparées en permanence à des seuils (puissance du réacteur, pression du circuit primaire, vitesse des pompes primaires, températures, etc.) ; lorsqu'un de ces seuils est franchi, le système de protection déclenche l'arrêt automatique et éventuellement d'autres actions : lors de certaines situations accidentelles, le système d'injection de sécurité est également mis en service pour maîtriser la réactivité par injection d'eau borée dans le circuit primaire ; le système RCV peut également compenser les pertes d'eau borée du circuit primaire en cas de fuite limitée.

2.4.2.2. Systèmes utilisés pour l'évacuation de la puissance résiduelle

Dans les situations accidentelles où le circuit primaire reste intègre, l'évacuation de la puissance résiduelle peut être réalisée dans un premier temps par le système d'alimentation de secours en eau des générateurs de vapeur (ASG) qui démarre automatiquement s'il fonctionne en cas de perte de l'alimentation normale en eau des générateurs de vapeur (figure 2.7).

Dans certaines situations accidentelles, l'intégrité du circuit primaire est mise en défaut, soit par une défaillance du circuit, soit par l'ouverture de soupapes de sécurité. L'évacuation de la puissance résiduelle ne peut alors être assurée que si, d'une part l'inventaire d'eau dans le circuit primaire reste suffisant, d'autre part l'énergie dégagée dans l'enceinte de confinement par le fluide sortant par la brèche du circuit primaire est évacuée. Par exemple, dans les situations de petite brèche dans le circuit primaire, l'énergie dégagée par le cœur du réacteur n'est pas entièrement évacuée par le fluide sortant par la brèche dans l'enceinte et il est nécessaire d'évacuer une partie de cette énergie par le système ASG.

► Maintien de l'inventaire d'eau dans le circuit primaire

Le maintien d'un inventaire d'eau suffisant dans le circuit primaire est assuré par le système d'injection de sécurité (RIS) qui est capable d'injecter de l'eau en quantité suffisante dans le circuit primaire pour des tailles de brèches dans ce circuit allant jusqu'à la rupture complète d'une tuyauterie principale.

Pour les réacteurs de 900 MWe, cette mission est assurée pour l'ensemble des brèches par deux pompes pouvant injecter de l'eau borée à haute pression (seuil de déclenchement à 170 bars) et deux pompes pouvant injecter de l'eau borée à basse pression (seuil de déclenchement à 10 bars). De plus, des accumulateurs remplis d'eau borée et maintenus sous pression d'azote se vident dans le circuit primaire dès que la pression dans ce circuit devient inférieure à 40 bars. Pour les réacteurs de 1 300 MWe et de 1 450 MWe, il existe une injection à moyenne pression (deux pompes permettant d'injecter de l'eau borée dans les branches « froides » avec un seuil de déclenchement à 120 bars), une injection à basse pression (deux pompes permettant l'injection d'eau borée dans les branches « froides » et dans les branches « chaudes » avec un seuil de déclenchement à 20 bars) et quatre accumulateurs qui se vident dans le circuit primaire dès que la pression dans ce circuit devient inférieure à 40 bars.

Pour les réacteurs en exploitation (hors EPR), le système RIS est automatiquement mis en service par le système de protection dès lors que la pression mesurée dans le pressuriseur du circuit primaire devient faible (seuils de déclenchement indiqués plus haut pour les différents paliers). Dans la première phase de fonctionnement du système RIS, l'eau injectée dans le circuit primaire provient d'une réserve d'eau borée : le réservoir de stockage de l'eau des piscines (dit bache PTR, implanté à l'extérieur du bâtiment du réacteur). Quand cette réserve est épuisée, le système fonctionne grâce à l'EAS en recirculation en circuit fermé en utilisant l'eau provenant de la condensation de la vapeur dans l'enceinte qui s'est écoulée dans des puisards situés en partie basse de celle-ci.

Le système d'injection de sécurité est également capable de maintenir un inventaire d'eau suffisant dans le circuit primaire dans des situations accidentelles où le circuit primaire reste intègre et où l'évacuation de la puissance par les générateurs de vapeur est impossible. Dans ces situations, l'ouverture volontaire des soupapes de sécurité du circuit primaire et la mise en service du système d'injection de sécurité permettent d'assurer le maintien d'un inventaire d'eau suffisant, d'éviter la mise en surpression du circuit primaire et d'évacuer la puissance résiduelle (fonctionnement en « gavé-ouvert »). L'eau injectée à basse température (de l'ordre de quelques dizaines de °C) par le système d'injection de sécurité traverse le cœur et ressort sous forme de vapeur par les soupapes.

Pour EPR, il existe une injection à moyenne pression (quatre pompes permettant d'injecter de l'eau borée dans les branches « froides » avec un seuil de déclenchement à environ 90 bars), une injection à basse pression (quatre pompes permettant l'injection d'eau borée dans les branches « froides » et dans les branches « chaudes » avec un seuil de déclenchement à 20 bars) et quatre accumulateurs qui se vident dans le circuit primaire dès que la pression dans ce circuit devient inférieure à 40 bars. L'eau injectée dans le circuit primaire provient du réservoir d'eau borée IRWST situé à l'intérieur de l'enceinte de confinement.

► Évacuation de l'énergie dégagée dans l'enceinte de confinement

Pour les réacteurs en exploitation (hors EPR), en cas de brèche dans le circuit primaire, l'évacuation de l'énergie hors de l'enceinte de confinement et la décroissance de la pression dans cette enceinte sont assurées par le système d'aspersion dans l'enceinte (EAS) qui comporte deux motopompes aspirant à court terme l'eau de la bache PTR jusqu'à son épuisement, puis à plus long terme celle récupérée dans les puisards de l'enceinte (tous paliers). L'eau de ce circuit est refroidie par le système de refroidissement intermédiaire (RRI), refroidi lui-même par le système d'eau brute secouru (SEC) (pour Fessenheim, le refroidissement est assuré directement par le système d'eau brute secouru (SEC)) (figure 2.7).

Dans certaines situations d'accident avec **fusion du cœur** menaçant l'intégrité de l'enceinte, l'énergie peut être évacuée par le circuit d'événage-filtration de l'enceinte de confinement qui permet d'écarter la pression dans l'enceinte (procédure U5 ; § 2.5.2.1).

Pour le réacteur EPR, en cas de brèche dans le circuit primaire, l'évacuation de l'énergie hors de l'enceinte de confinement et la décroissance de la pression dans cette enceinte sont assurées par le système d'injection de sécurité à basse pression *via* les échangeurs de chaleur du circuit RIS/RRA qui comporte quatre motopompes aspirant l'eau du réservoir IRWST.

Un système spécifique, le système CHRS, a été mis en place pour évacuer l'énergie hors de l'enceinte de confinement et faire décroître la pression dans cette enceinte lors d'un accident de **fusion du cœur**. Ce système comprend un système d'aspersion à deux trains, des échangeurs et une source froide spécifique.

Lors d'un accident de **fusion du cœur** avec défaillance de la cuve, l'eau du réservoir IRWST sert à noyer et refroidir le corium dans le dispositif de récupération de celui-ci. Le système CHRS, système d'aspersion dédié aux accidents graves, permet d'alimenter la circulation d'eau dans ce dispositif et de réduire la vaporisation de l'eau recouvrant le corium et la montée en pression de l'enceinte de confinement.

2.4.2.3. Systèmes utilisés pour le confinement des produits radioactifs

En situation accidentelle, les gaines peuvent perdre leur étanchéité parce que la puissance dégagée dans les crayons combustibles n'est pas correctement évacuée ; l'élévation de la température conduit au fluage puis à l'éclatement des gaines et à des réactions d'oxydation du zirconium de ces gaines par la vapeur d'eau.

Pour les situations incidentelles de fréquence estimée relativement élevée susceptibles de se produire durant la vie du réacteur, le confinement des produits de fission reste principalement assuré par les gaines des crayons combustibles qui sont conçues pour rester étanches dans ces situations. L'enveloppe du circuit primaire et l'enceinte de confinement constituent deux barrières supplémentaires assurant le confinement des produits de fission en cas de défaillance des gaines de crayons combustibles ainsi que des produits d'activation présents dans l'eau du circuit primaire.

Pour les situations de plus faible fréquence estimée pour lesquelles les gaines et l'enveloppe du circuit primaire ne sont plus étanches, le confinement est assuré par le bâtiment du réacteur qui est conçu pour maintenir une bonne étanchéité. Pour éviter les fuites par les circuits traversant l'enceinte de confinement, des vannes et des clapets d'étanchéité sont disposés sur toutes les traversées de l'enceinte ; les vannes sont automatiquement fermées dès que la pression dans l'enceinte dépasse un seuil fixé (isolement de l'enceinte). Ces dispositions visent à assurer un très faible taux de fuite de l'enceinte de confinement vers l'atmosphère.

Il existe une autre source de rejets radioactifs constituée par les produits radioactifs (essentiellement les produits de fission) véhiculés par l'eau circulant dans le circuit primaire et les circuits d'injection de sécurité (RIS) et d'aspersion dans l'enceinte (EAS pour les réacteurs en exploitation et CHRS en cas d'accident grave pour le réacteur EPR) en situation accidentelle. Afin de réduire les rejets dans l'atmosphère pouvant survenir en

cas de fuite de ces circuits, qui sont implantés partiellement hors du bâtiment du réacteur, les bâtiments dans lesquels ils se trouvent sont maintenus en dépression grâce à des systèmes de ventilation munis de dispositifs de filtration.

Le confinement des produits radioactifs doit ainsi être assuré dans toute situation qui, compte tenu de certaines dégradations d'équipements, entraîneraient un contact direct de fluide primaire avec l'extérieur de l'enceinte de confinement, soit dans des bâtiments périphériques, soit directement dans l'environnement. Ces situations, dites de « bipasse » de l'enceinte de confinement, sont décrites en détail dans le paragraphe 6.4. Citons notamment le cas de ruptures de tubes de générateurs de vapeur qui conduit à un transfert de fluide primaire dans les circuits secondaires et peut conduire à des rejets radioactifs dans l'atmosphère par ouverture des vannes de décharge et des soupapes de sûreté de ces générateurs de vapeur ; la prévention des risques associés à ces ruptures de tubes est réalisée par des contrôles périodiques de l'état des tubes, par la mise en place de bouchons pour isoler les tubes fragilisés ou corrodés, par le remplacement des générateurs de vapeur s'il s'avère nécessaire, par la maîtrise de la chimie et de l'activité de l'eau primaire et par des procédures de conduite visant à éviter la sollicitation des organes de décharge à l'atmosphère des générateurs de vapeur.

2.5. La conduite du réacteur en fonctionnement normal et en situation accidentelle

2.5.1. Salle de commande

La conduite de l'installation est réalisée par une équipe de conduite à partir d'une salle de commande où sont regroupés tous les organes de commande, de signalisation et de surveillance nécessaires au fonctionnement du réacteur en exploitation normale et à sa conduite lors des situations incidentelles et accidentelles.

Après l'accident de TMI-2 aux États-Unis (§ 7.1), les salles de commande des tranches en exploitation (réacteurs de 900 MWe et de 1 300 MWe) ont été modifiées pour améliorer leur ergonomie avec une disposition et une présentation plus claires et plus fiables des commandes et des informations qui y sont présentées. Une présentation plus précise sur les pupitres de commande de l'état des systèmes permettant de piloter le réacteur et de maîtriser son fonctionnement a ainsi été recherchée. Un outil d'aide à l'application des procédures incidentelles et accidentelles a été installé dans chaque salle de commande : il s'agit du « panneau de sûreté ». Couplé au système d'acquisition de données, cet outil fournit une synthèse des paramètres importants pour l'application des procédures et la conduite de l'installation. Il permet également de connaître rapidement la disponibilité des systèmes importants pour la sûreté : systèmes d'isolement de l'enceinte de confinement, systèmes de sauvegarde, alimentations électriques, etc. Lors d'un accident, il fournit aux opérateurs des informations mieux adaptées (état des systèmes, niveau d'eau et marge à l'ébullition dans le cœur, étanchéité du confinement, etc.).

La conduite du réacteur est centralisée en salle de commande tant qu'elle reste accessible au personnel. Si la salle de commande principale est indisponible, notamment si elle doit être évacuée du fait d'un sinistre (par exemple un incendie), un panneau de repli, situé dans un local extérieur à la salle de commande qui doit rester accessible en cas d'incendie dans celle-ci, permet, dans certaines conditions, de procéder à l'arrêt de la tranche et de maintenir le réacteur dans un état sûr. Les commandes du panneau de repli deviennent alors prioritaires sur celles de la salle de commande principale. Il existe également des panneaux de commande décentralisés qui concernent des fonctions particulières : traitement des effluents, déminéralisation de l'eau, commande locale des groupes électrogènes à moteur diesel, etc.).

Toutes les tranches sont également équipées d'un local de crise. Ce local est mis à disposition de l'équipe de crise constituée sur le site lors d'un accident. L'équipement de ce local permet à l'équipe de crise locale de prendre connaissance des principaux paramètres de la tranche et de les communiquer aux autres équipes de crise constituées au niveau national qui disposent déjà d'informations sur la tranche concernée. Les équipes de crise (locale et nationales) disposent ainsi d'une connaissance identique des paramètres de la situation, permettant le traitement de l'accident.

Les salles de commande du palier N4 diffèrent des salles de commande des paliers précédents par une utilisation importante de systèmes informatisés. Pour ces derniers réacteurs, les procédures de conduite sont affichées sur écran, les traitements logiques et les surveillances sont automatisés. Un moyen de secours supplémentaire, le panneau auxiliaire, a été prévu en salle de commande pour pallier la perte du système informatique de conduite. Le panneau auxiliaire a pour fonction de permettre d'assurer le repli sûr de la tranche et la maîtrise des situations accidentelles si le système informatique est défaillant. Les salles de commande des réacteurs de type EPR reprennent, d'un point de vue technologique, les choix retenus pour le palier N4.

2.5.2. Conduite du réacteur

2.5.2.1. Les procédures de conduite

Durant le fonctionnement normal de l'installation et pour les transitoires incidentels et accidentels, la conduite utilise un ensemble de procédures de conduite qui visent à maintenir ou à amener le réacteur dans un état sûr.

Chaque événement initiateur pouvant conduire à un incident ou à un accident est associé à une conduite type, décrite dans les procédures de conduite « I » (pour incidentelles) et « A » (pour accidentelles). Ces procédures sont élaborées à partir du déroulement prévisible de l'incident ou de l'accident afin de maintenir ou de ramener le réacteur dans un état sûr ; elles sont applicables si l'événement est unique (pas de cumul) et s'il a été correctement diagnostiqué. Cette approche est appelée « l'approche par événement ».

Pour les conditions de fonctionnement avec défaillances simultanées de voies redondantes de systèmes importants pour la sûreté ou pour les cas de défaillances

de matériels sollicités sur le long terme (pendant plusieurs mois) après un accident de perte de réfrigérant primaire, des procédures complémentaires, dites « procédures H » (H pour hors dimensionnement), ont été élaborées, nécessitant éventuellement l'installation de nouveaux matériels appelés « matériels complémentaires » (par exemple l'adjonction d'un turbogénérateur fournissant, à partir de la vapeur du circuit secondaire, une source d'énergie électrique alimentant certains systèmes vitaux, ou la mise en place d'un groupe électrogène spécifique (pour les réacteurs de 900 MWe) ou d'une turbine à combustion (pour les réacteurs de 1 300 MWe et de 1 450 MWe)). Ces procédures sont les suivantes :

- la procédure H1 pour la défaillance totale de la source froide ou des systèmes associés ;
- la procédure H2 pour la défaillance totale de l'alimentation en eau des générateurs de vapeur (alimentation normale et alimentation de secours) ;
- la procédure H3 pour la défaillance totale des sources électriques externes et internes (défaillance des deux sources externes du réseau, échec de l'ilotage et défaillance des deux groupes électrogènes) ;
- la procédure H4 pour la défaillance totale du système d'injection de sécurité ou du système d'aspersion dans l'enceinte pendant la phase à long terme suivant un accident de perte de réfrigérant primaire (perte totale à terme des moyens de pompage ou d'échange de chaleur) ;
- la procédure H5 pour la protection de certains sites fluviaux à l'égard d'une crue supérieure à la crue millénaire.

Au-delà des accidents traités dans le cadre indiqué ci-dessus, il subsiste des possibilités d'enchaînements d'événements pouvant conduire à des rejets radioactifs importants à l'extérieur de l'installation. C'est le cas des accidents de **fusion du cœur**. Des procédures traitant de situations dites « ultimes » ont été créées dans l'objectif de limiter ou de retarder l'endommagement du cœur et les conséquences radiologiques. Ces procédures sont :

- la procédure U1 pour éviter la **fusion du cœur** dans les situations où aucune procédure A ou H ne serait adaptée ou efficace. Elle préconise, en fonction de l'évolution des températures à la sortie du cœur du réacteur, et de la disponibilité des systèmes et matériels, les meilleures actions en termes d'utilisation des générateurs de vapeur, de l'injection de sécurité, des soupapes de décharge du pressuriseur et des pompes primaires pour prévenir la fusion du cœur ;
- la procédure U2 pour localiser et isoler les fuites de l'enceinte de confinement ;
- la procédure U3 pour mettre en place des moyens mobiles de secours du système d'injection de sécurité et du système d'aspersion dans l'enceinte ; elle vient en prolongement de la procédure H4 ;
- la procédure U4 pour mettre en place des dispositions pour prévenir les rejets atmosphériques précoces en cas de percée de la cuve et attaque du radier par le corium ;

- la procédure U5 pour permettre la décompression de l'enceinte de confinement à travers le filtre à sable.

Dans une telle situation, les équipes techniques de crise utiliseraient le guide d'action des équipes de crise (GAEC) et le guide d'intervention en accident grave (GIAG) qui définit les actions spécifiques à entreprendre pour assurer, le plus longtemps possible, le confinement des produits radioactifs.

2.5.2.2. Choix de la procédure et approche par état

Pour déterminer la procédure de conduite appropriée, il est nécessaire de faire un diagnostic de l'état du réacteur, fondé sur l'analyse des alarmes et des grandeurs physiques utiles à ce diagnostic.

Pour les situations avec cumul de défaillances, le diagnostic et le choix de la bonne procédure ne sont pas toujours faciles à établir. En effet, les combinaisons d'événements résultant de défaillances multiples peuvent être reproduites à l'infini. En revanche, les états physiques possibles du réacteur sont en nombre limité. Ils peuvent être identifiés à partir d'un nombre limité de données caractérisant l'état physique des principaux composants du réacteur : sous-criticité du cœur du réacteur, inventaire d'eau dans le circuit primaire, efficacité de l'évacuation de la puissance (résiduelle), intégrité des générateurs de vapeur et inventaire d'eau dans ces derniers et étanchéité de l'enceinte de confinement. Par ailleurs, les actions à mener peuvent, en général, être déduites de la connaissance de l'état physique du réacteur, sans nécessairement avoir identifié l'enchaînement des événements y ayant conduit. L'ensemble de la démarche comprenant l'identification de l'état physique de l'installation, la définition de l'objectif de conduite en fonction de cet état et la définition des priorités en termes d'actions pour maîtriser la situation, constitue « l'approche par états ».

Dans l'approche par états, l'objectif et la stratégie de conduite peuvent être redéfinis à chaque instant, en fonction de l'évolution de la situation (état physique du réacteur, défaillances matérielles, erreurs humaines). Contrairement à l'approche par événement, la conduite n'est plus définie uniquement à partir d'un diagnostic initial portant sur la cause de l'incident ou de l'accident. Cette conduite permet de couvrir tous les incidents ou accidents thermohydrauliques (brèches dans le circuit primaire, brèches dans les circuits secondaires, échauffement du cœur, etc.), simples ou multiples, cumulés ou non avec des défaillances de systèmes, de sources électriques, ou encore des défaillances humaines.

2.5.2.3. Conduite incidentelle et accidentelle

Les procédures de conduite décrivent les opérations à mener pour rejoindre un état sûr et concernent principalement :

- la maîtrise de la réactivité par la conduite des systèmes permettant un appoint de bore dans le circuit primaire après la chute des barres ;

- le maintien de l'inventaire d'eau dans le circuit primaire par la conduite du système de contrôle chimique et volumétrique et du système d'injection de sécurité ;
- l'évacuation de la puissance résiduelle par la conduite des systèmes de refroidissement du cœur :
 - les générateurs de vapeur lorsqu'ils sont disponibles : l'énergie dégagée dans le réacteur est alors évacuée par la vaporisation de l'eau des circuits secondaires qui est ensuite refroidie par le condenseur ou rejetée dans l'atmosphère ; l'appoint d'eau nécessaire est effectué soit par le système normal d'alimentation en eau (ARE), soit par le système de secours (ASG) ;
 - les systèmes de sauvegarde (aspersion dans l'enceinte et injection de sécurité) en cas de perte de réfrigérant primaire ou d'indisponibilité totale des générateurs de vapeur ;
 - le système de refroidissement du réacteur à l'arrêt après l'arrêt du réacteur (RRA pour les tranches en exploitation – hors EPR – ou RIS BP pour EPR) ;
- le confinement des produits radioactifs par la fermeture, le cas échéant, de dispositifs contribuant à l'étanchéité de l'enceinte de confinement.

La surveillance des systèmes utilisés permet aux opérateurs de détecter les éventuelles défaillances de ceux-ci et de mettre en œuvre, si cela est possible, des moyens palliatifs pendant la réparation des systèmes défaillants.

Afin d'assurer une redondance humaine, le chef d'exploitation puis l'ingénieur de sûreté de l'installation sont appelés en salle de commande dès l'entrée dans une procédure accidentelle afin d'exercer une surveillance globale de l'évolution de la situation avec les objectifs suivants :

- vérifier que les actions nécessaires pour la sûreté sont bien effectuées ;
- s'assurer que les opérateurs appliquent bien la procédure adaptée à l'état du réacteur ;
- surveiller l'état et la disponibilité des systèmes de sûreté utilisés.

En cas d'accident présentant un risque de rejet de produits radioactifs, les équipes de crise locale et nationales sont créées en quelques heures ; elles disposent du guide d'actions des équipes de crise (GAEC) et du guide d'intervention en accident grave (GIAG) (§ 2.5.2.1).

2.6. Conclusion

Les paragraphes précédents présentent les composants, systèmes et circuits principaux des réacteurs à eau sous pression ainsi que leurs principes généraux de fonctionnement en situation normale et en situation accidentelle. Les réacteurs à eau sous pression sont des installations complexes, qui présentent des risques spécifiques liés à la présence de quantités importantes de produits radioactifs. À chaque étape de leur

vie (conception, construction, exploitation, démantèlement), la sûreté doit être une préoccupation permanente pour réduire les risques, en particulier de dissémination de produits radioactifs.

À tous les stades de la vie d'un réacteur, des dispositions sont prises en vue de protéger l'homme et son environnement contre les effets de la radioactivité ; elles visent à :

- assurer le fonctionnement normal des installations ;
- prévenir les incidents et les accidents ;
- limiter les conséquences d'un incident ou accident éventuel.

L'approche utilisée pour la mise en œuvre de ces dispositions de sûreté est décrite dans le chapitre qui suit.

Références

- [1] P. Coppolani, N. Hassenboehler, J. Joseph, J.-F. Petretot, J.-P. Py, J.-S. Zampa, *La chaudière des réacteurs à eau sous pression*, EDP Sciences, collection INSTN, 2004.
- [2] J. Bourgeois, P. Tanguy, F. Cogné, J. Petit, *La sûreté nucléaire en France et dans le Monde*, Polytechnica, 1996.
- [3] J. Libmann, *Éléments de sûreté nucléaire*, EDP Sciences, collection IPSN, 2000.

Chapitre 3

Principes de la sûreté pour les réacteurs à eau sous pression du parc français

3.1. Introduction

Il ne s'agit pas dans ce chapitre d'exposer de manière exhaustive les principes et la pratique de la **sûreté nucléaire** dans les installations nucléaires françaises (le lecteur pourra se référer à l'ouvrage de J. Libmann pour une présentation du sujet [1]), mais d'illustrer les deux approches de sûreté complémentaires que sont l'approche déterministe et l'approche probabiliste par la présentation d'un concept fort de la première, la défense en profondeur, et d'une description générale des études probabilistes de sûreté (EPS) relevant de la seconde.

Les installations nucléaires, notamment celles destinées à la production d'électricité, présentent des risques spécifiques liés à la présence de quantités plus ou moins importantes de substances radioactives qui peuvent conduire à l'exposition aux rayonnements ionisants d'individus, de populations ainsi que de l'environnement.

La **sûreté nucléaire** est constituée d'un ensemble de dispositions techniques et d'organisation prises à tous les stades de la vie d'une installation (conception, construction et mise en service, exploitation, arrêt définitif et démantèlement) pour protéger les travailleurs, les personnes du public et l'environnement contre les effets des substances radioactives. Il s'agit :

- d'assurer le fonctionnement normal des installations sans exposition excessive des travailleurs et sans rejets excessifs de radioactivité dans les effluents radioactifs ;

- de prévenir les incidents et les accidents ;
- de limiter les conséquences des incidents et des accidents qui surviendraient malgré les dispositions de prévention mises en œuvre.

Le confinement des substances radioactives est réalisé par l'interposition de « barrières » entre ces substances et les personnes. Schématiquement, pour un réacteur à eau sous pression (REP) du type de ceux qui sont exploités en France, on distingue en fonctionnement trois barrières successives entre les substances radioactives et l'environnement : les gaines des crayons combustibles, le circuit primaire de refroidissement et l'enceinte de confinement. La meilleure étanchéité possible de ces barrières dans les différentes situations de fonctionnement normal et accidentel doit être recherchée à la conception. Cependant, même en fonctionnement normal, les barrières ne sont généralement pas parfaitement étanches : des ruptures de gaines, des fuites du circuit primaire et de l'enceinte de confinement d'importance limitée peuvent se produire¹.

Il faut souligner ici le cas particulier des tubes des générateurs de vapeur des REP qui font partie des deuxième et troisième barrières dans la mesure où la rupture d'un tel tube peut entraîner l'ouverture des soupapes de sûreté du générateur de vapeur correspondant, créant ainsi un by-pass du confinement.

La défense en profondeur, présentée au paragraphe suivant, vise à assurer les fonctions fondamentales de sûreté que sont la maîtrise de la réactivité, le refroidissement du combustible irradié et le confinement proprement dit des substances radioactives ; ces fonctions de sûreté sont nécessaires pour maintenir l'efficacité de l'ensemble des barrières.

3.2. Concept de défense en profondeur

Le concept de défense en profondeur a été introduit dans le domaine de la **sûreté nucléaire** au début des années 1970. Il se concrétise pour les installations nucléaires par la mise en place d'une série de niveaux de défense reposant sur les caractéristiques intrinsèques de l'installation, des dispositions matérielles et des procédures destinées à prévenir les accidents puis, en cas d'échec de la prévention, à en limiter les conséquences. La défense en profondeur est un concept qui s'applique à tous les stades de la vie d'une installation, de la conception au démantèlement.

La mise en œuvre effective du concept de défense en profondeur évolue au cours du temps, en tenant compte du retour d'expérience du fonctionnement des installations, et notamment des incidents et des accidents survenus dans les installations, de manière à construire une défense toujours plus efficace.

Pour les réacteurs en exploitation, la défense en profondeur est aujourd'hui structurée en cinq niveaux (voir le rapport INSAG-10 [2] et le tableau 3.1), visant à prévenir

1. Les défauts d'étanchéité en fonctionnement normal doivent cependant permettre de respecter les spécifications techniques d'exploitation.

l'apparition et à limiter les conséquences de défaillances techniques, humaines et organisationnelles. Les différents niveaux de la défense en profondeur s'appliquent dans les différents états de l'installation, du fonctionnement normal jusqu'aux accidents de **fusion du cœur**. À chaque niveau de la défense en profondeur, sauf pour le niveau 5, correspondent des dispositions visant à prévenir l'évolution vers des situations plus graves.

Lors de la conception des réacteurs actuellement en exploitation, la défense en profondeur ne comprenait que trois niveaux.

Niveau 1 : prévention des anomalies de fonctionnement et des défaillances des systèmes

La prévention des anomalies de fonctionnement et des défaillances des composants, équipements et systèmes suppose une conception prudente (dimensionnement avec des marges) et une haute qualité dans la fabrication et l'exploitation des composants, équipements et systèmes. Ce niveau correspond au domaine de fonctionnement normal de l'installation avec des règles générales et des procédures d'exploitation qui visent au maintien de la tranche dans son domaine de fonctionnement normal.

Niveau 2 : détection des défaillances et maîtrise des anomalies de fonctionnement

À ce niveau, correspondent les moyens et les dispositions visant à maîtriser les anomalies de fonctionnement, ce qui suppose une surveillance permettant d'assurer la détection des défaillances. Citons ici les automatismes, les systèmes de régulation et de contrôle permettant de ramener l'installation dans son domaine de fonctionnement normal. Ces systèmes visent à arrêter une évolution anormale des paramètres de l'installation.

Niveau 3 : maîtrise des accidents (jusqu'aux « accidents de dimensionnement »)

Les deux premiers niveaux de la défense en profondeur permettent de réduire les risques de défaillance de l'installation. Il est néanmoins fait l'hypothèse que des accidents peuvent survenir au cours de l'exploitation du réacteur. Les accidents considérés à ce niveau résultent d'un événement initiateur unique (par exemple, la défaillance d'un élément important pour assurer une fonction fondamentale de sûreté – maîtrise de la réactivité, refroidissement du combustible nucléaire, confinement des substances radioactives). Des moyens permettant de limiter les conséquences de tels accidents et d'assurer les fonctions fondamentales de sûreté sont mis en place : à ce niveau de la défense en profondeur correspond la mise en place des systèmes de sauvegarde qui assurent, pour les accidents (jusqu'aux accidents considérés pour le dimensionnement de l'installation), l'intégrité de la structure du cœur et la limitation des rejets dans l'environnement. À ce niveau correspond également la définition des procédures de conduite en situation accidentelle.

Après l'accident de [Three Mile Island](#), le concept de défense en profondeur a été étendu pour traiter des accidents qui n'avaient pas été explicitement considérés lors de la conception des installations. En particulier, les enseignements tirés des premières études probabilistes de sûreté (§ 3.3) et de l'accident de TMI-2 survenu en 1979 aux États-Unis (§ 7.1) ont montré la nécessité de considérer les accidents résultant de défaillances multiples et les accidents conduisant à la [fusion du cœur](#). Ces développements ont conduit à la définition d'un niveau supplémentaire dans la défense en profondeur.

Niveau 4 : maîtrise des accidents graves

Ce niveau de la défense en profondeur correspond aux procédures et matériels mis en œuvre pour faire face à des situations non traitées par les trois premiers niveaux de la défense en profondeur ; il s'agit des accidents qui peuvent éventuellement conduire à la [fusion du cœur](#) du réacteur. Au niveau 4, on cherche donc d'une part à éviter que des accidents puissent évoluer vers une fusion du cœur, d'autre part à limiter les rejets à l'extérieur du site par le maintien de la fonction de confinement des substances radioactives dans le cas où une fusion du cœur surviendrait néanmoins.

À ce niveau de la défense en profondeur, correspondent les procédures ultimes (procédures U) et les moyens matériels associés (§ 2.5.2), des moyens matériels spécifiques (recombineurs d'hydrogène par exemple), le guide d'intervention en accident grave (GIAG) et le plan d'urgence interne (PUI) de l'installation. Le plan d'urgence interne est établi et mis en œuvre par l'exploitant. Lorsque le PUI est mis en œuvre, les équipes de crise de l'installation sont mobilisées dans l'objectif d'arrêter la progression de l'accident et d'éviter le rejet de substances radioactives. Le PUI a également pour objet, d'une part la protection du personnel travaillant sur le site en cas d'incident ou d'accident, d'autre part la limitation des conséquences de l'accident à l'extérieur du site.

Niveau 5 : limitation des conséquences radiologiques en cas de rejets de substances radioactives

Malgré l'ensemble des dispositions décrites précédemment, des rejets radioactifs sont susceptibles de se produire. Des dispositions complémentaires, relevant des pouvoirs publics, sont alors mises en œuvre pour protéger les populations, le personnel travaillant sur le site et les biens des conséquences de ces rejets.

Les mesures envisageables de protection des populations à l'égard des rejets radioactifs sont l'évacuation, la mise à l'abri dans des locaux en dur, l'ingestion de comprimés d'iodure de potassium, des restrictions de consommation des denrées alimentaires. À ce niveau correspondent notamment les plans particuliers d'intervention (PPI) établis pour chaque site. Le PPI est mis en œuvre par les pouvoirs publics et fixe l'organisation des secours en vue de limiter l'exposition des populations aux rayonnements en cas de rejet.

Tableau 3.1. Les différents niveaux de la défense en profondeur.

Niveau	Objectif	Principales mesures	État correspondant de l'installation
1	Prévention des anomalies de fonctionnement et des défaillances des systèmes	Conception prudente (dimensionnement avec marges) et qualité de la construction et de l'exploitation de l'installation	Fonctionnement normal
2	Détection des défaillances et maîtrise des anomalies de fonctionnement	Systèmes de régulation, de protection, de contrôle (maintien de l'installation dans son domaine de fonctionnement normal) et de surveillance (prévention des défaillances)	Anomalies de fonctionnement ou défaillances
3	Maîtrise des accidents (jusqu'aux « accidents de dimensionnement »)	Systèmes de sauvegarde et procédures accidentelles	Accidents jusqu'aux « accidents de dimensionnement » (événement initiateur unique)
4	Maîtrise des accidents graves, prévention de la progression des accidents et limitation des conséquences	Mesures complémentaires et management de l'accident (procédures U et moyens matériels associés, GIAG, PUI)	Défaillances multiples Accidents de fusion du cœur
5	Limitation des conséquences radiologiques en cas de rejet de substances radioactives	Gestion de la crise radiologique hors du site (PPI)	Accidents avec rejet

Pour les réacteurs de génération III, les accidents résultant de défaillances multiples et les accidents de **fusion du cœur** sont considérés dans la conception initiale de ces réacteurs, ce qui représente une évolution majeure dans l'étendue des situations accidentelles pour lesquelles des mesures de prévention et de limitation des conséquences doivent être prévues à l'origine. Même si les dispositions prévues pour ces réacteurs ne sont pas toutes applicables en pratique aux réacteurs de génération II, elles peuvent aider à identifier des améliorations de sûreté pour les réacteurs actuellement en exploitation et à renforcer la défense en profondeur de ces réacteurs.

3.3. Apports de l'approche probabiliste

Des études probabilistes de sûreté (EPS) ont été développées à partir des années 1960 pour les centrales électronucléaires. Le rapport Rasmussen [3], publié en 1975 aux États-Unis, qui visait à comparer les risques encourus par la population du fait des réacteurs nucléaires avec les autres risques industriels et les risques naturels, a démontré l'intérêt d'une analyse probabiliste pour apprécier les risques des réacteurs nucléaires. Toutes les centrales nucléaires de puissance en exploitation dans le monde ont depuis fait l'objet d'études probabilistes de sûreté (EPS).

Les EPS complètent les analyses déterministes classiques. Les EPS permettent en effet de procéder à une investigation systématique des nombreuses possibilités de

cumuls et d'enchaînements d'événements pouvant constituer des scénarios accidentels. Elles se composent d'un ensemble d'analyses techniques permettant d'apprécier les risques d'une installation en termes de fréquences des accidents, par exemple la **fusion du cœur**, et de leurs conséquences. Elles permettent une vue globale de la sûreté des réacteurs, intégrant aussi bien la tenue des équipements que le comportement des opérateurs. Elles peuvent mettre en évidence des sujets pour lesquels des évolutions tant de la conception que de l'exploitation peuvent être étudiées, voire être jugées nécessaires.

Il est classique de distinguer trois grands types d'EPS selon les conséquences étudiées :

- EPS de niveau 1 : elles permettent d'identifier les séquences pouvant mener à la **fusion du cœur** et de quantifier leurs fréquences ;
- EPS de niveau 2 : elles permettent d'évaluer la nature, l'importance et les fréquences des rejets de substances radioactives hors de l'enceinte de confinement ;
- EPS de niveau 3 : elles permettent d'évaluer les probabilités des conséquences sur les personnes du public en termes dosimétriques ou en termes de contamination (voire en termes de fréquences de cancers ou d'autres effets sur la santé).

Le rapport Rasmussen [3] est le premier exemple d'une EPS de niveau 3. Comme nous le verrons au paragraphe 4.3.2, ce rapport reste encore aujourd'hui un rapport de référence pour l'approche de la gestion des accidents avec **fusion du cœur**. Les études probabilistes de sûreté réalisées jusqu'à présent en France pour les tranches de 900 MWe, les tranches de 1 300 et 1 450 MWe et le réacteur EPR, sont des études de niveau 1 et de niveau 2 [4–9] (voir également les § 4.2 et 4.4). Elles sont réalisées par EDF et l'IRSN, les études réalisées par EDF étant les études de référence. Elles sont réactualisées par EDF et par l'IRSN, notamment lors des réexamens de sûreté, pour tenir compte de l'évolution des connaissances ainsi que de l'expérience d'exploitation. Elles sont utilisées pour l'évaluation de sûreté des réacteurs à eau sous pression dans les conditions indiquées dans la règle fondamentale de sûreté n° 2002-01 [10]. Les résultats des EPS de niveau 1 ainsi que la méthode et les applications des EPS de niveau 2 réalisées par l'IRSN sont décrits dans le paragraphe 4.4.

Par rapport aux études du même type conduites à l'étranger, les études de niveau 1 et de niveau 2 françaises bénéficient de la standardisation des tranches des réacteurs français qui permet d'apprécier la fiabilité des matériels et les probabilités de certains événements initiateurs sur des bases statistiques plus importantes. De plus, les études françaises traitent tous les états du réacteur : fonctionnement à pleine puissance, fonctionnement à puissance intermédiaire, réacteur à l'arrêt pour intervention. Les EPS françaises ont ainsi mis en évidence que les états d'arrêt d'un réacteur conduisent à une part importante de la probabilité de **fusion du cœur**, compte tenu des configurations spécifiques d'exploitation dans ces états, et notamment du moindre degré d'automatisation des actions de sauvegarde. Ces résultats ont entraîné des améliorations d'exploitation (spécifications techniques, procédures) et de conception (mise en place d'alarmes, d'automatismes).

Les mêmes EPS ont également permis d'apprécier plus quantitativement l'intérêt des dispositions prises pour améliorer la conduite accidentelle. Les EPS de niveau 2 sont également utilisées pour évaluer les dispositions des guides d'intervention en accident grave que les opérateurs sur site devraient mettre en œuvre dans de telles situations, notamment pour assurer autant que possible le confinement des substances radioactives [11–13].

Les EPS présentent cependant certaines limitations dues aux incertitudes qui leur sont associées et cela implique de prendre des précautions dans l'interprétation de leurs résultats et leur utilisation dans les processus de prise de décision. Les EPS françaises existantes ne sont en effet pas exhaustives en termes de couverture, la prise en compte des agressions internes et externes n'étant que très partielle. Par ailleurs, des incertitudes résultent des données quantitatives d'entrée et des simplifications et hypothèses retenues pour conduire l'étude [14]. On peut citer, de manière non exhaustive, les incertitudes associées aux choix de regroupement des événements initiateurs, aux choix de scénarios pour les calculs thermohydrauliques et neutroniques en support, à la modélisation des phénomènes physiques et des actions humaines, à l'estimation de la fiabilité des logiciels et des équipements, ou encore au choix des arbres d'événements (choix des événements, ordre chronologique) et des logiciels de quantification probabiliste (voir le § 4.4 pour plus de détail).

Les EPS de sûreté globales sont donc utilisées pour conforter ou compléter les analyses de sûreté déterministes classiques, à la fois pour apprécier de façon plus quantitative le niveau de sûreté des tranches françaises et pour constituer des outils d'analyse de ces tranches. Autant les comparaisons des résultats des EPS à des critères chiffrés sont à manier avec précaution, compte tenu des incertitudes évoquées plus haut, autant la démarche probabiliste permet de déterminer des faiblesses relatives des tranches examinées et d'apprécier par exemple, en relatif, l'intérêt de modifications de conception ou d'exploitation.

3.4. Conclusion

Les approches de sûreté déterministe et probabiliste constituent un ensemble qui concourt à la prévention et à la limitation des conséquences des accidents, notamment des accidents graves avec **fusion du cœur**, et donc à assurer un niveau de sûreté élevé des installations nucléaires. L'évolution de cet ensemble est continue et il convient de toujours garder à l'esprit l'interaction permanente entre le niveau de sûreté des installations et l'état des connaissances auquel participent la recherche, présentée pour le domaine des accidents de fusion du cœur au chapitre 5 de cet ouvrage, les études approfondies (comme les EPS) présentées au paragraphe 4.4, l'expérience d'exploitation, et l'analyse des incidents et des accidents.

Les installations nucléaires françaises ont notamment fait l'objet en 2011 suite à l'accident de **Fukushima Daïchi**, d'évaluations complémentaires de sûreté (ECS) qui ont porté pour les réacteurs de puissance en priorité sur cinq points : les risques d'inondation, les risques sismiques, les pertes d'alimentation électrique, les pertes de la « source froide » et la gestion opérationnelle des situations accidentelles. Ces évaluations visent à apprécier la robustesse des réacteurs français pour faire face à des événements externes extrêmes et à compléter les mesures de sûreté existantes pour renforcer cette robustesse.

En particulier, des efforts sont en cours à l'**IRSN** afin d'élargir le champ d'application des EPS en y intégrant les connaissances récentes obtenues par la recherche, en traitant les agressions telles que les inondations et les séismes et en tenant compte du retour d'expérience du fonctionnement des installations ; ces efforts visent à une meilleure appréciation des risques des réacteurs de puissance et des dispositions prises pour la conduite accidentelle.

Références

- [1] J. Libmann, *Éléments de sûreté nucléaire*, EDP Sciences, collection IPSN, 1996.
- [2] International Nuclear Safety Advisory Group Report, INSAG-10, IAEA Report, Vienna, 1996.
- [3] N. Rasmussen *et al.*, Reactor safety study, WASH-1400, Washington DC, US NRC, 1975.
- [4] A. Ellia-Hervy, F. Corenwinder, J.-M. Lanore, V. Sorel, Les Études Probabilistes de Sûreté de niveau 1 : les méthodes, les connaissances utilisées, les résultats, *Revue Générale Nucléaire* 1, 12-16, 2003.
- [5] E. Kalalo, D. Brenot, Rôle et limites des EPS, *Revue Contrôle* 155, 39-42, 2003.
- [6] A. Dubreuil-Chambardel, G. Body, V. Sorel, Qu'est-ce qu'une étude probabiliste de sûreté de niveau 2 ? Exemple de la troisième visite décennale des REP 900 MWe, *Revue Générale Nucléaire* 1, 88-92, 2010.
- [7] E. Raimond, Apport des études probabilistes de sûreté de niveau 2 dans l'analyse de sûreté – Point de vue de l'IRSN, *Revue Générale Nucléaire* 1, 99-105, 2010.
- [8] E. Raimond, N. Rahni, K. Chevalier-Jabet, T. Durin, L'EPS de niveau 2 pour les REP 900 : du développement aux enseignements de l'étude, IRSN, [Rapport scientifique et technique](#), 2008.
- [9] E. Raimond, C. Caroli, B. Chaumont, Status of IRSN level 2 PSA, CSNI/WG Risk Workshop, Cologne, Allemagne, 2004.
- [10] Règle fondamentale de sûreté n° 2002-01 – Développement et utilisation des études probabilistes de sûreté pour les réacteurs nucléaires à eau sous pression, document ASN (2002) ; <http://www.asn.fr/index.php/Les-actions-de-l-ASN/La-reglementation/Regles-fondamentales-de-surete-et-guides-de-l-ASN/Guides-de-l-ASN-et-RFS-relatives-aux-REP/RFS-2002-1-du-26-12-2002>.
- [11] E. Raimond, B. Laurent, N. Rahni, K. Chevalier-Jabet, T. Durin, Application des EPS de niveau 2 et des techniques de fiabilité dynamique à la validation des guides d'intervention en cas d'accident grave, IRSN, [Rapport scientifique et technique](#) 2007.
- [12] E. Raimond, T. Durin, B. Laurent, K. Chevalier-Jabet, Level 2 PSA: a dynamic event tree approach to validate PWR severe accident management guidelines, *Conference PSA2008*, Knoxville, USA, 2008.
- [13] E. Raimond, K. Chevalier-Jabet, F. Pichereau, Link between level 2 PSA and off-site emergency preparedness, *Conference PSAM8*, New Orleans, USA, 2006.
- [14] E. Raimond, N. Rahni, M. Villermain, Method implemented by the IRSN for the evaluation of uncertainties in level 2 PSA, *Workshop on the evaluation of uncertainties in relation to severe accidents and level 2 PSA*, Cadarache, France, 2005.

Chapitre 4

Études et approche de la gestion des accidents graves pour les réacteurs à eau sous pression du parc français

4.1. *Concept d'accident grave*

On appelle « accident grave » ou « accident de [fusion du cœur](#) » d'un réacteur nucléaire à eau sous pression un accident au cours duquel le combustible du réacteur est significativement dégradé avec fusion plus ou moins étendue du cœur du réacteur. La fusion résulterait d'une absence prolongée de refroidissement du cœur par le fluide caloporteur et consécutivement d'une augmentation importante de la température des crayons combustibles dénoyés. C'est un type d'accident qui, en raison des mesures de prévention mises en place (voir le chapitre 3), ne peut survenir qu'à la suite d'une accumulation de dysfonctionnements (défaillances multiples, humaines ou matérielles). En 1979, l'accident de la tranche 2 de la centrale de [Three Mile Island](#) aux États-Unis a néanmoins confirmé que des cumuls de défaillances étaient susceptibles de conduire à un accident de fusion du cœur, même si cet accident a heureusement été sans conséquence significative sur l'environnement (§ 7.1). En 2011, l'accident de la centrale de [Fukushima Daiichi](#) au Japon a montré que des agressions externes (séisme suivi d'un tsunami) étaient également susceptibles de conduire à un accident de fusion du cœur, si leur amplitude excède le dimensionnement des installations ; cet accident a malheureusement conduit à des rejets importants de substances radioactives dans l'environnement.

Si la dégradation du cœur ne peut pas être arrêtée dans la cuve du réacteur par refroidissement du cœur dégradé (renoyage dans la cuve par le fluide caloporteur), l'accident peut à terme conduire à une perte de l'intégrité du confinement et à des relâchements importants de substances radioactives dans l'environnement. En raison des conséquences importantes qu'aurait un tel rejet de substances radioactives dans l'environnement, et conformément à la démarche de défense en profondeur (voir chapitre 3), des efforts importants sont consacrés à l'étude de ce type d'accident pour pouvoir en limiter les conséquences. L'étude des accidents de **fusion du cœur** passe en premier lieu par l'identification des principaux scénarios pouvant conduire à ce type d'accident. Ces scénarios sont décrits dans le paragraphe suivant.

4.2. Scénarios d'accidents pouvant mener à une fusion du cœur

Le présent paragraphe décrit les principaux scénarios d'accident tels qu'ils apparaissent à la lumière des études probabilistes de sûreté (EPS) de niveau 1. Ces scénarios résultent d'enchaînements de défaillances matérielles ou humaines pouvant entraîner un dénoyage du cœur et, si le refroidissement du cœur ne peut être rétabli, sa fusion. Dans la présentation ci-dessous, la gravité de la **fusion du cœur** n'est pas précisée. Certains scénarios conduiraient à une fusion quasi complète du combustible alors que d'autres scénarios ne conduiraient qu'à un endommagement très limité du combustible. L'évaluation de l'ampleur et de la cinétique des rejets correspondants relève des EPS de niveau 2 et est présentée au paragraphe 4.4.

Les scénarios accidentels susceptibles de résulter d'une agression ne sont pas décrits dans la mesure où les EPS agressions sont en cours de développement.

4.2.1. Description des scénarios d'accident de l'EPS de niveau 1

4.2.1.1. Introduction

Comme indiqué au paragraphe 3.3, les EPS de niveau 1 visent à déterminer les scénarios accidentels conduisant à une dégradation partielle ou totale du combustible, allant d'une simple rupture de gaine à la fusion du combustible. EDF développe des EPS de niveau 1 pour différents types de réacteurs (paliers 900 MWe, 1 300 MWe, N4 et EPR) qui constituent des études de référence utilisées en support aux analyses de sûreté. L'IRSN développe de manière indépendante des EPS de niveau 1 pour les paliers 900 et 1 300 MWe ainsi que pour le réacteur EPR, de manière à approfondir l'analyse des conclusions d'EDF et à identifier des points particuliers nécessitant un examen approfondi.

Les scénarios présentés dans la suite découlent des résultats des EPS de niveau 1 développées par EDF et l'IRSN pour les réacteurs de 900 MWe.

La description et le fonctionnement des systèmes de ces réacteurs intervenant dans les situations normale et accidentelle sont présentés dans le chapitre 2 (voir en particulier le § 2.3.2.4 et les figures 2.6 et 2.7). Les sigles associés à certains systèmes (notamment PTR, RRA, EAS, RCV, RRI, ASG, U5, RIS) ont été définis dans le chapitre 2 du présent ouvrage.

La description des scénarios d'accident ci-après est illustrative et synthétique ; elle ne vise pas à refléter tous les détails contenus dans les EPS.

4.2.1.2. Accidents de perte de réfrigérant primaire (APRP) : grosses brèches, brèches intermédiaires et petites brèches

L'événement initiateur de ces accidents est une brèche dans la paroi du circuit primaire, ou d'un circuit qui lui est connecté, à l'exception de la rupture de la cuve et de la rupture d'un ou plusieurs tubes de générateur de vapeur (cette dernière est traitée au § 4.2.1.5). La brèche provoque une fuite de réfrigérant primaire et une dépressurisation du circuit primaire. Plusieurs scénarios sont distingués dans l'EPS1 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 les brèches de grande taille, la montée rapide de la pression dans l'enceinte de confinement déclenche de plus la mise en service automatique du système d'aspersion (EAS).

Les fonctions à assurer par les systèmes de protection et de sauvegarde pour limiter les conséquences de l'accident sont les suivantes :

- la maîtrise de la réactivité ;
- le maintien de l'inventaire en eau dans la cuve du réacteur ;
- l'évacuation de la puissance résiduelle dégagée par le combustible.

La maîtrise de la réactivité est assurée par l'arrêt automatique du réacteur et l'injection d'eau borée dans le cœur.

Le maintien de l'inventaire en eau dans la cuve du réacteur est assuré par le système d'injection de sécurité (RIS) qui fonctionne d'abord en injection directe (à partir du réservoir PTR), puis en circuit fermé, par recirculation de l'eau déversée dans les puisards de l'enceinte de confinement.

L'évacuation de la puissance résiduelle dégagée par le combustible est assurée par le refroidissement de l'eau circulant dans la cuve (par la brèche, qui permet l'évacuation de l'eau chauffée par le combustible, par les générateurs de vapeur, puis à plus long terme par le système de réfrigération à l'arrêt (RRA)). Néanmoins, ce système ne peut être utilisé que si la brèche du circuit primaire n'est pas trop importante. En cas d'utilisation du système d'injection de sécurité en recirculation sur les puisards de l'enceinte de confinement, l'évacuation d'énergie hors de l'enceinte de confinement est assurée par le système d'aspersion dans l'enceinte (EAS).

Les systèmes RRA et EAS sont refroidis par le circuit de réfrigération intermédiaire RRI¹.

Les scénarios accidentels menant à une **fusion du cœur** supposent la défaillance de l'un ou de plusieurs des systèmes de sauvegarde. Pour le réacteur initialement en puissance, sont notamment considérés les scénarios comportant :

- soit une défaillance de l'injection de sécurité (RIS) ;
- soit une défaillance du système d'aspersion dans l'enceinte (EAS) fonctionnant en injection directe et/ou en recirculation.

1. Sauf pour Fessenheim où le système EAS est refroidi directement par le système d'eau brute secours (SEC, voir § 2.4.2.2).

Pour les états d'arrêt du réacteur, les scénarios accidentels de l'EPS1 diffèrent suivant l'état initial du circuit primaire (fermé, entrouvert ou ouvert) mais sont toujours associés à une défaillance du maintien d'eau en quantité suffisante dans le circuit primaire pour refroidir le cœur, à la suite d'une erreur humaine ou d'une défaillance matérielle.

4.2.1.3. Accidents de perte de réfrigérant primaire à l'extérieur de l'enceinte de confinement (V-LOCA)

Ces accidents, dus à une perte de réfrigérant primaire par une brèche située à l'extérieur de l'enceinte de confinement, dans un circuit connecté au circuit primaire et non isolé de celui-ci, présentent deux caractéristiques particulières :

- la perte de réfrigérant ayant lieu à l'extérieur de l'enceinte de confinement, l'utilisation du système d'injection de sécurité en recirculation n'est pas possible ;
- des produits de fission pourraient être relâchés directement à l'extérieur de l'enceinte de confinement tant que la brèche n'aura pas été isolée du circuit primaire.

Une rupture de la barrière thermique d'une des pompes primaires constitue un exemple d'accident de ce type.

4.2.1.4. Accidents de rupture d'une tuyauterie secondaire (RTE, RTV)

Ces accidents sont dus :

- soit à une petite ou une grosse brèche survenant dans une tuyauterie d'alimentation en eau d'un générateur de vapeur (RTE) en aval du clapet d'isolement des systèmes ARE et ASG (voir les figures 2.6 et 2.7). Ces lignes sont situées à l'intérieur de l'enceinte de confinement (les lignes situées à l'extérieur de l'enceinte de confinement sont équipées d'un clapet anti-retour qui isole la brèche évitant la vidange complète du générateur de vapeur concerné) ;
- soit une petite ou une grosse brèche survenant dans une tuyauterie de vapeur reliée à la partie secondaire d'un générateur de vapeur (RTV). La brèche est susceptible de se produire à l'intérieur ou à l'extérieur de l'enceinte de confinement. Dans ce dernier cas, elle peut être localisée soit entre l'enceinte et les vannes d'isolement de la vapeur, soit à l'aval des vannes d'isolement de la vapeur. Une brèche localisée en aval des vannes peut être isolée par la fermeture des vannes ;
- soit un blocage en position ouverte d'un des organes de décharge des circuits secondaires.

La rupture d'une tuyauterie d'alimentation en eau d'un générateur de vapeur entraîne une vidange et une augmentation brutale du débit de vapeur dans la partie secondaire de ce générateur de vapeur et donc une extraction accrue d'énergie du circuit primaire par le générateur de vapeur concerné, l'arrêt automatique du réacteur et le démarrage de l'injection de sécurité.

Le générateur de vapeur concerné doit être isolé par les opérateurs par la fermeture des vannes d'isolement vapeur correspondantes pour éviter la vidange des autres générateurs de vapeur et conserver ainsi la possibilité d'un refroidissement par les circuits secondaires.

La rupture d'une tuyauterie de vapeur reliée à la partie secondaire d'un générateur de vapeur entraîne une augmentation brutale du débit de vapeur dans les circuits secondaires et donc une extraction accrue d'énergie du circuit primaire, dont la pression et la température se mettent à diminuer. Ce refroidissement a pour effet de réduire la marge d'antiréactivité disponible. Lorsque la brèche est importante, l'injection de sécurité est rapidement déclenchée (injection automatique d'eau fortement borée) et les générateurs de vapeur sont automatiquement isolés par la fermeture des vannes d'isolement des lignes vapeur.

Les fonctions à assurer en cas de RTV ou de RTE sont :

- la maîtrise de la réactivité, assurée par l'arrêt automatique du réacteur et éventuellement par l'injection d'eau borée par le système d'injection de sécurité ;
- l'évacuation de la puissance résiduelle, assurée par les générateurs de vapeur sains, alimentés en eau par le système d'alimentation de secours des générateurs de vapeur (ASG) jusqu'à épuisement de la bêche ASG ;
- pour les scénarios comprenant une grosse brèche dans l'enceinte de confinement, l'évacuation de l'énergie hors de cette enceinte par le système d'aspersion EAS.

Les scénarios accidentels les plus probables menant à la **fusion du cœur** à partir d'une RTE comportent le blocage de plusieurs barres de commande hors du cœur, empêchant la maîtrise de la réactivité, ou un échec de la fermeture des vannes d'isolement des lignes vapeur du générateur concerné par la rupture, d'où l'impossibilité de refroidir le réacteur par les circuits secondaires, suivi d'un échec de la mise en œuvre du fonctionnement en gavé-ouvert (voir § 2.4.2.2).

Pour ce qui concerne les RTV, trois scénarios menant à la **fusion du cœur** peuvent être mentionnés à titre d'exemples :

- *une grosse brèche* interne à l'enceinte de confinement, suivie d'une défaillance complète de l'EAS ; la pression et la température dans l'enceinte de confinement pourraient alors dépasser le domaine de qualification de l'instrumentation utilisée pour la conduite de l'installation en situation accidentelle ; de plus, le blocage mécanique d'au moins deux barres de commande hors du cœur pourrait entraîner un manque de maîtrise de la réactivité ;
- *une petite brèche*, suivie du blocage mécanique d'une barre de commande, cumulée à l'échec de l'isolement des lignes de vapeur du générateur de vapeur concerné du fait d'une erreur humaine ; la maîtrise de la réactivité pourrait alors ne pas être assurée ;
- l'arrêt du réacteur suivi d'une défaillance de l'alimentation de secours des générateurs de vapeur (ASG), puis d'une erreur humaine concernant l'injection d'eau dans le circuit primaire (pas de mise en œuvre du fonctionnement en gavé-ouvert).

4.2.1.5. Accidents de rupture de tubes d'un générateur de vapeur (RTGV)

Ces accidents regroupent les fuites importantes jusqu'à la rupture complète d'un ou de plusieurs tubes d'un générateur de vapeur (famille RTGV) et les brèches dans une tuyauterie des circuits secondaires (d'eau ou de vapeur) entraînant la rupture quasi immédiate d'un ou plusieurs tubes d'un générateur de vapeur (cumul RTV+RTGV).

La fuite ou la rupture de tubes d'un générateur de vapeur provoque une baisse de la pression dans le circuit primaire, entraînant l'arrêt automatique du réacteur, puis le démarrage de l'injection de sécurité et de l'alimentation de secours des générateurs de vapeur.

Les opérateurs doivent alors isoler le générateur de vapeur concerné, puis arrêter l'injection de sécurité et refroidir le circuit primaire au moyen des générateurs de vapeur sains afin de rejoindre des conditions permettant l'utilisation du système de refroidissement à l'arrêt. Si l'isolement du générateur de vapeur concerné ou l'arrêt de l'injection de sécurité est tardif, le générateur de vapeur se remplit d'eau et les organes de décharge du circuit secondaire correspondant (organes du circuit de décharge à l'atmosphère, soupapes de sûreté) peuvent, du fait de la présence d'eau, rester bloqués en position ouverte et permettre en conséquence un relâchement de fluide primaire à l'extérieur de l'enceinte de confinement. Il convient alors d'effectuer une dépressurisation du circuit primaire pour annuler la fuite.

Les scénarios accidentels pouvant conduire, à partir d'une RTGV (1 tube ou 2 tubes), à la [fusion du cœur](#) comportent la perte totale du refroidissement par le circuit secondaire et une défaillance de l'injection de sécurité ou de la mise en œuvre par les opérateurs du fonctionnement en gavé-ouvert.

4.2.1.6. Accidents de perte totale de la source froide ou des systèmes associés (H1)

Ces accidents comportent soit une perte de la source froide (indisponibilité de l'eau de refroidissement provenant d'un cours d'eau ou de la mer) qui affecte simultanément l'ensemble des tranches du site et entraîne directement la perte de systèmes de refroidissement, notamment celle du système SEC, soit une défaillance de systèmes de refroidissement permettant l'évacuation de l'énergie par cette source froide, notamment la perte du système SEC ou du système RRI ou du système RRA.

La perte de la source froide entraîne l'arrêt du réacteur ; le refroidissement du circuit primaire est assuré par les circuits secondaires alimentés par l'ASG. À long terme, si la source froide n'est pas récupérée, le refroidissement par les circuits secondaires n'est plus possible car les possibilités de réalimentation des réservoirs de l'ASG sont limitées.

La perte du système de refroidissement intermédiaire (RRI) entraîne :

- l'arrêt des pompes primaires ;
- l'arrêt du refroidissement des barrières thermiques des pompes primaires, ce qui peut entraîner une brèche dans le circuit primaire en cas de défaillance de l'injection aux joints des pompes primaires ;

- la défaillance du refroidissement de l'eau de la décharge du circuit de contrôle chimique et volumétrique (RCV) ;
- la défaillance du refroidissement de certains systèmes de ventilation, ce qui peut entraîner des défaillances d'équipements (certaines pompes par exemple) ;
- à terme, la défaillance du refroidissement de l'enceinte de confinement lors du fonctionnement de l'injection de sécurité et du système d'aspersion en recirculation sur les puisards de l'enceinte ; l'échauffement de l'eau des puisards pouvant entraîner la défaillance des pompes de recirculation.

Pour ce type d'accident, la conduite du réacteur vise à assurer un repli dans un état du réacteur où l'injection aux joints des pompes primaires peut être arrêtée sans risque de détérioration de celles-ci (pression du circuit primaire inférieure ou égale à 45 bars, température de l'eau du primaire inférieure ou égale à 190 °C). Les pompes primaires sont arrêtées et le refroidissement du circuit primaire est alors assuré par les circuits secondaires avec une circulation naturelle dans le circuit primaire.

Pour un réacteur fonctionnant en puissance, une **fusion du cœur** peut résulter d'une défaillance de l'alimentation en eau des générateurs de vapeur par l'ASG, suivie de l'échec du passage en gavé-ouvert ou de l'absence du maintien d'une quantité suffisante d'eau dans le circuit primaire en cas d'apparition d'une brèche aux joints des pompes primaires.

Pour les états d'arrêt du réacteur, une **fusion du cœur** peut, en fonction de l'état initial du réacteur, résulter d'une défaillance de l'ASG ou de l'absence du maintien d'une quantité suffisante d'eau dans le circuit primaire dans les états fermé et entrouvert du réacteur ou encore d'une défaillance de l'appoint d'eau lorsque le circuit primaire est initialement ouvert.

4.2.1.7. Accidents avec perte totale de l'alimentation en eau des générateurs de vapeur (TGTA-H2)

Ces accidents résultent de défaillances d'équipements conduisant à l'indisponibilité simultanée des systèmes d'alimentation normale et de secours en eau des générateurs de vapeur.

Les générateurs de vapeur se vident alors rapidement du côté secondaire et deviennent inefficaces ; le circuit primaire s'échauffe et monte en pression jusqu'à la pression de tarage des soupapes de sûreté du pressuriseur. Le circuit primaire se vide alors et reste à une pression élevée jusqu'au découverture et la **fusion du cœur**. La fusion du cœur peut donc se produire alors que le circuit primaire est en pression, ce qui constitue une menace à court terme pour le confinement des substances radioactives relâchées par la fusion du cœur (éjection de corium dans l'enceinte de confinement au moment de la rupture en pression de la cuve d'où résulte un « échauffement direct » de l'enceinte, présenté au paragraphe 5.2.1, ruptures induites de tubes de générateurs de vapeur).

Pour éviter la fusion en pression, les opérateurs doivent :

- ouvrir les soupapes de sûreté du pressuriseur (soupapes SEBIM) puis mettre en service l'injection de sécurité (fonctionnement en gavé-ouvert), ce qui permet d'assurer un refroidissement du cœur ;
- à terme, rétablir un moyen d'alimentation en eau des générateurs de vapeur, afin d'obtenir des conditions permettant le fonctionnement du système de refroidissement à l'arrêt.

Les scénarios accidentels les plus probables menant à la **fusion du cœur** supposent ici une défaillance dans la mise en œuvre du fonctionnement en gavé-ouvert, soit à court terme (défaillance de l'injection de sécurité à la sollicitation ou erreur de conduite), soit à plus long terme (défaillance en fonctionnement de l'injection de sécurité, absence de refroidissement de l'enveloppe par l'EAS).

4.2.1.8. Accidents avec perte totale des alimentations électriques (H3)

Ces accidents résultent de la défaillance quasi simultanée des deux tableaux secours 6,6 kV (LHA et LHB) ou de la défaillance des alimentations électriques externes puis internes par dégradations successives des sources électriques, ce qui entraîne l'arrêt automatique du réacteur mais également l'absence d'alimentation électrique des systèmes de sauvegarde du réacteur.

Lors d'un accident de ce type, si le circuit primaire est initialement fermé, les opérateurs doivent chercher à rejoindre un état de repli pour lequel l'injection aux joints des pompes primaires n'est plus nécessaire, à l'aide du turboalternateur LLS, de la pompe de test (injection aux joints des pompes primaires), de la TPS-ASG (turbopompe) et des vannes de décharge du circuit de décharge à l'atmosphère. Cet état est caractérisé par une température de l'eau du circuit primaire inférieure ou égale à 190 °C et une pression du circuit primaire inférieure ou égale à 45 bars.

Si le circuit primaire est initialement entrouvert, les opérateurs doivent chercher à rejoindre un état intermédiaire caractérisé par une température de l'eau du circuit primaire inférieure ou égale à 190 °C et une pression du circuit primaire inférieure ou égale à 45 bars ; la pompe de test permet de compenser la perte d'eau par les événements du circuit primaire.

Si le circuit primaire est initialement ouvert, un appoint gravitaire d'eau doit être mis en œuvre à court terme, complété à moyen terme par une injection d'eau par la pompe de charge de la tranche voisine (palier 900 MWe) ou par la motopompe thermique (paliers 1 300 MWe et N4).

Dans tous les cas de défaillance complète des alimentations électriques internes et externes, la connexion du groupe électrogène d'ultime secours (palier 900 MWe) ou de la turbine à combustion (paliers 1 300 MWe et N4) doit être entreprise très rapidement afin de remettre en service les systèmes permettant de rejoindre un état sûr.

Les scénarios accidentels pouvant conduire à une **fusion du cœur** comprennent :

- une défaillance de la turbopompe ASG (palier 900 MWe) ou des turbopompes ASG (paliers 1 300 MWe et N4) ou encore de l'injection aux joints des pompes primaires (pouvant entraîner une brèche du fait de l'absence de refroidissement) lorsque le circuit primaire est initialement fermé ;
- une défaillance des moyens d'appoint d'eau au circuit primaire lorsque le circuit primaire est ouvert.

4.2.1.9. Perte des sources électriques internes (PDS)

Les accidents considérés ici résultent d'une perte de tension d'un ou plusieurs tableaux électriques à basse tension.

Dans certains cas, la perte de tension peut conduire à une indisponibilité partielle des fonctions d'alimentation en eau des générateurs de vapeur et de maintien de l'intégrité des joints des pompes primaires.

Les scénarios d'accident pouvant conduire à la **fusion du cœur** sont donc notamment des scénarios de type « TGTA-H2 » (perte totale de l'alimentation en eau des générateurs de vapeur et échec du fonctionnement en mode gavé-ouvert) et des scénarios conduisant à une brèche aux joints des pompes primaires et à l'absence du maintien d'une quantité suffisante d'eau dans le circuit primaire.

4.2.1.10. Transitoires avec échec de l'arrêt automatique (ATWS)

Les scénarios correspondants résultent d'une défaillance de l'arrêt automatique du réacteur par insertion des barres de commande après un événement initiateur interne à l'installation devant entraîner un tel arrêt automatique.

Ces transitoires entraînent une perte de l'alimentation normale en eau des générateurs de vapeur et l'alimentation de secours de ces générateurs de vapeur est insuffisante pour évacuer la puissance libérée par le cœur du réacteur.

Trois conséquences peuvent en résulter :

- une perte de l'intégrité du circuit primaire, à la suite du dépassement de sa pression de dimensionnement ;
- un endommagement du cœur du réacteur (notamment en cas de défaillance du refroidissement par le secondaire des générateurs de vapeur suivi de l'échec de la mise en œuvre du refroidissement du cœur en mode gavé-ouvert) ;
- une rupture induite de tubes de générateurs de vapeur du fait de la différence élevée de pression régnant entre les circuits primaire et secondaire.

4.2.1.11. Transitoires dans le circuit primaire (TRCP)

Les scénarios correspondants regroupent des transitoires primaires résultant notamment d'une injection de sécurité intempestive, d'une dilution homogène (diminution progressive de la concentration du bore dans l'eau du circuit primaire), d'une dilution hétérogène (formation d'un bouchon d'eau insuffisamment borée dans le circuit primaire qui est ensuite injecté dans le cœur du réacteur), d'une défaillance du RCV ou du retrait incontrôlé d'une grappe de commande. Ces scénarios peuvent conduire à un endommagement du combustible dans les différents états de fonctionnement du réacteur.

Dans l'EPS1 (tant celle d'EDF que celle de l'IRSN), les dilutions homogènes ne conduisent qu'à une fréquence faible de **fusion du cœur**, en comparaison de celle due aux dilutions hétérogènes. Jusqu'à présent, les études menées sur les conséquences possibles d'une dilution hétérogène ne permettent pas d'évaluer les risques de défaillance de l'étanchéité de l'enceinte de confinement. Aussi, dans les EPS de niveau 2 tant d'EDF que de l'IRSN, une hypothèse simplificatrice est retenue, à savoir la défaillance à court terme de l'enceinte de confinement. Il en résulte que, dans ces EPS de niveau 2, les dilutions hétérogènes contribuent largement au risque de rejets massifs précoces. Sur un plan opérationnel, l'exploitant doit viser à « pratiquement éliminer » les scénarios correspondants.

4.2.2. *Fréquences de fusion par type de scénarios déterminées par l'EPS de niveau 1 pour les réacteurs de 900 MWe*

L'étude probabiliste de niveau 1 développée par EDF, qui, rappelons-le, constitue l'étude de référence, conduit à une fréquence de **fusion du cœur** d'environ $4,6 \cdot 10^{-6}$ par année et par réacteur pour l'ensemble des scénarios présentés au paragraphe 4.2.1.

Au terme de son étude probabiliste de niveau 1, après mise à jour pour tenir compte des modifications prévues lors des troisièmes **visites décennales** (VD3) des réacteurs de 900 MWe, l'IRSN estime que la fréquence de **fusion du cœur**² est d'environ $7,5 \cdot 10^{-6}$ par année et par réacteur, pour l'ensemble des états de fonctionnement du réacteur. Les contributions des différents types de scénarios décrits au paragraphe 4.2.1 sont indiquées dans le tableau 4.1.

2. Comme indiqué ci-dessus, le terme « fusion du cœur » regroupe ici à la fois des situations conduisant à une simple rupture de gaine et des situations conduisant à une fusion totale du combustible dans la cuve.

Tableau 4.1. Répartition, par type de scénarios, de la fréquence de fusion de cœur d'après les résultats de l'EPS1 pour les REP 900 du palier CPY « post-VD3 » de l'IRSN.

Type de scénario	IRSN (mise à jour « post-VD3 »)	
	Fréquence de fusion du cœur (par année.réacteur)	% de la fréquence totale de fusion du cœur
Accidents de perte de réfrigérant (APRP)	$1,2 \cdot 10^{-06}$	16 %
Accidents de perte de réfrigérant primaire à l'extérieur de l'enceinte de confinement (V-LOCA)	$2,2 \cdot 10^{-07}$	2,9 %
Accidents de rupture d'une tuyauterie secondaire (RTE ou RTV)	$5,0 \cdot 10^{-08}$	0,7 %
Accidents de rupture de tubes d'un générateur de vapeur (RTGV)	$1,1 \cdot 10^{-08}$	0,1 %
Perte totale de la source froide ou des systèmes associés (H1)	$1,3 \cdot 10^{-06}$	17 %
Perte totale de l'alimentation en eau des générateurs de vapeur (TGTA-H2)	$1,0 \cdot 10^{-06}$	14 %
Perte totale des alimentations électriques (H3)	$2,9 \cdot 10^{-06}$	38 %
Perte des sources électriques internes (PDS)	$5,1 \cdot 10^{-07}$	6,8 %
Transitoires avec échec de l'arrêt automatique (ATWS)	$3,3 \cdot 10^{-08}$	0,4 %
Transitoires sur le circuit primaire (TRCP) ³	$3,0 \cdot 10^{-07}$	4 %
Fréquence totale de fusion du cœur	$7,5 \cdot 10^{-06}$	100 %

Les résultats des études, aussi bien celle d'EDF que celle de l'IRSN, font apparaître que les scénarios prépondérants sont ceux qui résultent de la perte totale des alimentations électriques.

4.2.3. Progression de l'accident au-delà de la fusion du cœur

Les paragraphes précédents mettent en évidence la grande diversité des scénarios susceptibles de conduire à un endommagement du cœur du réacteur. Toutefois, il faut noter que ces différents scénarios, bien que partant d'événements initiateurs différents, peuvent conduire à une progression similaire de l'accident après la **fusion du cœur**.

En effet, la connaissance de certaines caractéristiques de l'état du réacteur au moment du dénoyage du cœur suffit pour déterminer la progression ultérieure de l'accident.

3. À la date de parution de l'ouvrage, les dilutions hétérogènes (qui font partie des accidents sur le circuit primaire) font l'objet d'une instruction détaillée par l'IRSN visant à apprécier les nouvelles dispositions proposées par EDF pour prévenir ce type d'accident.

Ces caractéristiques sont notamment utilisées dans l'interface entre les EPS de niveau 1 et de niveau 2 dont on parlera au paragraphe 4.4. On peut citer par exemple :

- l'instant où survient la **fusion du cœur**, qui conditionne la puissance résiduelle du cœur, donc la cinétique globale du déroulement de l'accident ;
- la **pression dans le circuit primaire lors de la fusion du cœur** : en particulier, les accidents avec une défaillance de l'évacuation d'énergie hors du circuit primaire entraînent une fusion du cœur sous haute pression, ce qui conduit à des risques particuliers d'endommagement du confinement ;
- l'**état des systèmes de sauvegarde**, notamment la disponibilité du système d'aspersion dans l'enceinte de confinement, qui permet d'assurer l'évacuation d'énergie hors de l'enceinte et un rabattement des substances radioactives relâchées dans l'atmosphère de cette enceinte ;
- la **sous-criticité du cœur du réacteur** ;
- l'**état de l'enceinte de confinement**, notamment l'isolement de celle-ci ou la présence d'un « contournement » de l'enceinte (perte de réfrigérant primaire par une brèche à l'extérieur de l'enceinte) ou encore la présence d'un défaut de fermeture du tampon d'accès des matériels (TAM).

Compte tenu des similitudes dans la progression attendue de différents accidents de **fusion du cœur**, il est possible d'étudier de manière générique les différents phénomènes physiques susceptibles de survenir lors d'un accident de fusion du cœur ; ils sont présentés dans le paragraphe 4.3.

4.3. Déroulement général des accidents de fusion du cœur et approche de leur gestion pour les réacteurs en exploitation et pour le réacteur EPR

4.3.1. Physique de la fusion du cœur et phénomènes associés

4.3.1.1. Dénoyage du cœur

► Début de dénoyage du cœur

Le début de dénoyage du cœur correspond au moment où, du fait d'une perte de réfrigérant primaire dans le cœur du réacteur, les crayons combustibles ne sont plus totalement recouverts par le fluide réfrigérant. Selon l'état initial du réacteur, l'événement initiateur de l'accident, les défaillances des systèmes et les éventuelles erreurs de conduite, le dénoyage du cœur peut être atteint au bout de quelques minutes ou de plusieurs heures, voire de plusieurs jours à partir de l'événement initiateur. Le dénoyage du cœur ne mène à sa fusion que s'il n'est pas possible de rétablir un refroidissement permettant de le préserver intact.

À titre d'exemple, une brèche de 10 cm de diamètre dans le circuit primaire conduirait, en l'absence d'injection d'eau dans le circuit primaire par le système d'injection de sécurité, au dénoyage complet des crayons combustibles au bout de 30 minutes.

► Dénoyage du cœur avec un circuit primaire « en pression »

Le développement et les conséquences de l'accident vont différer selon la pression dans la cuve lors du dénoyage du cœur et au moment de la percée de la cuve (comme l'illustreront les paragraphes 5.1.4 « Fusion du cœur en pression » et 5.2.1 « Échauffement direct des gaz de l'enceinte »). Dans la pratique, on parle d'accident de fusion en pression lorsque la pression dans la cuve, au moment de sa percée, est supérieure à environ 15 à 20 bars (ordre de grandeur).

On peut notamment aboutir à un accident de fusion en pression dans les cas suivants :

- une défaillance du refroidissement du circuit primaire par le circuit secondaire des générateurs de vapeur ;
- un renoyage tardif du cœur provoquant une remontée de la pression dans le circuit primaire au-delà de 15 à 20 bars juste avant la percée du fond de la cuve.

4.3.1.2. Dégradation du combustible dans la cuve (défaillance de la première barrière de confinement)

Les phénomènes physiques intervenant dans le développement de l'accident dans la cuve du réacteur font l'objet du paragraphe 5.1. Le paragraphe 5.1.1 traite dans le détail de la dégradation du cœur dans la cuve et le paragraphe 5.1.2 est consacré au comportement des matériaux fondus au fond de la cuve avant que la percée de celle-ci n'intervienne. Sont décrites ci-après les étapes intervenant dans la dégradation du combustible en cuve.

► Oxydation et rupture des gaines des crayons combustibles

Au fur et à mesure que le niveau d'eau s'abaisse dans le cœur du réacteur, la partie dénoyée s'échauffe sous l'effet de la puissance résiduelle.

Les gaines en zircaloy contenant le combustible du cœur, qui sont, en fonctionnement normal, à une température inférieure ou égale à 350 °C, se déforment à partir de 700 °C à 900 °C en raison de la dégradation de leurs propriétés mécaniques.

Pendant l'accident, la pression dans la cuve peut être, ou ne pas être, supérieure à la pression des gaz⁴ contenus dans les crayons combustibles :

- si la pression dans la cuve est inférieure à la pression des gaz contenus dans les crayons combustibles, les gaines, en s'échauffant, gonflent puis finissent par rompre (figure 4.1) ;
- si la pression dans la cuve est supérieure à la pression des gaz contenus dans les crayons combustibles, les gaines, en s'échauffant, s'écrasent contre les pastilles de combustible, ce qui favorise la formation d'un eutectique $\text{UO}_2\text{-Zr}$ qui fond vers 1 200 °C à 1 400 °C (figure 4.2).

4. Ces gaz se composent du gaz neutre de remplissage initial des crayons auquel s'ajoutent les gaz rares produits par les réactions nucléaires dans les pastilles de combustible contenues dans les crayons (xénon et krypton en particulier). La pression de ces gaz dépend de la durée d'irradiation du combustible : à titre d'exemple, cette pression peut varier entre 80 bars et 140 bars pour un REP de 1 300 MWe.

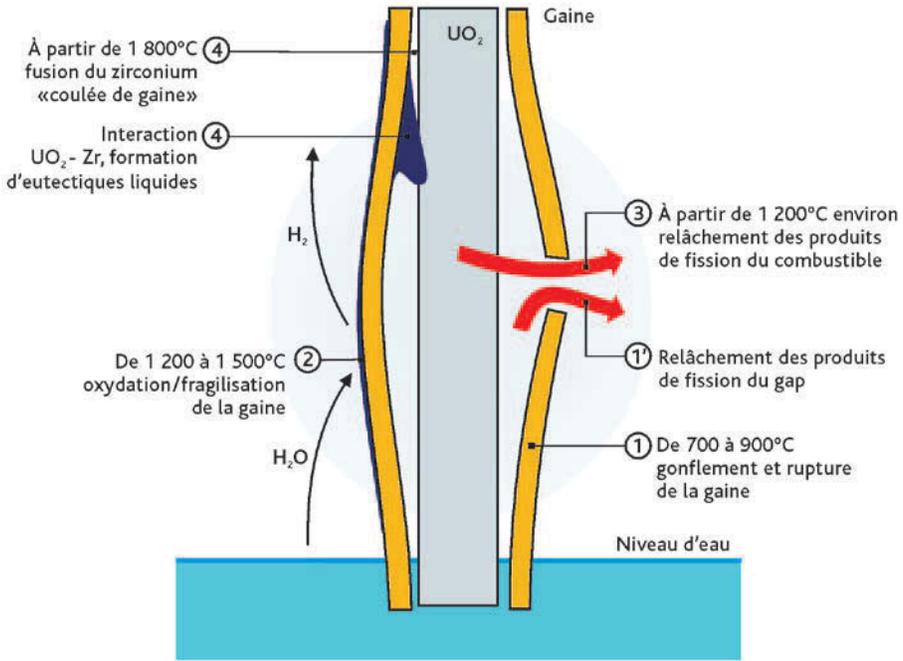


Figure 4.1. Mécanismes de dégradation de la gaine des crayons combustibles en accident grave, à basse pression (gap : volume gazeux du crayon combustible).

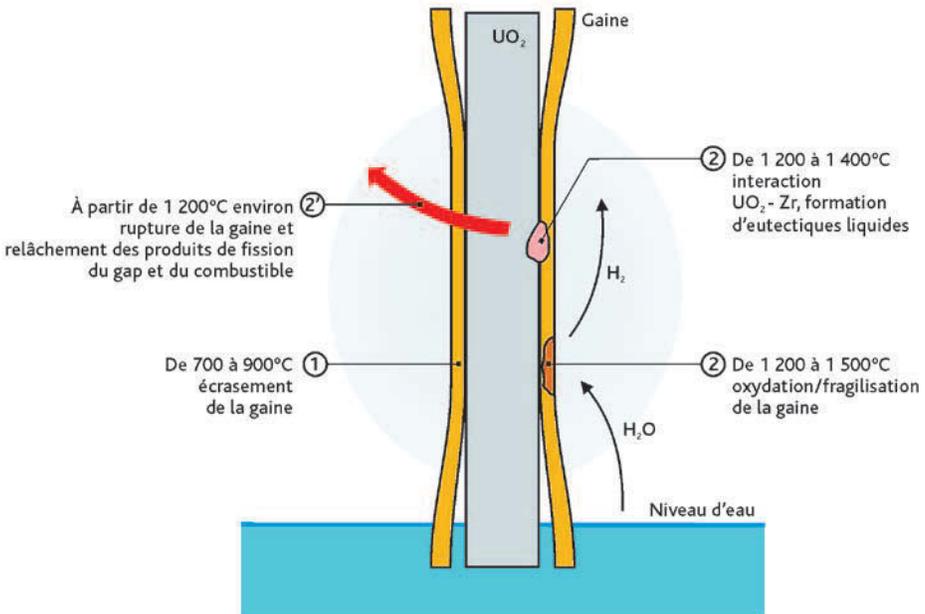


Figure 4.2. Mécanismes de dégradation de la gaine des crayons combustibles en accident grave, à haute pression (gap : volume gazeux du crayon combustible).

► Relâchement d'hydrogène et fusion des matériaux du cœur

Lors du dénoyage et de la dégradation du combustible, le zirconium des gaines des crayons combustibles s'oxyde au contact de la vapeur d'eau surchauffée⁵.

La réaction d'oxydation débute vers 1 200 °C et sa vitesse augmente considérablement⁶ vers 1 500 °C. Or :

- la réaction chimique d'oxydation est très exothermique : elle libère localement une puissance supérieure à la puissance résiduelle ; si le refroidissement est insuffisant pour évacuer cette puissance, la température des matériaux augmente et avec elle la vitesse d'oxydation : on qualifie ce phénomène « d'emballement de la réaction » ;
- la réaction libère dans le circuit primaire de l'hydrogène⁷ qui sera transporté jusque dans l'enceinte de confinement. La combustion de l'hydrogène dans l'enceinte de confinement peut conduire à une déflagration qui peut elle-même, dans certaines conditions, se transformer en détonation (le « risque hydrogène » dans l'enceinte de confinement est abordé dans le détail au paragraphe 5.2.2) ;
- les gaines sont fragilisées, ce qui accroît leur vulnérabilité en cas de choc thermique.

De plus, lorsque la température des pastilles de combustible augmente, la vitesse de relâchement des produits de fission augmente.

De manière schématique :

- entre 900 °C et 1 800 °C, les constituants métalliques du cœur fondent ou se vaporisent (composants des barres de commande, acier des structures, zircaloy des gaines non oxydé) ;
- au-delà de 1 800 °C, les autres constituants (oxydes, etc.) du cœur commencent à fondre.

La figure 4.3 présente de manière schématique les principaux phénomènes intervenant au cours de la dégradation des matériaux du cœur.

Il faut atteindre des températures de l'ordre de 2 800 °C pour que se produise la fusion de l'oxyde d'uranium lui-même ; toutefois, l'existence d'eutectiques avec le zirconium et l'acier des barres de commande du cœur peut entraîner des coulées de

5. Selon la réaction $Zr + 2 H_2O \rightarrow ZrO_2 + 2 H_2$ avec un ΔH de -600 à -700 kJ/mole de Zr et 0,0442 kg de H_2 produit par kg de Zr oxydé.
6. À 1 500°C, une phase ZrO_2 cubique apparaît dans la gaine oxydée, en équilibre avec une phase ZrO_2 tétragonale, stable à une température inférieure à 1 500°C. Le coefficient de diffusion de l'oxygène étant plus élevé dans la phase ZrO_2 cubique que dans la phase tétragonale, la vitesse d'oxydation du Zr augmente très rapidement.
7. L'oxydation complète d'un kilogramme de zircaloy produit environ 0,5 m³ d'hydrogène à température et pression normales. Compte tenu des quantités de zirconium présentes dans les cœurs des différentes tranches REP, cela correspond à la production d'un kg environ d'hydrogène par MWe.

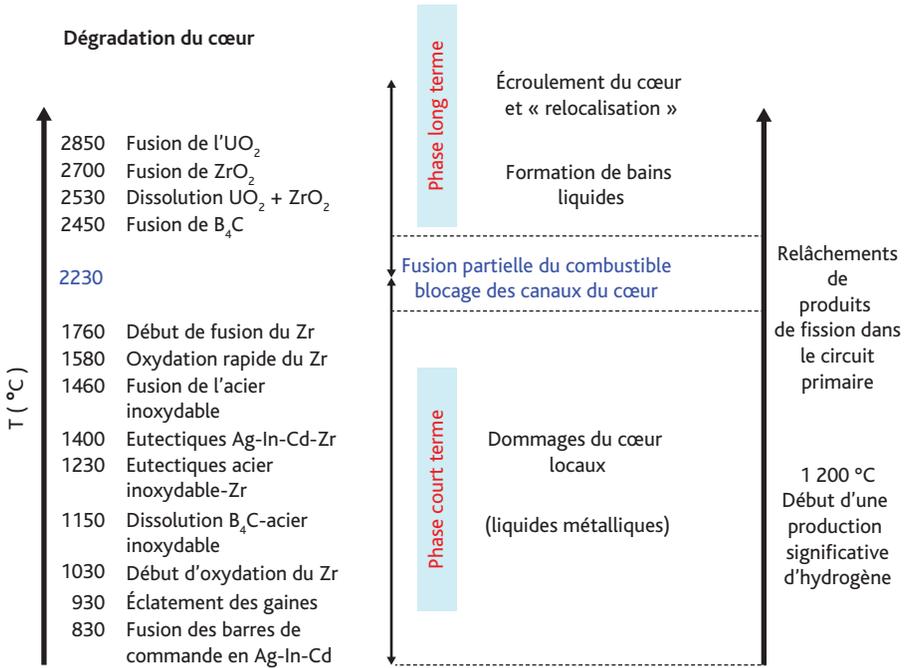


Figure 4.3. Principaux phénomènes intervenant au cours de la dégradation du cœur du réacteur.

matériaux fondus à des températures plus basses. Cette fusion conduit à un effondrement local puis général du cœur du réacteur avec formation d'un « corium », amas de combustible et de matériaux des structures supportant le combustible dans la cuve lors du fonctionnement normal du réacteur, fondus et mélangés, maintenus en fusion par le dégagement de la puissance résiduelle due à la décroissance radioactive des produits de fission piégés dans le corium.

À ces niveaux de température, les produits de fission les plus volatils sont sortis en quasi-totalité du combustible (§ 4.3.1.6).

4.3.1.3. Défaillance du circuit primaire lors d'un accident de fusion du cœur (défaillance de la deuxième barrière de confinement)

► Défaillance du fond de la cuve

L'effondrement des éléments constitutifs du cœur dans le fond de la cuve peut entraîner le percement de celle-ci au bout de quelques dizaines de minutes à quelques heures ; le délai est fonction de la masse de corium dans le fond de la cuve, de la puissance dégagée par cette masse de corium et de la présence ou non d'eau permettant d'évacuer, par vaporisation, une partie de cette puissance. La défaillance de la cuve est traitée dans le paragraphe 5.1.3.

► Rupture induite de tubes de générateurs de vapeur

Lors de la dégradation du combustible, la vapeur chaude sortant du cœur du réacteur et circulant par convection naturelle dans le circuit primaire provoque un échauffement important des structures de ce circuit qui, s'il est en pression lors de la **fusion du cœur** dans la cuve, peuvent fluer et se rompre. Pour les tubes des générateurs de vapeur, leur rupture « induite » conduirait à des rejets directs de produits de fission dans l'atmosphère extérieure par les soupapes de sûreté des circuits secondaires (à titre d'exemple, ces soupapes sont tarées à 76 bars pour les tranches de 900 MWe). La phénoménologie associée à la fusion du cœur en pression est traitée au paragraphe 5.1.4.

4.3.1.4. Phénomènes pouvant conduire à une « rupture précoce » de l'enceinte de confinement lors d'un accident de fusion du cœur (défaillance de la troisième barrière de confinement)

► Échauffement direct des gaz de l'enceinte

Si le circuit primaire est en pression au moment de la percée de la cuve, il peut y avoir dispersion de corium dans l'enceinte de confinement au moment de sa sortie de la cuve, produisant une brusque montée de la pression par transfert très rapide, à l'atmosphère gazeuse de l'enceinte, de la chaleur contenue dans le corium fondu. Ce phénomène est appelé « échauffement direct de l'enceinte » ; il est abordé dans le détail au paragraphe 5.2.1.

► « Risque hydrogène »

Le « risque hydrogène » est la possibilité d'une perte de l'étanchéité et de l'intégrité du confinement du réacteur lors d'une combustion d'hydrogène. L'hydrogène provient principalement de l'oxydation du zirconium des gaines et des structures des éléments combustibles lors de la dégradation du cœur et de l'oxydation des métaux présents dans le corium ou dans le radier lors de l'interaction entre le corium et le béton (§ 4.3.1.5). L'hydrogène ainsi produit s'accumule dans l'enceinte et peut atteindre localement des concentrations importantes qui dépassent le seuil d'inflammabilité dans le mélange gazeux $H_2 + O_2 + H_2O$. Le risque hydrogène est abordé en détail au paragraphe 5.2.2.

► Explosion de vapeur

S'il y a de l'eau dans le fond de la cuve du réacteur ou bien dans le puits de cuve, le corium provenant de la **fusion du cœur** peut entrer en interaction avec l'eau, soit au fond de la cuve en cas de relocalisation de corium fondu dans cette zone, soit dans le puits de cuve en cas de percée du fond de la cuve. Une interaction très énergétique peut alors se produire entre le corium et l'eau, le corium étant à une température bien plus élevée que celle de l'eau. Au contact de l'eau, le corium peut être fortement fragmenté et produire une vaporisation quasi instantanée et massive de l'eau. Ce phénomène est appelé « explosion de vapeur ». Il est traité en détail au paragraphe 5.2.3.

4.3.1.5. Phénomènes pouvant conduire à une défaillance à terme de l'étanchéité de l'enceinte de confinement après la fusion du cœur

Lorsque le corium vient au contact du béton du radier de l'enceinte de confinement dans le puits de cuve, ce béton se décompose sous l'effet de la chaleur dégagée par le corium. Ce phénomène est appelé « interaction corium-béton ». Cette interaction conduit à la production d'une quantité importante de gaz, provoquant une montée progressive de la pression dans l'enceinte de confinement. Ce phénomène est traité dans le détail au paragraphe 5.3.

4.3.1.6. Relâchements de produits de fission

Les gaz de fission, (krypton (Kr), xénon (Xe)), et les autres produits de fission volatils (iode (I), césium (Cs), brome (Br), rubidium (Rb), tellure (Te), antimoine (Sb)), accumulés au cours du fonctionnement du réacteur dans les volumes libres à l'intérieur des crayons combustibles sont relâchés dans le circuit primaire dès la rupture des gaines de ces crayons, il en est de même pour une petite partie des produits de fission présents dans les pastilles de combustible.

Les produits de fission volatils initialement présents dans les pastilles de combustible vont ensuite être relâchés progressivement avec la propagation de la dégradation du combustible dans le cœur ; les produits de fission volatils ont presque complètement quitté le combustible lorsque celui-ci entre en fusion. Les différentes phases de relâchement de produits de fission sont décrites de manière plus détaillée au paragraphe 5.5.2.

Les rejets dans l'environnement dépendent des conditions physico-chimiques affectant les transferts de produits de fission dans l'installation depuis la cuve du réacteur jusqu'à l'enceinte de confinement. Ces transferts sont principalement déterminés par la nature des produits de fission (gaz ou aérosols) et par leur forme chimique.

La masse d'aérosols (produits de fission, noyaux lourds, matériaux des structures et des grappes de commande) relâchée dans l'enceinte de confinement au cours de la dégradation du combustible peut être élevée (par exemple environ 1 500 kg pour un REP 900 MWe). Ces aérosols s'agglomèrent et sédimentent. Il en résulte des facteurs de réduction de la masse en suspension dans l'enceinte de confinement variant de 300 (24 h environ après les derniers relâchements) à 2 500 (48 h environ après les derniers relâchements) ; ces valeurs ne tiennent cependant pas compte des remises en suspension d'aérosols pouvant résulter par exemple de phénomènes dynamiques dans l'enceinte de confinement.

Le comportement de l'iode fait l'objet d'une attention particulière, compte tenu de sa complexité et des conséquences radiologiques à court terme pouvant résulter des relâchements d'iode radioactif dans l'environnement.

Les principales formes physico-chimiques de l'iode pouvant se trouver dans l'enceinte de confinement après la fusion du cœur sont l'iode moléculaire gazeux (I_2), l'iode particulaire (c'est-à-dire sous forme d'aérosols, par exemple l'iodure de césium (CsI)) et l'iode organique gazeux (par exemple l'iodure de méthyle (CH_3I)). De ces trois formes

physico-chimiques, l'iode organique est la plus difficile à retenir par les systèmes de filtration existants.

De manière très schématique, lors de la dégradation des crayons combustibles, de l'iode est relâché dans le circuit primaire puis dans l'enceinte de confinement sous forme particulaire et sous forme gazeuse.

Dans l'enceinte de confinement, l'iode gazeux sous sa forme moléculaire va :

- être adsorbé rapidement par les peintures des parois de l'enceinte de confinement et réagir avec ces peintures ou les composés organiques relâchés par ces peintures pour créer de l'iode organique gazeux ; sous l'effet des rayonnements, cet iode organique peut se transformer en oxydes d'iode, assimilés à des aérosols de très petite taille ;
- se déposer dans l'eau des puisards de l'enceinte de confinement en cas de fonctionnement du système d'aspersion ;
- être rejeté à l'extérieur de cette enceinte par des fuites, directes ou filtrées.

Les aérosols d'iode vont quant à eux se déposer sur les parois et les planchers relativement froids de l'enceinte de confinement et, par exemple, être entraînés par la vapeur d'eau condensée vers les puisards de l'enceinte. Selon les conditions physico-chimiques dans les puisards et sous l'effet de la radioactivité, ils peuvent entrer dans des réactions chimiques complexes dont l'effet net est la production d'iode moléculaire gazeux qui se dégage dans l'atmosphère de l'enceinte de confinement.

Les gaz rares (Xe, Kr) et l'iode gazeux sous forme organique ne se déposent pas et sont rejetés à l'extérieur de l'enceinte de confinement par les fuites de celle-ci, directes ou filtrées.

Les relâchements, les transferts et la chimie des produits de fission sont abordés de manière plus détaillée au paragraphe 5.5.

4.3.2. Modes de défaillance de l'enceinte de confinement

4.3.2.1. Le rapport Rasmussen

4.3.2.1.1. Historique

Le professeur Norman C. Rasmussen du Massachusetts Institute of Technology (MIT) a dirigé de 1972 à 1975, à la demande de l'autorité de sûreté nucléaire américaine, une étude scientifique relative aux risques induits par l'utilisation de réacteurs nucléaires de puissance (réacteurs à eau sous pression ; réacteurs à eau bouillante).

Cette étude globale a comporté une recherche systématique des accidents envisageables ; les conclusions générales du rapport sont exprimées sous forme de courbes donnant la probabilité en fonction du nombre de morts « attendus » (par cancers).

Le rapport Rasmussen [1], publié en 1975 sous les références WASH 1400 et NUREG 75-014, est le premier exemple d'une étude probabiliste de sûreté (EPS) globale allant jusqu'à chiffrer les probabilités de conséquences pour les populations (EPS dite « de niveau 3 »).

Comme de nombreux autres organismes de sûreté, les organismes de sûreté français ont cherché, malgré les larges incertitudes relatives tant aux probabilités qu'aux conséquences, à tirer de cette étude des conclusions pratiques en termes d'amélioration de la sûreté des réacteurs de puissance et d'intervention des pouvoirs publics en cas d'accident.

L'accident de [Three Mile Island](#) (§ 7.1) est alors venu, en 1979, accélérer les réflexions dans ce domaine.

4.3.2.1.2. Classification des modes possibles de défaillance de l'étanchéité de l'enceinte de confinement

La classification des modes possibles de défaillance de l'étanchéité de l'enceinte de confinement introduite par Rasmussen est toujours utilisée. On y trouve cinq modes principaux, schématisés sur la figure 4.4 :

- le mode α : explosion de vapeur dans la cuve ou dans le puits de cuve résultant d'une interaction entre le corium et l'eau de refroidissement provoquant la défaillance à court terme de l'étanchéité de l'enceinte de confinement ;
- le mode β : défaut d'étanchéité de l'enceinte de confinement, présent au début de l'accident ou rapidement induit par celui-ci ;

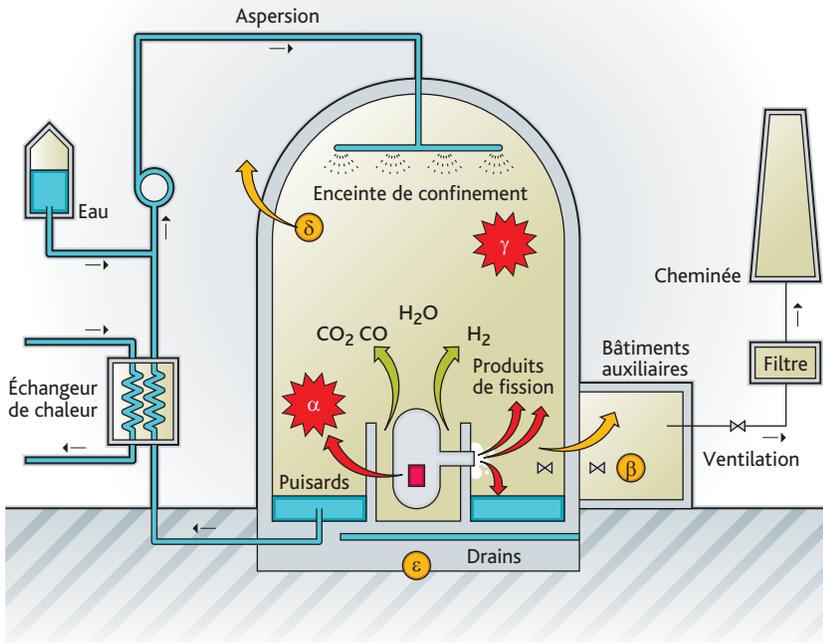


Figure 4.4. Représentation schématique des modes possibles de défaillance de l'étanchéité de l'enceinte de confinement, d'après le rapport Rasmussen [1].

- le mode γ : explosion d'hydrogène dans l'enceinte de confinement, conduisant à la perte de son étanchéité ;
- le mode δ : mise en surpression lente de l'enceinte de confinement conduisant à la perte de son étanchéité ;
- le mode ε : attaque du radier en béton par le corium, conduisant à la percée du radier.

S'y ajoute le mode V, bipasse de l'enceinte de confinement par l'intermédiaire de tuyauteries sortant de cette enceinte, traité de manière séparée car il ne concerne pas directement le comportement du bâtiment.

4.3.2.2. Autres modes de défaillance

La possibilité d'une perte de l'étanchéité de l'enceinte de confinement par « échauffement direct de l'enceinte » a été identifiée aux États-Unis au début des années 1980, postérieurement à la diffusion du rapport Rasmussen.

Entre 1987 et 1990, dans le cadre des réflexions qui ont suivi l'accident de [Tchernobyl](#) (§ 7.2), des accidents pouvant, avec une fréquence élevée, mener à une insertion de réactivité significative dans le cœur ont été identifiés. Une insertion de réactivité se traduit par un accroissement soudain et important de la puissance nucléaire dégagée dans le cœur du réacteur et pourrait mener à une explosion qui endommagerait la cuve et l'enceinte de confinement.

Compte tenu de son importance déterminante pour les conséquences d'un accident de [fusion du cœur](#), le comportement de l'enceinte de confinement et ses modes de défaillance ont fait l'objet de nombreuses études (§ 4.3.3.3) et un chapitre spécifique de l'ouvrage y est consacré (chapitre 6).

4.3.3. *Traitement de l'accident de fusion de cœur pour les REP en exploitation*

4.3.3.1. Introduction

Les rejets dans l'environnement survenus lors de l'accident de [fusion du cœur](#) de la tranche 2 de la centrale de [Three Mile Island](#) ont été très faibles grâce à la reprise du refroidissement du cœur et grâce au maintien de l'intégrité de la cuve et de l'enceinte de confinement (§ 7.1).

Pourtant, pendant plusieurs jours, les responsables de la centrale ainsi que les autorités locales et fédérales se sont demandés comment l'accident était susceptible d'évoluer et s'il pouvait conduire à une explosion du réacteur ou à une défaillance du confinement entraînant un transfert important de radioactivité dans l'environnement. Les informations contradictoires dispensées par les autorités, qui n'étaient pas

en mesure d'évaluer le niveau de gravité de l'accident, ont créé la panique parmi les populations au voisinage du site. Près de 200 000 personnes ont fui la zone ; l'accident a conduit à une crise majeure au niveau national, alors que ses conséquences radiologiques sont restées très limitées. Il est alors apparu indispensable de réfléchir aux dispositions et aux moyens qui permettraient de traiter un accident de **fusion du cœur** de manière moins improvisée.

L'approche retenue a consisté d'une part à mettre en place à court terme des dispositions et des moyens permettant de mieux prévenir les accidents de **fusion du cœur** et d'en limiter les conséquences, d'autre part à développer les recherches pour améliorer les connaissances sur la physique de ce type d'accident. Parmi les dispositions et les moyens mis en place, citons la mise en œuvre de procédures spécifiques et une nouvelle organisation de la conduite (voir § 2.5.2 qui traite de ce point), l'amélioration de la prise en compte du retour d'expérience et le développement d'outils de simulation et de moyens pour traiter les situations d'urgence.

À cet égard, une meilleure connaissance du comportement des enceintes de confinement, même dans des conditions très éloignées de celles retenues pour leur conception, et la mise en place d'outils de simulation des évolutions possibles d'une situation accidentelle, des rejets correspondants et de leurs transferts dans l'environnement sont vite apparues indispensables pour permettre aux responsables de prendre, en temps utile, les décisions les plus adaptées à la protection des personnes et de l'environnement.

Des études ont donc été entreprises pour :

- étudier les modes possibles de défaillance de l'enceinte de confinement (présentés dans le paragraphe précédent) et évaluer les moyens d'y faire face, dans les meilleures conditions possibles. Ce type d'étude est par la suite allé de pair, tant à EDF qu'à l'IRSN, avec le développement d'études probabilistes de sûreté de niveau 1 et de niveau 2 (§ 4.2 et § 4.4) ;
- déterminer les rejets dans l'environnement correspondant à différents scénarios de référence d'accident de **fusion du cœur** (§ 4.3.3.2).

Les enseignements de ces travaux ont servi de base à la rédaction par EDF des guides d'intervention en accident grave (GIAG) (§ 4.3.3.4) qui définissent les actions spécifiques à mener dans un tel cas pour assurer, le plus longtemps possible, le meilleur confinement possible des substances radioactives.

De leur côté, les pouvoirs publics français ont prévu la mise en œuvre de mesures de protection des populations autour des sites nucléaires (§ 4.3.3.5), en complément des mesures générales édictées dans le plan ORSEC Rad.

Les principales dispositions prises en France pour le traitement des accidents de **fusion du cœur** pour les réacteurs en exploitation sont décrites dans les paragraphes suivants et sont synthétisées sur la figure 4.5.

4.3.3.2. Classification des rejets associés aux accidents avec fusion du cœur

► Définition

L'IRSN a déterminé des rejets types, appelés « termes sources » : un terme source est un rejet typique, caractéristique d'une famille de réacteurs et représentatif d'un type d'accident, c'est-à-dire, en général, d'un mode de défaillance de l'enveloppe de confinement, en supposant la fusion complète du cœur du réacteur ; il est considéré pour définir les actions à prévoir en vue de la protection des populations dans ces conditions.

Trois termes sources de gravité décroissante ont été définis en 1979 :

- le terme source S 1 correspond à une défaillance de l'enveloppe de confinement à court terme, soit quelques heures au plus après le début de l'accident ;
- le terme source S 2 correspond à des rejets directs dans l'atmosphère dus à une perte d'étanchéité de l'enveloppe de confinement survenant un ou plusieurs jours plus tard ;
- le terme source S 3 correspond à des rejets dans l'atmosphère, indirects et différés, par des voies permettant une rétention significative des produits de fission.

Le tableau 4.2 présente des ordres de grandeur pour ces termes sources pour un réacteur de 900 MWe.

De manière schématique, on peut indiquer que les travaux menés dans le domaine des accidents graves pour améliorer la sûreté des installations ont en priorité visé à éliminer, par des dispositions et moyens adaptés, les accidents pouvant conduire à des rejets de niveau S1 ou S2.

Aujourd'hui, au-delà de l'élimination des accidents les plus graves, la limitation des conséquences des accidents, quelle que soit leur gravité, fait l'objet de travaux menés par l'IRSN et par EDF.

Tableau 4.2. Termes sources S 1, S 2 et S 3 d'un REP 900 exprimés en pourcentages de l'activité initiale des produits radioactifs présents dans le cœur du réacteur.

Terme source	S 1	S 2	S 3
Gaz rares	80	75	75
Iode non organique	60	2,7	0,3
Iode organique	0,7	0,55	0,55
Césium	40	5,5	0,35
Tellure	8	5,5	0,35
Strontium	5	0,6	0,04
Ruthénium	2	0,5	0,03
Lanthanides et actinides	0,3	0,08	0,005

► Conséquences radiologiques

Le terme source S 3 initial provenait de l'étude, aujourd'hui ancienne, d'un scénario d'accident du rapport Rasmussen [1], adapté pour les réacteurs français. Il a été en partie réactualisé à la fin des années 1980 après la mise en place des procédures d'urgence sur les réacteurs français et notamment de la procédure U5, associée à un système permettant d'écarter la pression dans l'enceinte de confinement en cas d'accident (ligne d'événage munie d'un filtre à sable, à laquelle a été ensuite ajouté un préfiltre métallique positionné dans l'enceinte de confinement).

Depuis cette époque, le terme source S 3 de référence est représenté pour les études par un rejet différé et filtré *via* le filtre à sable. Le rejet est supposé étalé entre 24 h et 48 h après le début de l'accident. Ce terme source est aujourd'hui périodiquement réévalué de manière à tenir compte de l'amélioration des connaissances sur le comportement des produits de fission.

Le terme source S 3 a servi, dès les années 1970, à l'établissement des bases techniques des plans particuliers d'intervention (PPI) mis en œuvre pour protéger les populations à court terme en cas de rejets dans l'environnement. Le terme source S 3 est évalué pour des scénarios d'accidents choisis pour être « raisonnablement pénalisants » en termes de rejets dans l'environnement et de conséquences radiologiques hors du site.

Les doses reçues par l'homme pour un rejet du niveau du terme source S3 sont estimées en utilisant les valeurs des coefficients de dose établies par les organismes internationaux de référence (définis dans les publications de la Commission internationale de la protection radiologique (CIPR) [2]). Ces doses estimées permettent de constater que les mesures définies pour assurer à court terme la protection des populations dans le cadre des plans particuliers d'intervention (évacuation, mise à l'abri) sont « satisfaisantes » pour un rejet du niveau du terme source S 3.

Les conséquences radiologiques dans l'environnement dépendent essentiellement des rejets d'iode à court terme et des rejets de césium à plus long terme (§ 5.5.1) : en termes pratiques, les rejets d'iode « gouvernement » la « gestion » de l'accident à court terme alors que les rejets de césium « gouvernement » la « gestion » de l'accident à moyen et long termes.

► Amélioration des connaissances

Depuis l'accident de [Three Mile Island](#), de nombreux résultats expérimentaux ont été acquis au plan international concernant les phénomènes associés à un accident de [fusion du cœur](#) (voir l'ensemble du chapitre 5) ; la France (dont l'[IRSN](#)) a joué un rôle majeur dans leur obtention, en particulier grâce au programme [Phébus-PF](#) réalisé au Centre d'études nucléaires de Cadarache (§ 7.3). La connaissance et la compréhension des phénomènes complexes intervenant lors d'un tel accident ont très nettement progressé et les capacités de prédiction de l'évolution de l'état du réacteur à l'aide de logiciels de simulation ont été nettement améliorées (voir § 7.1.4).

Les résultats obtenus pourraient néanmoins encore évoluer car de nouvelles données expérimentales concernant notamment le comportement de l'iode et du ruthénium dans le circuit primaire et l'enceinte de confinement, l'interaction entre le corium et le béton du radier de l'enceinte de confinement et le renoyage d'un cœur dégradé en cuve lors d'un accident de **fusion du cœur** sont attendues dans les cinq prochaines années. Les programmes de recherche menés à l'international dans l'objectif de préciser le déroulement des accidents de fusion du cœur et les rejets associés sont présentés dans le chapitre 5.

4.3.3.3. Étude des modes de défaillance possibles de l'étanchéité de l'enceinte de confinement

► Introduction

En même temps que la définition de termes sources, les études menées en France à la suite du rapport Rasmussen ont examiné les différents modes possibles de défaillance des enceintes de confinement françaises ainsi que les moyens qui permettraient de renforcer cette « dernière barrière » de confinement.

Ces études ont été faites avec un souci de réalisme. Il ne s'agissait pas de réaliser une démonstration de sûreté avec des hypothèses majorantes mais de rechercher de façon pragmatique des améliorations d'installations dont la conception de base était figée et de définir des procédures permettant d'assurer la protection des populations dans les meilleures conditions possibles ; ces améliorations et ces procédures pouvant nécessiter la mise en place de matériels complémentaires.

Ainsi, à la suite de l'accident survenu sur la tranche 2 de la centrale de **Three Mile Island**, des procédures dites ultimes (procédures U) et des dispositions associées visant à éviter ou à réduire les conséquences radiologiques d'un accident de **fusion du cœur** ont été progressivement mises en place sur l'ensemble des tranches du parc français (§ 2.5.2). Le guide d'intervention en accident grave (GIAG) définit les actions spécifiques à entreprendre, avec notamment, lorsque le déroulement de l'accident le rend nécessaire, la mise en œuvre de procédures ultimes visant à assurer, le plus longtemps possible, le meilleur confinement des substances radioactives. La figure 4.5 présente une vision synthétique des principales dispositions prises en France pour la « gestion » des accidents de fusion du cœur pour les réacteurs en exploitation.

► Défaut d'étanchéité initial de l'enceinte de confinement

En fonctionnement normal, l'étanchéité de l'enceinte de confinement est surveillée en continu par un système fondé sur une mesure de pression et capable de détecter une fuite importante (traversée ou sas ouvert(e)). De plus, des essais périodiques individuels des organes d'isolement des traversées de l'enceinte de confinement permettent de vérifier leur étanchéité. Enfin, la mise en pression de l'enceinte avant le premier chargement du réacteur, puis tous les dix ans, permet de comparer son taux de fuite global à celui fixé par les prescriptions techniques. Tous ces contrôles, qui font l'objet d'une présentation détaillée au chapitre 6 du présent ouvrage, visent à apprécier les fuites de l'enceinte de confinement et à éviter l'existence de défaut important d'étanchéité au

moment de l'accident. Il est à noter que les fuites directes (fuites non collectées, rejetées directement dans l'environnement) sont particulièrement importantes vue leur impact en termes de conséquences radiologiques.

Lors de l'accident, des fuites directes peuvent cependant se produire si l'isolement automatique des différentes traversées présente des défaillances ou si les sas présentent des défauts d'étanchéité. Ce mode de défaillance du confinement, dénommé mode β , est très important, puisqu'il peut permettre des relâchements directs de radioactivité dans l'environnement pratiquement dès le début de l'accident, pour lesquels une protection « satisfaisante » des populations proches ne pourrait pas être assurée dans tous les cas.

Pour y faire face, EDF a développé la procédure U 2 dénommée « *Conduite à tenir en cas de défaut d'isolement de l'enceinte de confinement* ». Cette procédure définit les modalités de surveillance de l'étanchéité de l'enceinte de confinement en situation accidentelle dès qu'une certaine radioactivité y est présente (même s'il ne s'agit pas d'un accident grave), de détection et de localisation des éventuels défauts d'étanchéité en vue d'y remédier si possible. Elle complète la surveillance continue du taux de fuite de l'enceinte de confinement en fonctionnement normal, qui ne permet la détection que des fuites très importantes.

La procédure « U 2 » regroupe en fait :

- les conditions de surveillance du confinement par la mesure de l'activité rejetée par la cheminée, par celle de l'activité présente dans les puisards de l'enceinte, dans les locaux périphériques et dans leurs systèmes de ventilation, ainsi que par la vérification de l'état des organes d'isolement ;
- les actions à effectuer, comme la confirmation d'ordres d'isolement, la localisation des fuites et la mise en œuvre de moyens permettant de les supprimer, le confinement de locaux ou, lorsque la situation est maîtrisée et permet la réouverture de certaines traversées de l'enceinte de confinement, la réinjection, dans le bâtiment du réacteur, d'effluents liquides recueillis dans les bâtiments périphériques.

► Échauffement direct de l'enceinte

Le principal risque associé à ce phénomène qui résulterait d'une percée de la cuve par le corium sous pression est une perte d'étanchéité de l'enceinte de confinement due à une montée en pression rapide de celle-ci. La montée en pression est associée à la fragmentation et à la dispersion du corium dans l'enceinte de confinement, qui provoquent l'échauffement des gaz de l'enceinte et peuvent déclencher la combustion de l'hydrogène qui s'y trouve.

La prévention d'un échauffement direct de l'enceinte consiste à réduire la possibilité d'une **fusion du cœur** sous pression ; de façon ultime, cela conduit à dépressuriser *volontairement* le circuit primaire en visant à ce que la pression dans la cuve soit inférieure à 15 ou 20 bars (ordre de grandeur) au moment de sa percée.

L'échauffement direct de l'enceinte est présenté de manière détaillée au § 5.2.1.

► Explosion d'hydrogène dans l'enceinte

Une combustion de la totalité de l'hydrogène produit par l'oxydation des gaines en zircaloy de la « partie active » du cœur (correspondant à 80 % de la masse totale de Zr contenu dans le cœur), conduirait à un pic de pression qui pourrait affecter l'étanchéité de l'enceinte de confinement des REP français.

Face à ce risque de perte d'étanchéité de l'enceinte de confinement en cas de combustion de l'hydrogène contenu dans celle-ci, l'Autorité de sûreté nucléaire française a demandé en 2001 à EDF de procéder à l'installation de recombineurs catalytiques passifs d'hydrogène dans l'ensemble des réacteurs du parc français, ce qui a été fait. Cette décision tenait compte des décisions d'implantation de recombineurs d'hydrogène prises dans les pays voisins (Belgique, Suisse, Allemagne, etc.).

La production et la combustion d'hydrogène ainsi que les risques associés (explosion d'hydrogène dans l'enceinte de confinement peuvent conduire à la perte de son étanchéité (mode γ)) de même que le fonctionnement d'un recombineur catalytique passif d'hydrogène sont décrits au paragraphe 5.2.2.

► Explosion de vapeur dans la cuve ou dans le puits de cuve

Une explosion de vapeur peut se produire lorsque du corium chaud et fragmenté entre en contact avec de l'eau, soit dans le fond de la cuve du réacteur, soit dans le puits de cuve (eau résultant du fonctionnement du système d'aspersion) après la percée de celle-ci.

L'énergie mécanique d'une explosion de vapeur dans la cuve pourrait provoquer la rupture de celle-ci et l'émission de projectiles susceptibles d'affecter l'intégrité de l'enceinte de confinement, notamment du couvercle de la cuve. Le mode α , tel que défini dans le rapport Rasmussen, correspond à une explosion de vapeur dans la cuve entraînant une rupture de celle-ci avec projection du couvercle de cuve.

Pour ce qui concerne l'explosion de vapeur en cuve, des études mécaniques réalisées par plusieurs experts internationaux ont permis de conclure qu'une perte directe de l'intégrité de l'enceinte de confinement par mode α est très peu probable. En revanche, une percée de la cuve résultant d'une explosion de vapeur en cuve ne peut pas être complètement exclue.

Concernant l'explosion de vapeur qui pourrait se produire en cas de coulée de corium dans un puits de cuve noyé, l'énergie mécanique résultante pourrait affecter la tenue des structures attenantes au puits de cuve (notamment les murs et les planchers attenants) ainsi que celle de divers composants du circuit primaire et surtout de l'enceinte de confinement. L'explosion de vapeur dans le puits de cuve fait encore l'objet de travaux de R&D visant à démontrer qu'une telle explosion de vapeur ne conduirait pas à une perte d'intégrité de l'enceinte de confinement.

Actuellement, il n'y a pas de procédures ou de dispositions particulières sur les tranches françaises en exploitation à l'égard du risque de défaillance de l'enceinte de confinement en cas d'explosion de vapeur dans la cuve ou le puits de cuve noyé.

Il pourrait être envisagé de limiter la quantité d'eau présente dans le puits de cuve pour réduire, voire éliminer (si l'on parvient à maintenir le puits de cuve sec), le risque d'explosion de vapeur à cet endroit. Cependant, il convient de souligner que la présence d'une quantité significative d'eau dans le puits de cuve permettrait de refroidir une partie du corium avant qu'il ne vienne au contact du radier en béton de l'enceinte de confinement et pourrait permettre de retarder l'érosion du radier par le corium, voire dans certains cas d'éviter la traversée du radier. La « gestion » de l'eau dans le puits de cuve en cas d'accident grave fait ainsi l'objet d'études complémentaires, intégrant les résultats de la R&D sur l'explosion de vapeur.

L'explosion de vapeur est présentée de manière détaillée au paragraphe 5.2.3.

► Montée en pression lente de l'enceinte de confinement

Le mode δ correspond à une défaillance de l'étanchéité de l'enceinte de confinement par surpression, due à l'échauffement de son atmosphère en l'absence d'une extraction suffisante de l'énergie libérée par les produits de fission et à la formation progressive d'une très grande quantité de gaz pendant l'érosion du béton du radier par le corium. À ces gaz pourrait s'ajouter la vapeur résultant de l'évaporation de l'eau qui serait utilisée pour tenter de ralentir la progression du corium en le refroidissant.

En l'absence de refroidissement de l'atmosphère de l'enceinte de confinement, la pression dans cette enceinte de confinement monterait inexorablement, ce qui pourrait conduire à une perte d'étanchéité de l'enceinte de confinement au-delà de 24 heures.

Devant la possibilité d'une défaillance irréversible de l'étanchéité de l'enceinte de confinement, il est apparu opportun de disposer d'un moyen de maîtrise de la pression dans cette enceinte en procédant à des rejets filtrés.

La solution retenue a consisté à utiliser une traversée existante de l'enceinte de confinement prévue notamment pour sa décompression lors de l'essai en pression initial et des essais périodiques ultérieurs du même type. Le système « d'éventage-filtration » est composé d'un ensemble de vannes, d'un dispositif de détente et d'un caisson de filtration à lit de sable d'une surface de 42 m² et d'une épaisseur de 80 cm ; il est intercalé à l'extérieur de l'enceinte de confinement entre la traversée et la cheminée.

Le système « d'éventage-filtration » permet :

- d'écrêter d'abord, puis de faire décroître la pression à l'intérieur de l'enceinte de confinement ;
- de réduire d'un facteur 10 au moins l'activité des aérosols contenus dans les gaz rejetés ;
- de canaliser les gaz filtrés vers la cheminée où leur activité est mesurée.

Les études sur l'efficacité de la filtration par un tel lit de sable et l'optimisation de la géométrie et des conditions d'écoulement dans ce filtre ont été menées au début des années 1990 par l'IPSN dans ses installations de recherche de Cadarache, en lien avec EDF. Ces études ont montré la possibilité d'obtenir, voire de dépasser, l'efficacité

minimale recherchée (à savoir un facteur de réduction de 10 pour les aérosols) : les essais FUCHIA (tests à l'échelle 1 du filtre) ont montré une efficacité de filtration par le sable du filtre supérieure d'un ordre de grandeur à l'efficacité minimale recherchée pour les aérosols.

Cependant, en cas d'accident, l'accumulation des radionucléides dans le sable du filtre aurait pu poser des problèmes de protection radiologique sur le site et de refroidissement du filtre. De plus, la condensation rapide de vapeur d'eau dans les tuyauteries aurait pu entraîner une déflagration d'hydrogène (le mélange hydrogène-vapeur provenant de l'enceinte de confinement devenant explosif du fait de la diminution rapide de la concentration de vapeur). Diverses dispositions complémentaires ont alors été mises en œuvre, notamment l'ajout d'un pré-filtre sur le système d'éventage-filtration à l'intérieur même de l'enceinte de confinement, qui filtre les aérosols et le rajout d'un chauffage de la ligne à l'extérieur de l'enceinte de confinement en amont du filtre à sable. Le préfiltre permet de limiter les niveaux de radioactivité dans le filtre à sable. Le chauffage de la ligne permet d'y éviter la condensation de vapeur.

La procédure d'éventage-filtration de l'enceinte (dénommée U 5) ne serait mise en œuvre sur un site, en cas d'accident de fusion du cœur d'un réacteur, qu'en concertation étroite avec les pouvoirs publics. Le dispositif d'éventage-filtration ne peut être ouvert qu'après un délai minimum de 24 heures après le début de l'accident. Ce délai vise, d'une part à n'ouvrir le dispositif que lorsque les concentrations de substances radioactives en suspension dans l'enceinte de confinement ont suffisamment décruës, d'autre part à laisser le temps de mettre en œuvre des mesures de protection des populations (évacuation préventive, mise à l'abri) compatibles avec le niveau des rejets dans l'environnement résultant de l'utilisation du système d'éventage-filtration.

► Traversée du radier en béton de l'enceinte de confinement par le corium

Le mode ε correspond à une défaillance de l'étanchéité de l'enceinte de confinement du fait de la traversée de son radier par le corium.

Traversée du radier

Dans l'état actuel des installations et selon les connaissances actuelles, l'attaque du radier par le corium peut aboutir à une traversée totale de celui-ci, dans un délai variable selon les caractéristiques du radier (nature du béton⁸, épaisseur du radier⁹), mais supérieur à 24 heures, sauf pour la centrale de Fessenheim¹⁰.

L'interaction corium-béton et les risques associés sont présentés au paragraphe 5.3.

8. Béton de type « siliceux » ou de type « silico-calcaire ».

9. L'épaisseur du radier varie de 2,25 m à 4,0 m selon les paliers ; elle n'est que de 1,5 m pour les tranches de Fessenheim (voir § 2.3.2.3 pour plus de détail).

10. Pour cette dernière, suite aux conclusions du réexamen de sûreté réalisé pour la troisième visite décennale de l'installation, l'Autorité de sûreté nucléaire a demandé à EDF de mettre en œuvre avant juin 2013 des dispositions visant à augmenter le délai de traversée du radier par le corium en cas d'accident grave avec rupture de la cuve. EDF réalise dans cet objectif des travaux pour augmenter l'épaisseur du radier et la surface d'étalement du corium.

► Dispositions U 4

En raison de la présence dans le radier, dans la conception initiale des centrales d'EDF, d'un réseau de drainage et de traversées (notamment pour les dispositifs d'auscultation du radier), des dispositions de construction ont été prises pour empêcher le contact direct de corium avec l'environnement à la suite d'une érosion du radier par le corium (remplissage au moyen d'un mortier injecté ou fermeture par des bouchons métalliques appropriés soudés aux extrémités pour les tuyaux non fermés initialement).

Dans le cas spécifique des tranches du site de Cruas dont le radier repose sur des patins antisismiques solidaires d'un deuxième radier, l'espace libre entre les radiers est en communication avec l'atmosphère et pourrait, en cas d'accident avec **fusion du cœur**, constituer un chemin de fuite conduisant à des rejets non filtrés dans l'atmosphère. Ceci a conduit EDF à prévoir des dispositions spécifiques (dites « U 5 - Cruas » et « U 4 - Cruas ») visant à éviter de tels rejets. Ces dispositions consistent :

- d'une part, à dépressuriser l'enceinte de confinement de façon à obtenir une égalité de pression entre celle-ci et l'espace entre les radiers au moment de la percée du premier radier par le corium, de telle sorte que le contenu de l'atmosphère de l'enceinte ne soit pas « expulsé » dans l'espace entre les radiers ;
- d'autre part, à noyer complètement cet espace avec de l'eau de façon à réduire les rejets dans l'environnement grâce aux effets de dilution, de filtration et de refroidissement en résultant et à ajouter de la soude à cette eau de façon à obtenir un milieu basique favorable à la solubilité de l'iode présent.

► Bypass du confinement par des tuyauteries sortant de l'enceinte de confinement (mode V)

Les accidents de bypass du confinement, dits « V-LOCA », sont dus à une perte de réfrigérant primaire par une brèche située à l'extérieur de l'enceinte de confinement dans un circuit relié au circuit primaire et non isolé de celui-ci ; ils présentent deux caractéristiques particulières :

- la perte de réfrigérant primaire ayant lieu à l'extérieur de l'enceinte de confinement, la recirculation d'eau dans le système d'injection de sécurité est impossible ;
- en cas de **fusion du cœur**, des produits de fission seraient relâchés directement à l'extérieur de l'enceinte de confinement si la brèche n'a pas été isolée.

Pour éviter une perte d'étanchéité de l'enceinte de confinement par mode V, EDF a mis en œuvre des modifications de conception et d'exploitation sur l'ensemble des réacteurs du parc français, notamment à l'égard du risque de bypass de l'enceinte en cas de rupture au niveau de la barrière thermique d'une pompe primaire et de la portion de circuit RRI affectée. Ces modifications visent à « éliminer pratiquement » les accidents V-LOCA qui pourraient conduire à des rejets importants à court terme.

Les bypasses du confinement font l'objet plus loin d'un paragraphe spécifique (§ 6.4).

► Accidents d'insertion rapide de réactivité

Les cas d'insertion rapide de réactivité par l'envoi accidentel dans le cœur du réacteur d'un « bouchon » d'eau insuffisamment borée (ces accidents, dits de « dilution hétérogène », pourraient résulter d'erreurs des opérateurs, de dysfonctionnements de systèmes auxiliaires ou de fuites de tubes de générateurs de vapeur) font l'objet d'études détaillées ; celles-ci comportent les trois étapes suivantes :

- la définition d'un volume maximal d'un bouchon d'eau sans bore, pour lequel la sous-criticité du cœur est démontrée, sur la base de considérations neutroniques et thermohydrauliques relatives à la sous-criticité du cœur, indépendamment de l'accident de dilution envisagé ;
- la définition des dispositions visant à assurer que ce volume maximal ne sera pas dépassé au cours de chacun des accidents de dilution envisagés ;
- la réalisation d'une étude probabiliste pour apprécier la suffisance des dispositions mises en œuvre.

4.3.3.4. Le guide d'intervention en accident grave (GIAG)

Pour les réacteurs d'EDF, le guide d'intervention en accident grave (GIAG) rédigé par l'exploitant vise à apporter une aide aux équipes techniques de crise en vue d'assurer au mieux le confinement des substances radioactives. Dans ce guide, les actions possibles ainsi que des recommandations pour diminuer les conséquences d'un accident grave sont décrites. Ces actions et recommandations font l'objet de discussions entre les experts d'EDF et ceux de l'IRSN, pour tenir compte du progrès des connaissances sur les accidents graves.

Lorsque le GIAG est mis en œuvre¹¹, la priorité n'est plus la « sauvegarde » du cœur du réacteur mais celle du confinement.

La mise en œuvre du GIAG entraîne l'abandon par l'équipe de conduite des procédures de conduite accidentelle en cours. La responsabilité de la conduite est alors transférée de l'équipe de conduite aux équipes techniques de crise. Le GIAG fournit une aide aux équipes de crise pour définir les meilleures stratégies d'utilisation des systèmes pour la sauvegarde du confinement. À la demande de l'équipe technique locale de crise, l'équipe de conduite met en œuvre les actions de conduite correspondantes.

Des instrumentations spécifiques sont mises en place dans les réacteurs de 900 MWe en exploitation lors de leurs troisièmes [visites décennales](#), en vue de permettre aux équipes techniques de crise de mieux apprécier le développement d'un accident de [fusion du cœur](#) et de mieux informer les autorités sur l'accident (détection d'hydrogène dans l'enceinte ; détection de l'arrivée de corium dans le puits de cuve sur le radier).

11. Principal critère de mise en œuvre : la température des gaz à la sortie du cœur dépasse 1 100 °C.

4.3.3.5. Conséquences radiologiques du terme source S 3 et plans d'intervention des pouvoirs publics

Au début des années 1980, les pouvoirs publics français ont examiné quelles étaient les possibilités réalistes de mise en œuvre de mesures de protection des populations (mise à l'abri, évacuation) autour des sites nucléaires. Ils ont alors estimé que, compte tenu des caractéristiques des sites français, il serait possible de réaliser, dans un délai de 12 à 24 heures après le début d'un accident, l'évacuation de la population présente dans un rayon de 5 km autour du site et la mise à l'abri de la population dans un rayon de 10 km autour du site¹². Il a alors été constaté que la mise en œuvre de ces mesures permettrait d'assurer une protection « satisfaisante » à court terme des populations pour un rejet correspondant au terme source S 3 évalué à l'époque, compte tenu des niveaux d'intervention recommandés alors par les organisations internationales.

Pour l'évaluation des conséquences radiologiques, le terme source S 3 peut être décrit par le rejet résultant de l'utilisation du système d'événage-filtration de l'enceinte de confinement pour dépressuriser cette enceinte 24 heures après le début d'un accident menant à la [fusion du cœur](#)¹³.

Les calculs de conséquences radiologiques sont faits en tenant compte des conditions météorologiques. Les résultats sont donnés en termes de doses efficaces dues au panache radioactif (expositions externe et interne), aux dépôts au sol et à l'ingestion ainsi qu'en termes de doses équivalentes à la thyroïde (essentiellement dues à l'iode). Les résultats sont appréciés en tenant compte des mesures de protection des populations applicables.

Les actions de protection des populations qui peuvent être mises en œuvre pendant la phase d'urgence sont indiquées dans les PPI. Plusieurs actions peuvent être envisagées par le préfet pour protéger les populations :

- la mise à l'abri ;
- l'ingestion de comprimé d'iode de potassium : sur ordre du préfet, les personnes susceptibles d'être touchées par des rejets d'iodes radioactifs ingèrent la dose prescrite d'iode de potassium ;
- l'évacuation.

En 2007, dans sa publication n° 103, puis en 2009 dans sa publication n° 109 [2], la CIPR a édicté des recommandations en matière d'intervention en cas de situation accidentelle, pour la protection des personnes du public. L'objectif principal de ces recommandations est de contribuer à un niveau de protection approprié pour les personnes et pour l'environnement contre les effets néfastes de l'exposition à la radioactivité, y compris en situation d'urgence.

En France, par une décision de l'ASN datant d'août 2009 référencée 2009-DC-0153, décision homologuée par un arrêté du 20 novembre 2009, les pouvoirs publics ont fixé les niveaux d'intervention en situation d'urgence radiologique à :

- une dose efficace de 10 mSv pour la mise à l'abri ;

12. Ces distances sont aujourd'hui retenues comme rayons d'action dans les plans particuliers d'intervention (PPI) des pouvoirs publics pour les différents sites français d'EDF.

13. Le rejet est évalué pour un accident à cinétique rapide avec une grosse brèche sur le circuit primaire et une défaillance de l'injection de sécurité et de l'aspersion dans l'enceinte.

- une dose efficace de 50 mSv pour l'évacuation ;
- une dose équivalente à la thyroïde de 50 mSv pour l'administration d'iodure de potassium.

Ces niveaux sont destinés à guider les pouvoirs publics pour mettre en œuvre des actions de protection des populations en cas d'accident. Ainsi, lors d'un accident avec un pronostic de rejets qui conduirait à des doses efficaces de 10 mSv sur un rayon de 1 km, les pouvoirs publics mettraient en œuvre la mise à l'abri des populations sur un rayon supérieur à 1 km.

Pour le terme source S 3, l'IRSN a évalué que les doses pour la population la plus radiosensible resteraient inférieures aux niveaux d'intervention jusqu'à 6 km pour celui relatif à l'évacuation et jusqu'à 18 km pour celui relatif à la prise d'iodure de potassium, pour des conditions météorologiques « moyennes »¹⁴ et dans l'axe du vent supposé ici constant. Cependant, compte tenu des incertitudes existantes sur la connaissance des phénomènes intervenant lors d'un accident de fusion du cœur et des phénomènes de dispersion des matières radioactives dans l'environnement, il n'a pas à ce jour été jugé opportun de modifier les rayons des plans particuliers d'intervention des centrales nucléaires françaises.

L'accident de Tchernobyl (§ 7.2) a, indépendamment de ses conséquences radiologiques immédiates, mis en évidence l'importance des perturbations sociales et économiques induites sur le long terme, dues en particulier à la contamination des chaînes alimentaires.

Les limites de commercialisation des produits alimentaires prédéfinies par la Commission européenne (niveaux maximaux de radioactivité admissibles [NMA] dans les produits alimentaires), qui entreraient en vigueur automatiquement dans le cas d'un nouvel accident, sont très basses. Pour des rejets correspondant au terme source S 3, les interdictions de commercialisation pourraient être appliquées jusqu'à des distances importantes de l'installation (plus de 100 km) pendant des durées plus ou moins longues suivant les radionucléides concernés.

Ces constatations ont conduit à chercher à réduire fortement les « rejets maximaux concevables » pour les réacteurs de troisième génération (voir le § 4.3.4 concernant le réacteur EPR) et à essayer de réduire également, autant que faire se peut, les rejets envisageables des réacteurs en exploitation dans une recherche d'amélioration continue de la sûreté.

À la suite de la directive interministérielle du 7 avril 2005 sur l'action des pouvoirs publics en cas d'événement entraînant une situation d'urgence radiologique, un Comité directeur pour la gestion de la phase post-accidentelle d'un accident nucléaire ou d'une situation d'urgence radiologique (CODIR-PA) a été mis en place par l'ASN pour élaborer la doctrine en matière d'organisation de l'action des pouvoirs publics en situation post-accidentelle. Les premiers éléments de doctrine résultant des travaux du CODIR-PA (voir le rapport d'étape présentant la synthèse générale des travaux du CODIR-PA au 29 janvier 2008 sur le site de l'ASN : www.asn.fr) conduisent à proposer d'engager des actions

14. Diffusion normale et vitesse de vent de 7 m/s.

Progression de l'accident	Dispositions de prévention et de limitation des conséquences de l'accident		Conduite
Perte de refroidissement du cœur	Procédures H4-U3 : moyens mobiles d'injection d'eau («sauvegarde» du cœur)	Dispositions de surveillance du confinement : procédure U2 (isolement de l'enceinte)	Procédures de conduite accidentelle Priorité donnée à la « sauvegarde » du cœur
Oxydation des gaines Fusion	Recombineurs catalytiques pour limiter le risque d'explosion H ₂	Disposition U4 (avec des spécificités pour la centrale de Cruas)	Guide d'intervention en accident grave (GIAG) Priorité donnée à la « sauvegarde » du confinement
Percée de la cuve	Dispositions visant à éviter la fusion en pression et l'échauffement direct des gaz de l'enceinte : Fiabilisation de l'ouverture des soupapes du pressuriseur Dépressurisation du circuit primaire		Instrumentation spécifique pour les accidents graves (pression dans l'enceinte, teneur en hydrogène, détection de la percée de la cuve)
Interaction corium-eau Interaction corium-béton	Stratégie de conduite des appoints d'eau (injection de sécurité, accumulateurs, etc.) visant à assurer le refroidissement du corium hors de la cuve		Guide d'intervention en accident grave
Rejets radioactifs	Procédure U5 : évitage-filtration Décompression de l'enceinte	Filtration des rejets	Plan ORSEC-PPI et plan ORSEC-RAD

Figure 4.5. Principales dispositions prises en France pour la gestion des accidents de fusion du cœur pour les REP en exploitation.

immédiates (si elles sont justifiées) dès la sortie de la phase d'urgence pour la phase post-accidentelle à court terme et pour la phase post-accidentelle à long terme visant à :

- limiter l'exposition des populations ;
- réduire la contamination des territoires ;
- interdire la consommation et la commercialisation de denrées alimentaires contaminées ;
- gérer les déchets alimentaires contaminés ;
- assurer un suivi radiologique des populations exposées.

4.3.4. L'approche retenue pour le réacteur EPR

Pour le réacteur EPR, des objectifs de sûreté ambitieux ont été fixés dès 1993, prévoyant notamment, par rapport aux réacteurs en exploitation, une réduction significative des rejets radioactifs pouvant résulter de toutes les situations d'accident concevables, y compris les accidents avec **fusion du cœur**. Ceci conduit à la mise en place de dispositions de conception spécifiques qui sont précisées ci-après.

Le cas du récupérateur de corium, nouveau dispositif développé pour le réacteur EPR, en est un exemple (§ 4.3.4.3) ; son fonctionnement devra faire l'objet d'une démonstration précise, en tenant compte des incertitudes.

4.3.4.1. Objectifs généraux de sûreté

Les objectifs généraux de sûreté pour le réacteur EPR relatifs aux accidents graves sont précisés dans la référence [4].

Les accidents avec **fusion du cœur** qui pourraient conduire à des rejets précoces importants (§ 4.3.2) doivent être « pratiquement éliminés » : s'ils ne peuvent pas être considérés comme physiquement impossibles, des dispositions de conception doivent être prises pour les exclure. Ceci concerne en particulier les accidents avec fusion du cœur « en pression ».

Les accidents avec **fusion du cœur** à basse pression doivent être traités de telle sorte que les rejets maximaux concevables associés ne nécessitent que des mesures de protection des populations très limitées en termes d'étendue et de durée. Ceci peut être traduit par :

- pas de relogement permanent ;
- pas de nécessité d'évacuation d'urgence au-delà du voisinage immédiat du site nucléaire ;
- une mise à l'abri limitée ;
- pas de restrictions à long terme de la consommation des produits alimentaires.

Pour ce qui concerne les accidents avec **fusion du cœur** à basse pression, étant donné le large éventail des conditions accidentelles envisageables, le respect de cet objectif est à démontrer par le calcul des conséquences radiologiques de différents accidents représentatifs, définis en tenant compte de la conception détaillée de l'installation.

4.3.4.2. « Élimination pratique » des accidents qui pourraient conduire à des rejets précoces importants

L'« élimination pratique » des accidents qui pourraient conduire à des rejets précoces importants est une question de jugement et chaque type de situation doit être examiné spécifiquement. L'élimination pratique peut être démontrée par des considérations déterministes ou probabilistes, en tenant compte des incertitudes dues aux connaissances limitées de certains phénomènes physiques. Cependant, l'élimination pratique ne peut pas être démontrée par le simple respect d'une « valeur de coupure » probabiliste générique.

Les accidents avec **fusion du cœur** qui doivent être « pratiquement éliminés » par la conception sont les suivants :

- les accidents de **fusion du cœur** à haute pression qui pourraient conduire à un échauffement direct de l'enceinte ou à une rupture de tubes de générateurs de vapeur ;

- les accidents d'insertion rapide de réactivité, notamment ceux qui résulteraient d'une introduction rapide d'eau insuffisamment borée dans le cœur du réacteur ;
- les explosions de vapeur en cuve et hors cuve et les détonations globales d'hydrogène, susceptibles de mettre en danger l'intégrité de l'enceinte de confinement ;
- les accidents de **fusion du cœur** avec bipasse du confinement (par les générateurs de vapeur ou par les circuits connectés au circuit primaire).

► « Élimination pratique » des situations de fusion du cœur à haute pression

Pour éviter une percée de la cuve à haute pression (pression supérieure à un ordre de grandeur de 15 à 20 bars) ou une rupture induite de tubes de générateurs de vapeur, le haut du pressuriseur du réacteur EPR est équipé de trois soupapes de sûreté et de deux vannes dédiées à la mise en œuvre du fonctionnement en gavé-ouvert ou à la dépressurisation ultime du circuit primaire. Les trois soupapes de sûreté visent à assurer la protection du circuit primaire contre les surpressions. La vanne dédiée à la mise en œuvre du fonctionnement en gavé-ouvert est utilisée en cas de perte totale de l'alimentation d'eau des générateurs de vapeur. La vanne dédiée à la dépressurisation ultime du circuit primaire est utilisée en vue d'éviter une **fusion du cœur** à haute pression. L'utilisation de l'une ou l'autre de ces deux vannes à la fois pour le fonctionnement en gavé-ouvert et pour la dépressurisation ultime du circuit primaire est envisageable. Les trois soupapes de sûreté et les deux vannes dédiées gavé-ouvert et fusion à haute pression déchargent toutes dans la même ligne de décharge qui achemine l'eau, la vapeur ou le mélange vapeur-eau vers le réservoir de décharge du pressuriseur (RDP) (figure 4.6).

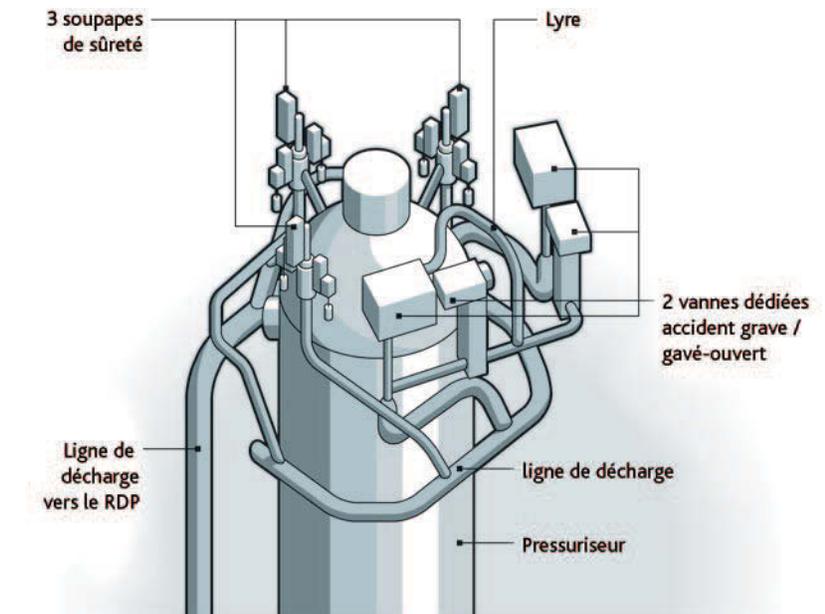


Figure 4.6. Réacteur EPR - Dispositif de dépressurisation ultime du circuit primaire.

De plus, des dispositions de conception ont été retenues qui permettent de limiter la dispersion du corium dans l'atmosphère de l'enceinte de confinement en cas de percée du fond de la cuve du réacteur de façon à éviter un « échauffement direct » de l'enceinte de confinement. Ces dispositions de conception sont relatives au puits de cuve et à sa ventilation, de façon à éviter que de grandes quantités de corium provenant de la cuve du réacteur puissent être transportées depuis le puits de cuve jusqu'au volume libre de l'enceinte de confinement.

► « Élimination pratique » des accidents d'insertion rapide de réactivité

L'élimination pratique des accidents d'insertion rapide de réactivité par l'envoi dans le cœur du réacteur d'un bouchon d'eau insuffisamment borée nécessite une étude détaillée des différents scénarios possibles de dilution, en prenant en considération l'ensemble des lignes de défense pour chacun de ces scénarios.

L'analyse se fait en suivant les trois étapes déjà détaillées au paragraphe 4.3.3.3.

► « Élimination pratique » du risque d'explosion de vapeur

Pour éviter une explosion de vapeur en cas de coulée de corium à haute température dans le puits de cuve, la conception du réacteur EPR comporte des dispositions telles qu'aucune arrivée d'eau dans le puits de cuve n'est possible avant la percée de la cuve, même en cas de rupture d'une tuyauterie du circuit primaire.

De plus, le récupérateur de combustible fondu comprenant une « chambre d'étalement », la conception du réacteur EPR comporte des dispositions empêchant l'arrivée d'eau dans cette chambre d'étalement avant l'arrivée du corium, de façon à éviter une explosion de vapeur.

► « Élimination pratique » du risque de détonation d'hydrogène

La pression de dimensionnement et la température de dimensionnement de la paroi interne de l'enceinte de confinement doivent permettre d'assurer l'intégrité et l'étanchéité de l'enceinte même après la déflagration globale de la quantité maximale d'hydrogène qui pourrait être contenue dans cette enceinte au cours d'accidents de [fusion du cœur](#) à basse pression.

De plus, le volume de l'enceinte de confinement et les moyens de limitation des conséquences, notamment les recombineurs catalytiques passifs, doivent permettre de réduire les concentrations en hydrogène dans l'atmosphère de l'enceinte de confinement de manière à empêcher la possibilité d'une détonation globale d'hydrogène.

Enfin, les possibilités de concentrations locales élevées d'hydrogène doivent être évitées autant que raisonnablement possible par la conception des structures internes de l'enceinte de confinement. Dans les cas où il ne serait pas possible de démontrer que la concentration locale d'hydrogène reste en dessous de 10 %, l'absence de transition déflagration-détonation et de déflagration rapide doit être démontrée ; dans le cas

contraire, des dispositions adéquates doivent être mises en place, telles que des parois renforcées des compartiments correspondants et de l'enceinte de confinement.

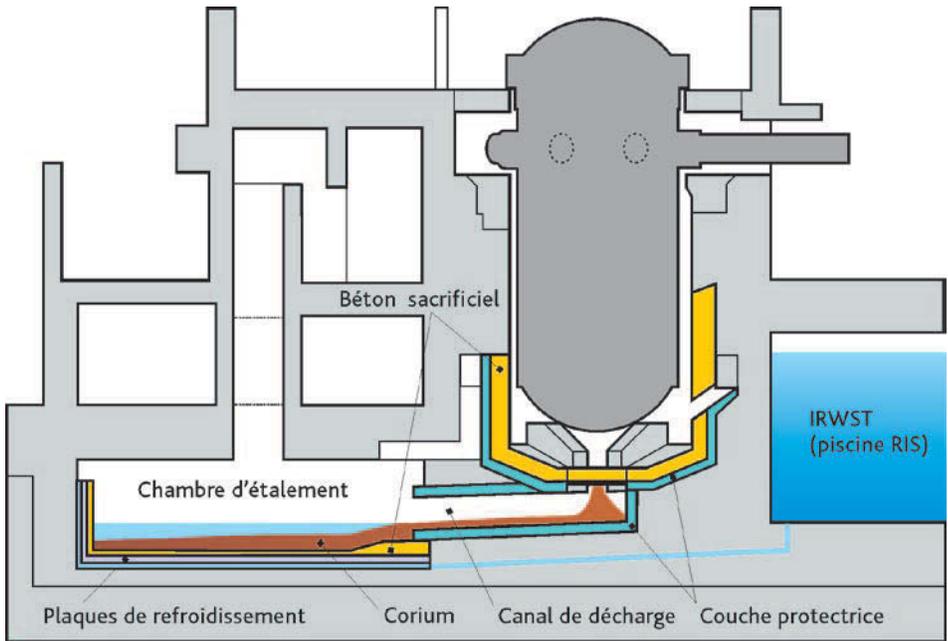
4.3.4.3. Dispositions relatives à la fusion du cœur à basse pression

Pour les accidents avec **fusion du cœur** à basse pression, des dispositions de conception ont été retenues pour permettre de respecter les objectifs généraux définis plus haut. Les dispositions essentielles sont les suivantes :

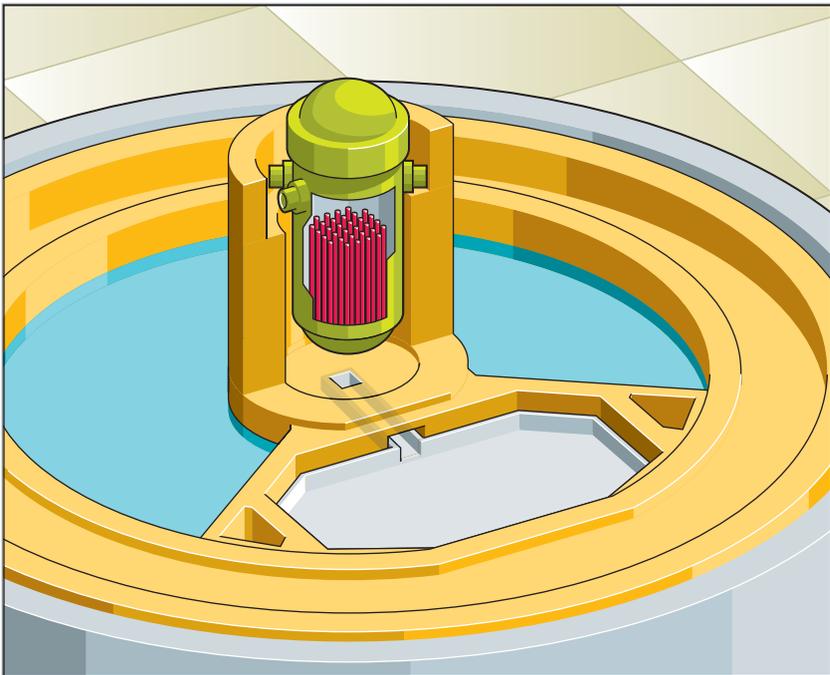
- un récupérateur de corium situé au fond de l'enceinte de confinement permet de recueillir et de refroidir le corium après la rupture du fond de la cuve (figure 4.7). Ce récupérateur vise à protéger le radier de l'enceinte de confinement de l'interaction corium-béton. Le corium est refroidi par étalement sur une grande surface dans la chambre d'étalement, cette dernière étant séparée du puits de cuve par une grille recouverte d'une couche de béton sacrificiel et par un canal de transfert de façon à la protéger des chargements thermomécaniques consécutifs à la défaillance de la cuve du réacteur. Des dispositions de conception empêchent l'arrivée d'eau dans cette chambre en provenance de quelque partie que ce soit de l'enceinte de confinement avant que le corium ne s'étale sur la surface de cette chambre. Des couches de béton sacrificiel sont présentes dans le puits de cuve et dans la chambre d'étalement pour obtenir des caractéristiques adéquates du mélange fondu. Le refroidissement du corium fondu et étalé sur la couche de béton sacrificiel de la chambre d'étalement est assuré par le dessus grâce au noyage de ce mélange par de l'eau provenant du réservoir d'eau interne à l'enceinte de confinement (IRWST). En complément, les chargements thermiques sur le radier sont limités grâce à une épaisse plaque d'acier placée sous la couche de béton sacrificiel et refroidie grâce à des canaux de refroidissement reliés au système d'évacuation de la puissance hors de l'enceinte de confinement (voir ci-après) ;
- la pression de dimensionnement et la température de dimensionnement de la paroi interne de l'enceinte de confinement permettent d'assurer l'intégrité et l'étanchéité de l'enceinte de confinement en cas d'accident grave :
 - pendant au moins 12 heures sans évacuation de la puissance résiduelle hors de l'enceinte ;
 - après une déflagration globale de la quantité maximale d'hydrogène qui pourrait être contenue dans l'enceinte de confinement.

Un système de refroidissement de l'enceinte de confinement permet d'évacuer la puissance résiduelle et de contrôler la pression à l'intérieur de cette enceinte et de préserver l'intégrité et l'étanchéité de celle-ci sur le long terme en cas d'accident grave. Ce système à deux trains est composé notamment du réservoir d'eau interne à l'enceinte de confinement (IRWST), d'un échangeur et d'une source froide spécifiques et d'un dispositif d'aspersion dans l'enceinte. Ce système serait également utilisé, comme indiqué plus haut, pour refroidir le corium dans le récupérateur. Les dispositions relatives à l'élimination pratique du risque de détonation d'hydrogène sont indiquées plus haut ;

- toutes les traversées de l'enceinte de confinement (y compris le tampon d'accès des matériels [TAM]) débouchent dans des bâtiments dont l'atmosphère est



(a)



(b)

Figure 4.7. Réacteur EPR. Schéma du récupérateur de corium : (a) vue latérale, (b) vue du dessus montrant au premier plan la chambre d'étalement.

ventilée et filtrée ; il ne doit y avoir aucun chemin de fuite directe de l'enceinte de confinement vers l'environnement. Les circuits susceptibles de transporter des substances radioactives à l'extérieur de l'enceinte de confinement sont contenus dans des bâtiments périphériques présentant des capacités de confinement adéquates. Les traversées de l'enceinte résistant à la pression doivent supporter les chargements résultant des accidents de [fusion du cœur](#).

La mise au point du récupérateur de corium avec étalement a nécessité des programmes de R&D spécifiques, présentés au paragraphe [5.4.3](#).

4.4. Les études probabilistes de sûreté de niveau 2 : méthode et enseignements relatifs aux accidents de fusion du cœur

Durant les trois dernières décennies et notamment depuis l'accident de [fusion du cœur](#) de [Three Mile Island](#) aux États-Unis, les études probabilistes de sûreté (EPS) de niveau 2 ont pris une place de plus en plus importante dans l'évaluation de la sûreté des réacteurs nucléaires en France et à l'international. Les EPS de niveau 2 sont maintenant exigées ou recommandées partout dans le monde par les autorités de sûreté nationales, et ce, dès la conception pour les réacteurs de génération III. EDF a ainsi transmis à l'ASN une EPS de niveau 2 pour la mise en service du réacteur EPR de Flamanville 3.

Pour chaque accident menant à la [fusion du cœur](#) identifié dans l'EPS de niveau 1, l'EPS de niveau 2 vise à déterminer, en s'appuyant sur la connaissance de la physique des accidents de fusion du cœur et sur des études réalisées avec des logiciels de simulation de ce type d'accident, l'évolution de l'accident, les défaillances éventuelles du confinement et l'amplitude et la cinétique des rejets radioactifs dans l'environnement avec les probabilités correspondantes.

Les EPS de niveau 2 permettent ainsi d'évaluer la nature et l'importance des rejets radioactifs hors de l'enceinte de confinement pouvant résulter d'un accident de [fusion du cœur](#) avec les fréquences correspondantes et de contribuer à l'appréciation de la sûreté de l'installation dans son ensemble. Elles permettent de vérifier que les accidents qui pourraient conduire à des rejets importants dans l'environnement ont de très faibles fréquences estimées.

Les EPS de niveau 2 sont également utilisées pour apprécier l'intérêt de la mise en œuvre d'améliorations matérielles (notamment des améliorations de systèmes existants) ou procédurales visant à réduire les probabilités de modes de défaillance de l'enceinte de confinement ou à réduire les conséquences de telles défaillances en termes de rejets. Elles peuvent ainsi contribuer à la définition et la mise en place de systèmes pour prévenir les accidents graves et en limiter les conséquences ainsi qu'à l'amélioration des guides d'intervention en accident grave.

Enfin, elles peuvent également contribuer à identifier et à fixer les priorités en matière de programmes de recherche visant à améliorer la compréhension et la modélisation de la physique des accidents de [fusion du cœur](#).

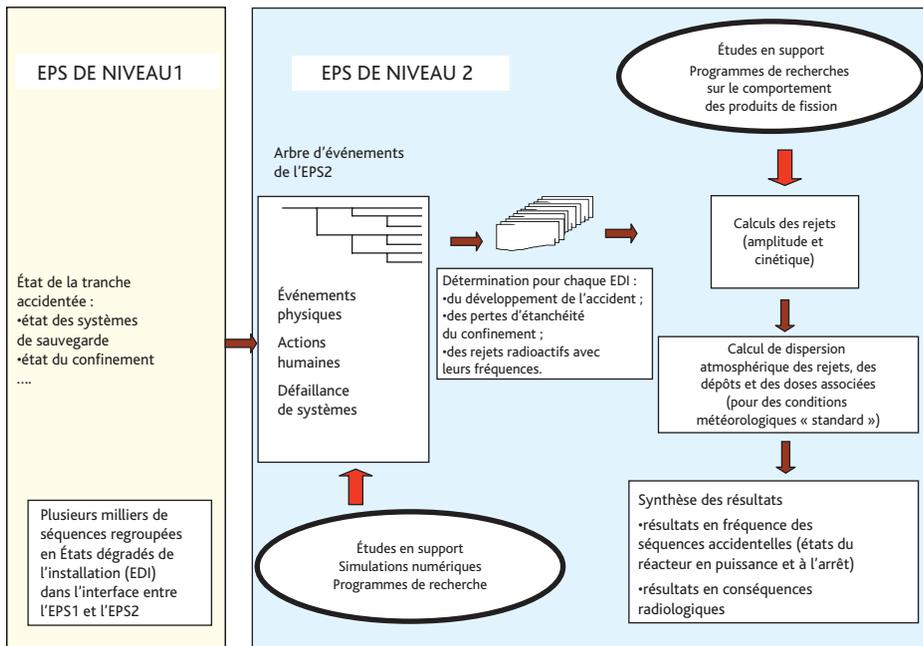


Figure 4.8. Méthode utilisée pour l'EPS de niveau 2 réalisée par l'IRSN pour les réacteurs de 900 MWe.

En France, EDF et l'IRSN ont développé en parallèle des EPS de niveau 2 pour les réacteurs de 900 MWe et, plus récemment, pour les réacteurs de 1 300 MWe. Les EPS réalisées par EDF sont les études de référence. Les EPS de niveau 2 ont notamment été utilisées, sur la période 2004-2009, pour le réexamen de sûreté associé aux troisièmes [visites décennales](#) des réacteurs de 900 MWe. Dans la suite de ce paragraphe, sont présentés, à titre d'illustration, la méthode mise en œuvre à l'IRSN et des exemples d'application de l'EPS de niveau 2 des réacteurs de 900 MWe dans le cadre du réexamen de sûreté associé aux troisièmes visites décennales de ces réacteurs. La méthode est présentée dans la figure 4.8 et décrite dans les paragraphes suivants.

4.4.1. Modalités de réalisation des études probabilistes de sûreté de niveau 2

4.4.1.1. L'interface avec l'EPS de niveau 1

La réalisation d'une interface avec l'EPS de niveau 1 constitue la première étape de la réalisation d'une EPS de niveau 2. Cette interface doit :

- assurer la transmission des informations sur l'état de la tranche accidentée au terme de l'EPS de niveau 1 (notamment l'état des systèmes de sauvegarde, l'état du confinement, la pression du circuit primaire, etc.) qui peuvent avoir une influence significative sur le déroulement ultérieur de l'accident,

en particulier sur les modes possibles de défaillance de l'enceinte de confinement et sur l'importance des rejets ;

- assurer un regroupement des séquences de l'EPS de niveau 1 (l'EPS de niveau 1 comporte en général plusieurs milliers de séquences), dès lors qu'elles conduisent à un développement ultérieur équivalent. Les séquences ayant le même jeu de variables d'interface sont regroupées au sein du même « état dégradé de l'installation » (EDI).

Les EDI retenus constituent les initiateurs des arbres d'événements de l'EPS de niveau 2. En fonction des modalités de réalisation de l'étude et du niveau de détail recherché, plusieurs dizaines à plusieurs centaines d'EDI peuvent être considérés dans la réalisation d'une EPS de niveau 2.

Par exemple, pour l'EPS de niveau 2 des réacteurs de 900 MWe (EPS2 REP900) réalisée par l'IRSN, un peu plus de 300 EDI ont été définis pour regrouper les séquences de l'EPS de niveau 1 menant à la [fusion du cœur](#).

4.4.1.2. L'arbre d'événements « accidents graves »

Le cœur de l'EPS de niveau 2 est constitué par un arbre d'événements qui permet de décrire l'ensemble des événements susceptibles d'influencer le développement de l'accident grave jusqu'aux rejets de substances radioactives dans l'environnement. Les événements de cet arbre peuvent correspondre :

- à des événements de nature physique (la dégradation du cœur et la formation d'un bain de corium, l'oxydation des gaines et la production d'hydrogène, l'apparition de brèches induites dans le circuit primaire pour les accidents en pression, une explosion de vapeur pouvant conduire à la défaillance de la cuve du réacteur et éventuellement de l'enceinte de confinement, l'échauffement direct des gaz de l'enceinte provoqué par une défaillance en pression de la cuve et conduisant à la défaillance de l'enceinte de confinement, l'érosion du radier en béton par le corium, une défaillance mécanique de l'enceinte de confinement, le relâchement de substances radioactives hors du cœur et leur transfert dans l'installation) ;
- à des actions humaines telles que la récupération d'un moyen d'injection d'eau pour refroidir le cœur ou le corium dans la cuve, la dépressurisation du circuit primaire, la récupération du refroidissement par les générateurs de vapeur, la mise en service du système d'aspersion dans l'enceinte de confinement, la mise en service du dispositif d'événage-filtration de l'enceinte de confinement ainsi que des erreurs dans l'application du guide d'intervention en accident grave ;
- à des défaillances de systèmes.

L'arbre « d'événements » ainsi construit permet de déterminer, pour chaque EDI, les différentes possibilités de développement de l'accident, les éventuelles pertes d'étanchéité du confinement, et d'évaluer les rejets radioactifs correspondants avec leurs fréquences.

Les modèles associés aux événements permettent :

- d’attribuer des probabilités conditionnelles, notamment aux actions humaines (succès ou échec de l’action en fonction de la qualité des informations disponibles, des délais, de la complexité de la prise de décision et des actions à réaliser) ou aux défaillances des équipements ;
- de mettre à jour l’état de l’installation après occurrence de l’événement (par exemple, état d’étanchéité de l’enceinte de confinement après un phénomène énergétique).

Pour les événements physiques, des modèles sont élaborés principalement à partir de simulations numériques réalisées avec des outils tels que le logiciel intégré ASTEC présenté au chapitre 8 du présent ouvrage.

La quantification des événements nécessite ainsi la réalisation d’un grand nombre d’études en support (§ 4.4.1.4) visant à déterminer au mieux le comportement de l’installation.

Dans l’EPS2 REP900 réalisée par l’IRSN, une centaine d’événements est considérée, ce qui conduit à la quantification des fréquences de plusieurs milliers de séquences différentes.

De plus, un algorithme de Monte-Carlo est utilisé pour expliciter et évaluer les incertitudes lors de la quantification de l’arbre d’événements EPS2.

4.4.1.3. Les catégories de rejets

L’évaluation des rejets radioactifs ne peut pas être menée pour chacune des séquences de l’EPS de niveau 2. Ces séquences sont donc regroupées de façon à obtenir un nombre limité de catégories de rejets, associées à un mode de défaillance du confinement ainsi qu’à une amplitude et à une cinétique des rejets radioactifs. L’amplitude des rejets peut alors être estimée en utilisant des codes de calcul des accidents graves, tels que ASTEC ou MAAP (voir chapitre 8), ou des modèles simplifiés développés spécifiquement pour les EPS de niveau 2.

Les différentes catégories de rejets et les fréquences associées constituent le résultat final d’une EPS de niveau 2.

4.4.1.4. Les études menées en support à une EPS de niveau 2

La mise au point d’une EPS de niveau 2 nécessite la réalisation d’un grand nombre d’études en support pour pouvoir déterminer le développement des différentes séquences de l’EPS de niveau 2 et quantifier leurs fréquences. Le tableau 4.3 présente une liste indicative des sujets à étudier pour un réacteur à eau pressurisée.

Cette liste, élaborée dans le cadre du projet ASAMPSA2¹⁵ du 7^e PCRD EURATOM, illustre le fait que la définition et la réalisation des études en support constituent, dans la pratique, la principale charge de travail pour la réalisation d’une EPS de niveau 2 et

15. Le projet ASAMPSA2 avait pour but la rédaction d’un guide des meilleures pratiques en matière de développement et d’application des EPS de niveau 2, à partir de l’expérience de 21 partenaires européens impliqués dans la sûreté des réacteurs. Le projet s’est achevé en 2012.

s'appuient largement sur les résultats des recherches menées dans le domaine des accidents graves. On se reportera aux différents chapitres ultérieurs du présent ouvrage pour de plus amples informations à ce sujet.

L'élaboration de l'arbre d'événements, la détermination des fréquences des différentes catégories de rejets radioactifs et la présentation des résultats de l'étude constituent une part moindre du travail, mais nécessitent la mise au point de méthodes adaptées aux applications envisagées pour l'EPS de niveau 2.

Tableau 4.3. Études nécessaires à la réalisation d'une EPS de niveau 2 pour un REP.

Interface EPS niveau 1/niveau 2
Regroupement des séquences de l'EPS1 en EDI conduisant au même type de développement ultérieur de l'accident grave, notamment en termes de mode de défaillance du confinement et d'importance des rejets. Étude des transitoires menant à la fusion du cœur.
Évaluation probabiliste des facteurs humains (EPFH)
Identification des actions humaines pouvant intervenir au cours de la séquence (actions prévues dans les guides d'intervention, support de l'organisation de crise, réparations de systèmes, etc.).
Quantification des probabilités d'échec des différentes actions de conduite prévues dans le cadre des procédures de conduite.
Quantification des phénomènes physiques et des chargements qui en résultent pour l'enceinte de confinement
Phase de développement de l'accident dans la cuve
Définition et calcul de la thermohydraulique dans le circuit primaire pour chaque EDI.
Dégradation du combustible.
Rupture induite du circuit primaire, notamment de tubes de générateurs de vapeur en cas de fusion en pression.
Production d'hydrogène.
Reprise du refroidissement du cœur (réinjection d'eau dans le cœur).
Refroidissement de la cuve par l'extérieur, par noyage du puits de cuve.
Étude des conséquences d'une injection d'eau dans la cuve (refroidissement du corium, accroissement de la cinétique de production d'hydrogène par oxydation du zirconium des gaines du combustible, montée en pression dans la cuve, etc.).
Étude de la composition de l'atmosphère de l'enceinte de confinement (rôle des recombineurs d'hydrogène, de l'aspersion dans l'enceinte) et de la montée éventuelle de la pression dans cette enceinte.
Effet de l'ouverture du dispositif d'« éventage-filtration » de l'enceinte.
Études de la distribution et de la combustion de l'hydrogène relâché dans l'enceinte de confinement.
Étude du risque de criticité associé au corium.
Étude des possibilités d'une explosion de vapeur dans la cuve et des conséquences associées (fuites du circuit primaire, défaillance mécanique de la cuve, perte d'étanchéité de l'enceinte de confinement).
Étude des conditions d'une « rupture » (défaillance mécanique) de la cuve (délai avant rupture, nature de la rupture, etc.).

Quantification des phénomènes physiques et des chargements qui en résultent pour l'enceinte de confinement Phase de « rupture » de la cuve
Étude du phénomène d'échauffement direct de l'enceinte en cas de « rupture » de la cuve alors que celle-ci est en pression.
Étude des conséquences d'une explosion de vapeur dans le puits de cuve.
Étude du risque de criticité associé au corium.
Quantification des phénomènes physiques et des chargements qui en résultent pour l'enceinte de confinement Phase consécutive à la « rupture » de la cuve, corium présent dans le puits de cuve
Conditions permettant le refroidissement du corium.
Érosions radiale et axiale des parois du puits de cuve et du radier de l'enceinte de confinement (interaction corium-béton).
Effets d'un envoi d'eau dans le puits de cuve (refroidissement du corium, montée en pression dans l'enceinte de confinement).
Évaluation de la production de gaz incondensables (H_2 , CO, CO_2 , etc.) et de vapeur d'eau pendant l'interaction corium-béton.
Étude de l'évolution de la composition de l'atmosphère de l'enceinte et de sa pression.
Étude de la distribution et de la combustion de l'hydrogène et du monoxyde de carbone relâchés dans l'enceinte de confinement.
Effets de l'ouverture du dispositif d'« éventage-filtration » de l'enceinte.
Étude des performances en termes d'étanchéité du confinement
Étude du taux de fuite initial (taux de fuite normal, défauts d'étanchéité éventuels de certains organes entre deux essais périodiques).
Étude de la fiabilité du système d'isolement de l'enceinte.
Évaluation des performances en termes d'étanchéité de l'enceinte de confinement dans les conditions d'un accident grave. <i>1 – Réponse mécanique de l'enceinte soumise à un chargement en pression et en température quasi statique ou dynamique lent – Évaluation de la limite ultime de tenue mécanique et des courbes de fragilité de l'enceinte de confinement. Évaluation de la taille de la brèche.</i> <i>2 – Étude de la réponse de l'enceinte de confinement supposée soumise à des chargements spécifiques (effets d'une explosion de vapeur dans le puits de cuve sur les structures attenantes, effets d'une déflagration locale d'hydrogène, etc.).</i>
Évaluation de l'étanchéité des traversées de l'enceinte de confinement dans les conditions d'un accident grave.
Identification d'éventuels chemins de bypasse de l'enceinte de confinement (par exemple : tuyauteries présentes dans les fondations de certaines enceintes de confinement).
Étude du confinement des bâtiments auxiliaires (ventilation, filtration, confinement dynamique, etc.).
Étude du comportement des systèmes dans les conditions d'un accident grave
Système de recirculation et de refroidissement de l'eau condensée à l'intérieur de l'enceinte de confinement (évacuation d'énergie hors de l'enceinte).
Soupapes de sûreté du circuit primaire (fiabilité de la fonction de dépressurisation du circuit primaire dans les conditions d'un accident grave).

Générateurs de vapeur (étanchéité des tubes des générateurs de vapeur, efficacité du refroidissement par ces générateurs de vapeur).
Instrumentation (disponibilité de l'instrumentation du réacteur dans les conditions d'un accident grave).
Systèmes passifs (recombineurs d'hydrogène, etc.)
Système de récupération du corium pour EPR.

Quantification des rejets radioactifs hors de l'enceinte de confinement
Identification des paramètres clés pour l'évaluation des rejets radioactifs et définition des catégories de rejets.
Regroupement des isotopes des produits de fission (PF) par classe de volatilité (trois classes de volatilité sont considérées : les PF volatils, les gaz rares, les PF semi-volatils ou peu volatils, voir § 5.5 pour plus de détail) et en fonction de leur forme physique (aérosols ou gaz) dans l'enceinte de confinement.
Calcul des rejets pour des séquences représentatives (utilisation de logiciels intégraux comme ASTEC, MAAP ou MELCOR (voir le chapitre 8), ou utilisation de modèles simplifiés développés spécifiquement pour l'EPS2.
Calcul des conséquences radiologiques pour les catégories de rejets de l'EPS2 (optionnel en fonction du type de présentation des résultats de l'EPS2).

4.4.2. Les applications des EPS de niveau 2

La réalisation d'une EPS de niveau 2 amène à constituer un ensemble d'études aussi complet que possible sur le comportement attendu d'une installation en cas de **fusion du cœur** du réacteur.

Ces études peuvent être utilisées en support à l'identification de voies d'amélioration de la sûreté des réacteurs, que ce soit en termes de conception ou en termes de conduite. Les résultats numériques des EPS de niveau 2 sont toutefois à utiliser avec beaucoup de prudence en y associant dans la mesure du possible une appréciation des incertitudes ainsi que des considérations sur la précision des hypothèses sous-jacentes (des simplifications peuvent être nécessaires pour une EPS2 au stade de la conception d'un réacteur alors que des études plus précises pourront être réalisées ultérieurement, une fois l'ensemble de la conception et des procédures de conduite achevé).

4.4.2.1. Utilisation lors de l'analyse de sûreté

La règle fondamentale de sûreté (RFS) sur le développement et l'utilisation des EPS datant de 2002 [5] établit que des EPS, dénommées EPS de référence, doivent être réalisées par les exploitants des centrales électronucléaires et transmises à l'ASN. L'IRSN réalise alors un examen de ces EPS en s'appuyant notamment sur des études indépendantes de même type.

La première utilisation des EPS de niveau 2 dans l'analyse de sûreté a concerné, pour les réacteurs en exploitation, sur la période 2004-2009 le réexamen de sûreté associé aux troisièmes **visites décennales** des réacteurs EDF de 900 MWe (VD3 900). L'analyse des résultats de l'EPS de niveau 2 a permis de mettre en évidence les principales séquences contribuant au risque de rejets radioactifs et les points pour lesquels des évolutions de

la conception ou de l'exploitation devaient être étudiées ou mises en œuvre. Quelques exemples sont décrits au paragraphe 4.4.2.2 ci-dessous.

Depuis cette première application, une EPS de niveau 2 a été réalisée pour le réexamen de sûreté associé aux troisièmes **visites décennales** des réacteurs EDF de 1 300 MWe (VD3 1300) sur la période 2010-2015 ; des EPS de niveau 2 sont prévues pour tous les réexamens suivants.

4.4.2.2. Exemples d'application dans le cadre du réexamen de sûreté des réacteurs de 900 MWe

4.4.2.2.1. Renforcement de la fermeture du tampon d'accès des matériels (TAM)

Les enceintes de confinement des réacteurs de 900 MWe ont été dimensionnées pour assurer leur tenue mécanique et leur étanchéité pour une pression interne absolue de l'ordre de 5 bars. Elles sont équipées d'une peau métallique interne dont le rôle est d'assurer l'étanchéité. La tenue mécanique et l'étanchéité des enceintes de confinement sont vérifiées périodiquement, notamment lors d'épreuves décennales (tests à 5 bars absolus en air, voir § 6.2). Compte tenu du rôle essentiel que peut jouer l'enceinte de confinement pour la maîtrise des accidents graves et de leurs conséquences, il est apparu opportun d'évaluer les limites ultimes de tenue mécanique des enceintes au-delà de leur pression de dimensionnement, ce qui a conduit à la réalisation d'essais de tenue mécanique sur des maquettes d'enceinte de confinement et au développement de modèles détaillés permettant d'évaluer le comportement mécanique de ces enceintes (figure 4.9). Les résultats de ces recherches et études sont davantage détaillés dans le paragraphe 6.3 du présent ouvrage.

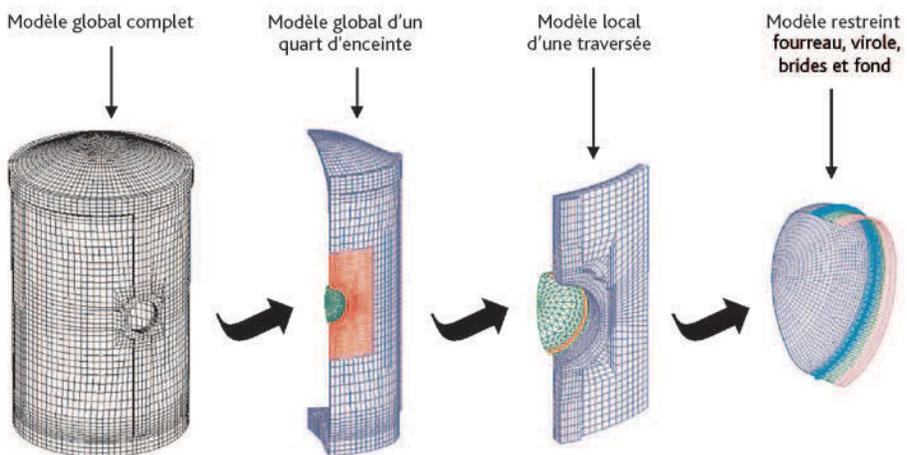


Figure 4.9. Exemple de modélisation des enceintes de confinement des tranches de 900 MWe (CPY) utilisée pour les études mécaniques détaillées de ces enceintes, illustrant notamment la modélisation fine réalisée pour la zone du tampon d'accès des matériels (TAM).

À partir des résultats d'essais de résistance mécanique réalisés sur des maquettes et des résultats de simulations numériques, il a été déduit par l'IRSN et par EDF que les parois des enceintes de confinement conservaient une tenue mécanique et une étanchéité satisfaisantes jusqu'à des pressions bien supérieures à leur pression de conception (pressions de l'ordre de 10 bars absolus) mais que le système de fermeture du « tampon d'accès des matériels » (TAM) constituait un point faible relatif.

Dans le cadre du développement de son EPS de niveau 2 pour les REP de 900 MWe, l'IRSN a conduit des études mécaniques détaillées de l'enceinte de confinement en modélisant avec un maillage fin les zones singulières de cette enceinte, notamment la zone du tampon d'accès des matériels (TAM). Les résultats de ces études ont montré que, pour certains phénomènes pouvant survenir lors d'un accident grave (« échauffement direct des gaz de l'enceinte », en anglais « *Direct Containment Heating* » [DCH] après une défaillance mécanique de la cuve en pression, combustion d'hydrogène après un renoyage du cœur dans la cuve), les chargements calculés pouvaient mettre en défaut l'étanchéité du système de fermeture du TAM.

S'appuyant sur les résultats de ces études mécaniques, les EPS de niveau 2 ont mis en évidence que ces phénomènes énergétiques (DCH, combustion d'hydrogène) conduisant à une montée brutale de la pression interne dans l'enceinte de confinement contribuaient de manière significative au risque de rejets radioactifs.

Cette conclusion a conduit l'exploitant à décider de renforcer, lors des troisièmes [visites décennales](#), le système de fermeture du TAM. Le renforcement prévu permettra de garantir l'étanchéité du TAM jusqu'à une pression de 8 bars absolus, ce qui est significativement supérieur à la pression de dimensionnement des enceintes.

La figure 4.10 présente les fréquences calculées dans le cadre de l'EPS2 REP900 de l'IRSN pour les accidents conduisant à une perte d'étanchéité du confinement

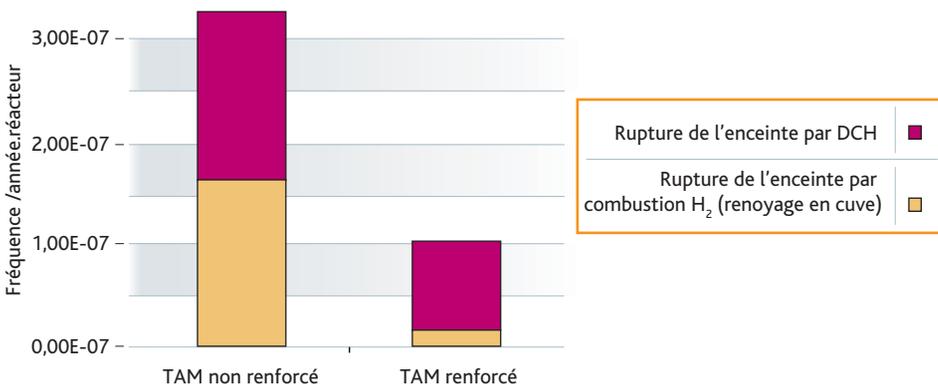


Figure 4.10. Effet du renforcement mécanique du système de fermeture du TAM sur la fréquence estimée des accidents conduisant à une perte d'étanchéité du confinement.

en cas de DCH ou de combustion hydrogène. Le gain apporté par le renforcement du système de fermeture du TAM (quelque 10^{-7} /année.réacteur) est appréciable en termes de réduction du risque de rejets radioactifs liés à ces phénomènes énergétiques. Il faut souligner que la défaillance du TAM conduirait à des rejets directs dans l'environnement.

4.4.2.2.2. Risque lié à une explosion de vapeur dans le puits de cuve

Les puits de cuve des réacteurs de 900 MWe ont des caractéristiques géométriques telles qu'une communication existe entre le puits de cuve et la partie supérieure de l'enceinte de confinement. Le fonctionnement du système d'aspersion dans l'enceinte conduirait donc à la présence d'eau dans le puits de cuve. En cas de fusion du cœur du réacteur et de défaillance mécanique de la cuve, le corium (à une température d'environ 1 700 °C) pourrait alors s'écouler dans l'eau du puits de cuve, ce qui serait susceptible d'entraîner un phénomène explosif, dit explosion de vapeur.

Ce phénomène a été étudié dans le cadre de la réalisation par l'IRSN de son EPS2 REP900 en utilisant les logiciels MC3D (pour quantifier les phénomènes d'interaction corium-eau) et EUROPLEXUS (pour apprécier la tenue des structures). Les conclusions de l'étude montrent que, dans certaines conditions, l'explosion pourrait induire un ébranlement des structures internes suffisamment important pour porter atteinte à l'étanchéité de l'enceinte de confinement.

Les résultats obtenus dans le cadre de l'EPS2 REP900 ont également montré qu'il existe de fortes incertitudes sur la conclusion qui précède. La figure 4.11 montre les fréquences calculées des accidents susceptibles de conduire à des rejets importants et précoces et illustre les résultats obtenus en termes d'incertitudes sur les fréquences d'accident conduisant à une défaillance du confinement.

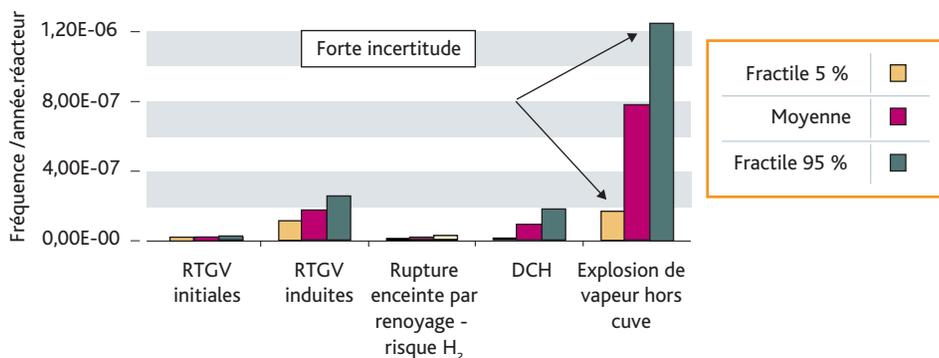


Figure 4.11. Quantification de la probabilité de défaillance du confinement – EPS2 REP900¹⁶.

16. RTGV : rupture de tube de générateur de vapeur. Les RTGV initiales (rupture d'un ou plusieurs tubes d'un générateur de vapeur, fragilisés par corrosion, fatigue ou usure) constituent un initiateur d'accident, les RTGV induites sont provoquées par une fusion du cœur en pression en cuve.

Les aspects positifs de la présence d'eau dans le puits de cuve (refroidissement de la cuve par l'extérieur, refroidissement du corium avant interaction avec le radier) doivent davantage être appréciés en vue de déterminer s'il convient de viser à noyer volontairement le puits de cuve en cas de **fusion du cœur**.

Aussi, compte tenu des effets positifs et négatifs possibles de la présence d'eau dans le puits de cuve, l'**IRSN** a estimé préférable d'attendre une consolidation des résultats des travaux de R&D concernant l'explosion de vapeur avant d'envisager une modification de la conception des réacteurs ou de leur exploitation en cas d'accident grave. Le bilan des avantages et des inconvénients des différentes stratégies envisageables de noyage du puits de cuve fait ainsi partie des sujets retenus dans le cadre des troisièmes **visites décennales** des réacteurs de 1 300 MWe (2010-2015).

4.4.2.2.3. Détection de la défaillance mécanique de la cuve

Après la **fusion du cœur** du réacteur, le corium coulant à très haute température dans le fond de la cuve pourrait endommager celle-ci et conduire à sa défaillance mécanique (traversée du fond de la cuve par le corium). Calculer la progression de l'endommagement de la cuve par le corium et le délai au bout duquel la défaillance de la cuve interviendrait est déterminant pour prédire le développement de l'accident.

Alors que, si le circuit primaire reste sous pression sans apport d'eau, la défaillance de la cuve apparaît inéluctable dans un délai court après la coulée du corium dans le fond de la cuve, dans les autres cas, il existe de grandes incertitudes sur le délai avant défaillance de la cuve (voire sur l'existence même de cette défaillance).

Ces résultats ont conduit l'**IRSN**, dans le cadre du réexamen de sûreté associé aux **VD3 900**, à recommander l'installation de moyens de détection de la défaillance de la cuve, destinés à aider les équipes techniques de crise à apprécier le développement de l'accident.

Dans ces conditions, l'**ASN** a demandé à EDF d'installer un thermocouple dans le puits de cuve lors des troisièmes **visites décennales** des réacteurs de 900 MWe pour être en mesure de détecter l'arrivée du corium dans ce puits de cuve et de garantir la disponibilité de ce thermocouple dans le temps.

4.4.2.3. Le retour sur la R&D

La réalisation d'une EPS de niveau 2 fait apparaître des sujets sur lesquels il serait opportun d'obtenir des résultats supplémentaires par la R&D (il s'agit de cas où l'appréciation de l'importance pour le développement de l'accident d'un ou plusieurs phénomènes ne paraît pas assez robuste pour que des conclusions opérationnelles claires puissent en être tirées).

Trois exemples sont développés ci-après.

4.4.2.3.1. La stratégie de « gestion » d'un accident grave avant la défaillance de la cuve

Lors d'un accident grave, la défaillance du refroidissement du cœur peut conduire à la dégradation et à la fusion des crayons combustibles. Si les opérateurs ont la possibilité de remettre en service au cours de l'accident l'injection de sécurité et l'aspersion dans l'enceinte de confinement, deux actions peuvent être envisagées pour limiter la progression de l'accident :

- renvoyer de l'eau dans la cuve par l'injection de sécurité pour refroidir le combustible ;
- dépressuriser l'enceinte de confinement si nécessaire et rabattre les produits de fission par le système d'aspersion.

Des précautions doivent être prises dans la mesure où :

- renvoyer de l'eau dans la cuve sur un cœur dégradé peut conduire à accélérer la production d'hydrogène et à remettre en pression le circuit primaire ;
- dépressuriser l'enceinte à l'aide du système d'aspersion conduit aussi à rendre l'atmosphère de cette enceinte moins « inerte » ce qui augmente le risque de combustion de l'hydrogène (l'aspersion entraîne en effet la condensation de la vapeur présente dans l'atmosphère de l'enceinte ; or la vapeur a un effet « inertant »).

Ces actions de conduite et leurs conséquences possibles ont été étudiées en détail par l'IRSN et par EDF lors de la réalisation de leur EPS2 REP900 en vue de proposer des recommandations dans le guide d'intervention en accident grave. Ces études ont montré :

- qu'il existe un fort couplage entre les phénomènes (par exemple le démarrage du système d'aspersion dans l'enceinte, tout en diminuant la pression dans cette dernière, contribue aussi à limiter l'amplitude des pics de pression qui pourraient résulter d'une combustion d'hydrogène) ;
- qu'il est difficile, avec les outils de simulation disponibles, de prédire la production d'hydrogène, la montée en pression dans la cuve ainsi que la possibilité de refroidir le corium en cas de renoyage d'un cœur partiellement fondu dans la cuve.

Les conduites des appoints d'eau dans la cuve et de l'aspersion dans l'enceinte aujourd'hui recommandées dans le guide d'intervention en accident grave sont complexes à mettre en œuvre pour éviter les situations « à risque ». Les résultats de l'EPS de niveau 2 de l'IRSN confortent les préconisations du GIAG pour limiter le risque de défaillance du confinement pendant la **fusion du cœur** dans la cuve, mais montrent aussi qu'une attention particulière doit être portée aux possibilités d'erreurs humaines lors de l'application de ces préconisations. Seule une simplification des préconisations du GIAG permettrait de réduire les possibilités d'erreurs humaines.

Devant ce constat, l'IRSN a engagé, avec le soutien d'EDF, deux programmes de R&D en vue d'obtenir des connaissances plus précises sur le renoyage d'un cœur

partiellement dégradé ou fondu dans la cuve et sur le « risque hydrogène » en cas d'utilisation du système d'aspersion dans l'enceinte de confinement et de développer les modèles associés :

- un programme sur le renoyage d'un cœur dégradé avec formation d'un lit de débris solides dans la cuve (configuration qui a été observée dans la cuve du réacteur accidenté de [Three Mile Island](#) après l'accident, voir § 7.1) ; ce programme comprendra des expérimentations dans le dispositif PEARL conçu par l'IRSN, ainsi que le développement de modèles pour le logiciel ASTEC, visant à vérifier s'il est possible de refroidir des lits de débris de propriétés variables (taille des débris, homogénéité et porosité du lit de débris, etc.). Ce programme est décrit plus en détail au paragraphe 5.4.1 ;
- le programme ENACEFF (avec le CNRS), qui comprend des essais visant à mieux caractériser les situations de combustion d'hydrogène en présence de gouttelettes provenant du fonctionnement de l'aspersion dans l'enceinte. L'objectif est de déterminer l'effet des gouttelettes sur l'accélération de la flamme en cas de combustion d'hydrogène et de vérifier si cette accélération peut conduire à une transition vers la détonation. Ce programme est décrit davantage en détail au paragraphe 5.2.2.

4.4.2.3.2. Stratégie de « gestion » d'un accident grave après défaillance de la cuve

Comme cela a été expliqué ci-dessus, les études menées par l'IRSN en support de l'EPS de niveau 2 pour les REP de 900 MWe ont fait apparaître une probabilité de défaillance de l'étanchéité de l'enceinte de confinement en cas d'explosion de vapeur dans le puits de cuve mais également de fortes incertitudes sur l'occurrence de ce phénomène.

Des marges vis-à-vis du maintien de l'étanchéité du confinement existent peut-être du fait de la résistance mécanique des structures de génie civil, mais le recours à des modèles plus précis (tridimensionnels) et validés est nécessaire pour les apprécier.

Par ailleurs, les effets positifs possibles de la présence d'eau dans le puits de cuve sont encore mal déterminés. Il est en effet aujourd'hui difficile d'apprécier dans quelle mesure l'eau présente dans le puits de cuve permettrait de refroidir le corium et d'éviter la traversée du radier par celui-ci.

Seules des avancées en termes de connaissances pourraient permettre de répondre de manière plus précise à ces questions. C'est pourquoi l'IRSN est impliqué :

- dans des programmes qui visent à mieux caractériser les phénomènes intervenant en cas d'explosion de vapeur, grâce à des essais dans les installations KROTOS (CEA) et TROI (KAERI) (§ 5.2.3). Le programme SERENA 2 de l'OCDE sur le sujet s'est terminé fin 2012 mais les enseignements tirés de ce programme montrent que la R&D reste nécessaire pour mieux apprécier les effets d'une explosion vapeur sur l'étanchéité et l'intégrité des enceintes de confinement ;
- dans le développement et la qualification du logiciel MC3D (*idem*) ;

- dans la réalisation de simulations 3D de la résistance mécanique des structures attenantes au puits de cuve ;
- dans des programmes expérimentaux visant à mieux apprécier l'interaction entre le corium et le béton des radiers des enceintes de confinement (essais VULCANO [CEA], MCCI [ANL], etc.) et le développement d'outils de simulation (§ 5.3).

4.4.2.3.3. Le comportement des recombineurs d'hydrogène en cas d'accident grave

Avant leur installation dans les réacteurs en exploitation, les recombineurs autocatalytiques passifs d'hydrogène ont fait l'objet de programmes de qualification, notamment par leurs constructeurs, pour vérifier leur efficacité dans les conditions d'un accident de [fusion du cœur](#). Certains essais menés par l'IRSN ont montré que, si le mélange gazeux au voisinage du recombineur est inflammable, les températures élevées des plaques de catalyseur du recombineur, dues à la réaction de recombinaison de l'hydrogène avec l'oxygène, pouvaient conduire au démarrage d'une réaction de combustion d'hydrogène. L'IRSN a estimé nécessaire de déterminer les conditions pouvant permettre une telle combustion et de mieux apprécier le risque d'inflammation de l'atmosphère de l'enceinte de confinement par les recombineurs ainsi que les conséquences sur l'étanchéité de l'enceinte de confinement. La possibilité d'initier une combustion d'hydrogène au niveau des recombineurs fait l'objet d'études et de programmes de recherches complémentaires dans le cadre de l'OCDE et du réseau SARNET. Davantage de détails sur ces programmes de recherches sont présentés au paragraphe [5.2.2](#).

4.4.3. Conclusion sur les EPS de niveau 2

Les connaissances sur les accidents graves et les outils d'études et de simulation de ces accidents ont considérablement progressé en France au cours des années 1990-2013, de même que le développement d'EPS de niveau 2. L'orientation suivie par l'IRSN a été de privilégier la réalisation d'études réalistes dans l'objectif de déterminer les domaines prioritaires d'amélioration des installations ou de leur exploitation. Le réalisme de ces études progresse avec les avancées des programmes de recherche. De cette façon, les EPS de niveau 2, tout comme les codes pour les accidents graves présentés au chapitre [8](#), contribuent à intégrer les connaissances les plus avancées pour apprécier la sûreté des installations.

Dans le domaine des EPS de niveau 2, et de façon plus générale dans celui des accidents graves, les discussions et collaborations internationales ont aujourd'hui une grande importance parce qu'elles permettent de conforter les méthodes, les études et leurs conclusions [\[6\]](#), d'atteindre un consensus international sur les priorités en termes de R&D [\[7\]](#) et de partager le financement et les résultats de programmes de R&D complexes.

Les applications des EPS de niveau 2 pour l'analyse de sûreté ont débuté avec le réexamen de sûreté associé aux troisièmes [visites décennales](#) des réacteurs de 900 MWe et vont se développer avec le réexamen de sûreté associé aux troisièmes visites décennales

des réacteurs de 1 300 MWe et l'examen du dossier d'autorisation de mise en service du réacteur EPR Flamanville 3.

Des efforts sont également en cours à l'IRSN afin d'élargir le champ d'application des EPS aux agressions externes telles que les inondations et les séismes ; les événements qui ont conduit à l'accident de Fukushima Daiichi montrent que ces développements sont nécessaires pour mieux apprécier les risques sur les installations nucléaires.

Références

- [1] N. Rasmussen *et al.*, *Reactor Safety Study*, WASH-1400, Washington D.C., US NRC, 1975.
- [2] (a) The 2007 Recommendations of the International Commission of Radiological Protection, ICRP Publication 103, *Annals of ICRP* 37 (2-4), 2007.
(b) Application of the Commission's Recommendations for the Protection of People in Emergency Exposure Situations, ICRP Publication 109, *Annals of ICRP* 39 (1), 2009.
- [3] Arrêté du 20 novembre 2009 portant homologation de la décision n° 2009-DC-0153 de l'Autorité de sûreté nucléaire du 18 août 2009 relative aux niveaux d'intervention en situation d'urgence radiologique, NOR : SASP0927660A.
Accessible sur <http://www.legifrance.gouv.fr>
- [4] Décret n°2007-534 du 10 avril 2007 autorisant la création de l'installation nucléaire de base dénommée Flamanville 3, comportant un réacteur nucléaire de type EPR, sur le site de Flamanville (Manche), NOR: INDI0700460D, version consolidée au 11 avril 2007. Accessible sur <http://www.legifrance.gouv.fr>
- [5] ASN – Règle fondamentale de sûreté n° 2002-01 - Développement et utilisation des études probabilistes de sûreté pour les réacteurs nucléaires à eau sous pression. <http://www.asn.fr/index.php/S-informer/Actualites/2002/Regle-fondamentale-de-surete-RFS-n-2002-01>
- [6] E. Raimond, S. Guntay, C. Bassi, D. Helton, A Lyubarskiy, Some international efforts to progress in the harmonization of Level 2 PSA development and their applications (European (ASAMPSA2), US NRC, OECD-NEA and IAEA activities), OECD/NEA Workshop on Implementation of Severe Accident Management Measures (ISAMM 2009), Switzerland.
- [7] (a) T. Albiol *et al.*, SARNET: Severe accident research network of excellence, *Progress in Nuclear Energy* 52, 2-10, 2010.
(b) B. Schwinges *et al.*, Ranking of severe accident research priorities, *Progress in Nuclear Energy* 52, 11-18, 2010.

Chapitre 5

Développement de l'accident de fusion du cœur

5.1. Développement de l'accident dans la cuve du réacteur

5.1.1. Progression de la fusion des matériaux du cœur dans la cuve

5.1.1.1. Introduction

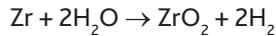
Lorsque le cœur du réacteur est dénoyé pendant une durée importante, la température des crayons de combustible augmente pour atteindre localement des valeurs qui conduisent à une dégradation importante et irréversible du cœur. Les mécanismes de cette dégradation sont à la fois chimiques et mécaniques. Selon le niveau de température atteint localement, les conséquences de cette dégradation peuvent être plus ou moins graves : production d'hydrogène, relâchement de produits de fission, formation d'un corium et écoulement de ce corium vers le fond de la cuve. Ces phénomènes ont été étudiés dans le cadre de nombreux programmes de recherche nationaux et internationaux [1, 2, 11, 12, 15, 22]. Les principaux mécanismes de dégradation qui apparaissent au fur et à mesure que la température du cœur s'élève, et leurs conséquences, sont décrits au paragraphe 5.1.1.2. Cette description est suivie de la présentation des principaux programmes expérimentaux qui ont permis de

développer la connaissance des mécanismes de dégradation, puis de la modélisation et des logiciels de calcul qui capitalisent cette connaissance. Les principaux mécanismes intervenant dans l'évolution de la dégradation des crayons de combustible et du cœur sont présentés schématiquement dans les figures 4.1, 4.2 et 4.3 du chapitre précédent.

5.1.1.2. Phénomènes physiques mis en jeu

5.1.1.2.1. Oxydation des gaines et formation d'hydrogène

Pour des températures supérieures à environ 1 300 K, le zircaloy des gaines subit une oxydation exothermique par la vapeur d'eau. Cette réaction joue un rôle majeur dans l'aggravation de la dégradation du cœur car la puissance thermique qu'elle dégage peut devenir nettement supérieure à la puissance résiduelle. L'équation de cette réaction d'oxydation est la suivante :



avec un ΔH de -600 à -700 kJ/mole de zirconium et 0,0442 kg d'hydrogène produit par kg de zirconium oxydé.

Cette oxydation conduit à la formation d'une couche de zircone (ZrO_2) sur la face externe de la gaine. La masse d'oxygène absorbé par les gaines et l'épaisseur d'oxyde formé suivent une loi parabolique en fonction du temps. Le carré de l'accroissement de la masse d'oxygène fixé par le zirconium ΔM_o est proportionnel à l'intervalle de temps Δt (l'instant initial étant pris au démarrage de la réaction d'oxydation vers 1 300 K), soit :

$$\Delta M_o^2 = K_o(T)\Delta t$$

Le taux de réaction $K_o(T)$ varie en fonction exponentielle de la température (loi d'Arrhenius) et, à partir de 1 700-1 800 K, l'énergie apportée aux gaines par la réaction ne peut pas être évacuée par convection avec la vapeur : il y a alors un emballement de la réaction, ce qui amène très rapidement la température des gaines à des valeurs qui dépassent la température de fusion du zirconium (2 100 K). De nombreuses études expérimentales et théoriques ont été menées sur ce phénomène d'emballement qui est maintenant bien connu. L'hydrogène produit peut s'échapper du circuit primaire (par une brèche, s'il y en a une) dans l'atmosphère de l'enceinte de confinement ; ceci induit des risques d'explosion à l'égard desquels la tenue de cette enceinte doit être appréciée. Savoir prévoir la production d'hydrogène est donc un sujet important des études de sûreté comme déjà évoqué au paragraphe 4.3.

Dans les REP de 1 300 MWe, les barres de commande sont en partie constituées de carbure de bore B_4C (§ 2.3.2.1). Celui-ci peut également s'oxyder à partir de 1 600 K en produisant de l'hydrogène. Cependant, la production d'hydrogène par cette réaction est faible devant la production d'hydrogène par la réaction d'oxydation du zirconium. Dans les REP de 900 MWe, l'AIC (Ag-In-Cd) des barres de commande ne s'oxyde pas.

5.1.1.2.2. Fusion et interactions des matériaux fondus avec les crayons intacts

Les barres de commande fondent à des températures plus basses que les crayons combustibles, soit par fusion (l'alliage Ag-In-Cd fond à partir de 1 100 K), soit dans le cas des REP de 1 300 MWe par une réaction chimique conduisant à la liquéfaction (le B_4C forme avec l'acier un mélange eutectique liquide à partir de 1 500 K). Le B_4C peut également s'oxyder lorsque la gaine en acier et le tube guide en zircaloy ont disparu. L'oxydation du B_4C est exothermique, ce qui a pour effet d'accélérer la dégradation des barres de commande. Elle produit également de l'hydrogène (toujours par décomposition de la vapeur d'eau, comme pour l'oxydation du Zr) et une partie du bore se retrouve sous forme gazeuse (HBO_2).

Après fusion, les matériaux des barres de commande (incluant aussi de l'acier) s'écoulent dans le cœur et viennent au contact des crayons combustibles, ce qui a pour conséquence de fragiliser les gaines des crayons combustibles encore intacts par interactions chimiques (formation d'eutectiques). Il convient de noter que les grilles de maintien des crayons combustibles, lorsqu'elles sont en Inconel, peuvent également réagir avec les gaines en zirconium. Parmi les réactions de dissolution importantes, on peut citer les interactions Ag-Zr et Fe-Zr qui conduisent chacune à la formation d'un eutectique liquide dont la température de fusion est très inférieure à celle du zircaloy. Des études expérimentales ont été menées sur ces interactions ; le degré de connaissance de celles-ci ainsi que leur modélisation sont satisfaisants. Il reste cependant quelques incertitudes quant à l'influence du B_4C qui semble pouvoir entraîner une dégradation des gaines des crayons combustibles à une température plus basse que ne le prévoient les modèles développés sur la base des connaissances actuelles.

5.1.1.2.3. Défaillance des gaines

La montée en température du combustible et la formation de gaz de fission dans les pastilles font augmenter la pression interne dans les crayons combustibles. Les gaines en zircaloy commencent à se déformer lorsque les températures dépassent 1 000 K en raison de la dégradation de leurs propriétés mécaniques. Dans certains cas, la pression à l'intérieur des crayons combustibles peut dépasser la pression dans la cuve du réacteur. Cela conduit au gonflement des gaines par fluage dû à la surpression à l'intérieur du crayon de combustible. Ce phénomène, appelé ballonnement, peut conduire à une défaillance mécanique des gaines avant que celles-ci ne soient oxydées. De grandes déformations, connues sous le nom de "*flowering*", ont également été observées. Elles résultent de la croissance en volume des pastilles de combustible qui induisent des contraintes supplémentaires dans les gaines. Il existe des données expérimentales suffisantes concernant ces phénomènes, et leur modélisation est satisfaisante.

Au cours d'un accident de [fusion du cœur](#), toutes les gaines des crayons combustibles ne subissent pas de défaillance mécanique avant leur oxydation. Les gaines oxydées n'ayant pas subi de défaillance mécanique peuvent perdre leur intégrité selon d'autres mécanismes intervenant à plus haute température. Cependant, ces autres mécanismes sont beaucoup moins bien connus. Les hypothèses courantes utilisées pour les prendre

en compte sont fondées sur des observations expérimentales : il est ainsi admis que la couche de zircane se rompt au-delà d'une certaine température (typiquement de l'ordre de 2 300 à 2 500 K). Un autre mode de défaillance peut se produire lorsque l'épaisseur de zircane est plus faible qu'une valeur critique (environ 300 μm) ; le mécanisme de rupture est encore mal connu ; il est modélisé par une corrélation déduite des résultats d'expériences intégrales telles que [Phébus](#) et CORA (§ 5.1.1.3.1), qui utilise une température de rupture en fonction de l'épaisseur de zircane formée. Pour mieux comprendre le mécanisme mis en jeu, il faudrait réaliser des expériences à la fois difficiles et coûteuses. De telles expériences ne sont pas prévues car la modélisation décrite précédemment est considérée par la plupart des utilisateurs de codes de calculs comme suffisante pour traiter ce mécanisme dans les logiciels de calcul d'accident de [fusion du cœur](#). Il faut néanmoins garder à l'esprit que ce critère de rupture de la couche de zircane est un paramètre clé de ces logiciels parce qu'il conditionne la relocalisation du zircaloy liquide vers des parties plus basses du cœur.

5.1.1.2.4. Fusion du zircaloy et dissolution du combustible

Lorsque la température de fusion du zircaloy est dépassée, le combustible UO_2 est partiellement dissous par le métal liquide (qui ne s'écoule pas hors des gaines tant que la couche de zircane reste intacte). Cette dissolution peut conduire à une perte d'intégrité mécanique des crayons combustibles et à l'accumulation des fragments produits dans certaines zones du cœur bien avant que la température de fusion de l' UO_2 ne soit atteinte (celle-ci est d'environ 3 100 K). Les réactions de fusion-dissolution, les dégradations mécaniques et les déplacements dans la cuve des matériaux du cœur qui en résultent (coulées de matériaux fondus, accumulations locales de fragments) déterminent l'évolution de la distribution des matériaux dégradés dans le cœur du réacteur au cours de l'accident et ils doivent être pris en compte dans la modélisation afin de prédire de façon réaliste l'état de dégradation du cœur. Cela permet ensuite de prédire les zones susceptibles d'être refroidies en cas d'injection d'eau (renoyage) et les zones qui ne pourront pas être refroidies à cause de l'accumulation de matériaux fondus empêchant l'accès de l'eau. De nombreuses études expérimentales ont été menées pour étudier l'évolution de la distribution des matériaux dégradés dans le cœur au cours d'un accident de [fusion du cœur](#) et la connaissance acquise est importante, mais la modélisation n'est pas encore satisfaisante, sans doute à cause de la complexité des phénomènes mis en jeu. Malgré les progrès réalisés (développement de modèles mécanistes s'appuyant sur des analyses approfondies d'essais sur des grappes de crayons), certains résultats expérimentaux restent difficiles à expliquer ou à interpréter à l'aide des modèles existants, en particulier l'observation de dissolutions de pastilles allant au-delà des valeurs possibles d'après les diagrammes de phases. La modélisation des phénomènes simultanés de dissolution des pastilles de combustible et d'oxydation des gaines reste aussi un problème difficile. Un projet de l'ISTC (International Science and Technology Centre, organisme dépendant de la Commission européenne) baptisé THOMAS a pour but de progresser dans ce domaine. Ce projet est mené par IBRAE (Institut de l'Académie des sciences de Moscou) ; il vise le développement d'un modèle capable de calculer l'oxydation d'un bain de corium de grande taille (avec convection naturelle traitée en 2D ou 3D) ainsi que la formation et la dissolution des croûtes solides à la périphérie du bain.

5.1.1.2.5. L'écoulement du corium

L'écoulement des matériaux fondus au travers du cœur dégradé et leur solidification dans des parties plus froides peuvent fortement réduire localement les sections de passage du fluide réfrigérant (la figure 5.1 illustre bien ce phénomène), ce qui a un effet direct sur l'écoulement du réfrigérant et le refroidissement du cœur dégradé. Cet écoulement dépend, entre autres, de la viscosité du mélange fondu, qui est fonction du degré d'oxydation de ce mélange. En effet, dans l'intervalle de températures 2 100 K-2 900 K, la viscosité d'un mélange U-Zr-O est une fonction croissante de la teneur en oxygène. Il est donc particulièrement important de pouvoir calculer l'oxydation des mélanges de matériaux pour déterminer l'écoulement du corium. La connaissance de ce phénomène est incomplète à ce jour, en particulier parce que, dans la plupart des expériences réalisées (Phébus, CORA, PBF, décrites au § 5.1.1.3.1), le corium s'écoule globalement dans une seule direction (écoulement monodimensionnel). Or, il est vraisemblable que l'écoulement radial du corium serait également important voire dominant¹ dans le cas

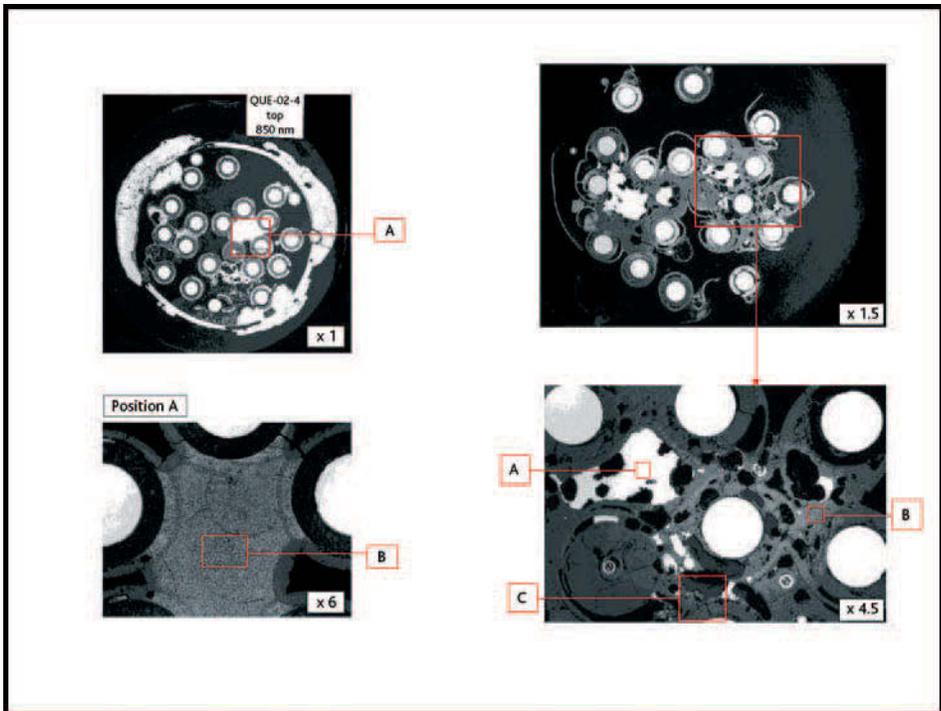


Figure 5.1. Photographies de deux coupes de l'assemblage combustible soumis à l'essai QUENCH-02. Elles montrent la répartition des matériaux fondus solidifiés (coulées) entre les crayons et l'impact de ces coulées sur leur dégradation. Les coulées solidifiées sont visibles entre les crayons. Elles conduisent soit à un blocage total des espaces entre les crayons (position A, en bas à gauche), soit à un blocage partiel avec des porosités (photographie en bas à droite).

1. L'exemple de l'accident de fusion du cœur de Three Mile Island en est une illustration, même si le scénario de l'accident est spécifique (§ 7.1).

d'un accident affectant le cœur d'un réacteur. Il existe différentes modélisations de l'écoulement du corium qui donnent des résultats partiellement satisfaisants, à savoir qu'elles prédisent en général la position où se relocalisent les matériaux fondus, mais elles ne sont pas capables de bien prédire la porosité qui en résulte (expérimentalement, on observe que les matériaux fondus n'occupent pas toujours la totalité de l'espace disponible). Cependant, pour l'instant, il n'est pas possible de les améliorer sur la base des données expérimentales existantes. En effet, dans les expériences avec écoulement de corium réalisées, l'écoulement du corium est fortement couplé aux températures atteintes localement dans les assemblages de combustible testés et au degré d'oxydation atteint dans le corium. Or ces données ne peuvent pas être déterminées à partir des résultats expérimentaux ou calculées à partir de modèles avec suffisamment de précision du fait de la complexité des phénomènes mis en jeu. De plus, dans la plupart de ces expériences, la progression du corium est monodimensionnelle. Les modèles d'écoulement manquent de validation sur des données d'essais en 2D ou en 3D à une échelle suffisamment grande. Par ailleurs, il reste des incertitudes sur les propriétés physiques du corium, en particulier sur les températures solidus et liquidus ainsi que sur la viscosité apparente (viscosité du mélange liquide-solide) dans le domaine où les phases solides et liquides sont présentes simultanément. Ces propriétés influencent directement l'écoulement du corium.

5.1.1.2.6. Oxydation des mélanges fondus

Lorsque le corium coule dans le cœur, il contient du zircaloy qui n'est pas encore totalement oxydé. Au contact de la vapeur d'eau, l'oxydation du zircaloy continue. Il n'existe pas de mesure de la vitesse d'oxydation d'un mélange liquide U-Zr-O. Cependant, lors d'essais intégraux tels que les essais QUENCH (renoyage d'un assemblage de crayons déjà oxydés), une très forte production d'hydrogène a été observée pendant un temps très court, au moment d'un renoyage ou d'une augmentation locale du débit de vapeur. Cette observation est particulièrement importante pour l'appréciation du risque d'explosion hydrogène puisqu'un renoyage pourrait conduire à un débit de relâchement instantané d'hydrogène dans l'enceinte de confinement dépassant transitoirement les capacités des recombineurs d'hydrogène présents dans cette enceinte.

En 2013, les principaux essais utilisables pour comprendre cet effet sont ces essais QUENCH, mais ils ont deux inconvénients. D'une part l'utilisation de pastilles de ZrO_2 à la place de pastilles UO_2 aboutit, lors de la fusion, à la formation d'un corium qui est un mélange Zr-O et non pas un mélange U-Zr-O comme ce serait le cas lors d'un accident de [fusion du cœur](#) d'un réacteur. D'autre part, dans ces essais intégraux, il est difficile de distinguer l'oxydation proprement dite des autres phénomènes (coulée, refroidissement, etc.) ; il n'est donc pas possible de déterminer si les matériaux sont oxydés pendant leur coulée ou après. Pour expliquer une oxydation prolongée et intense du zircaloy, l'hypothèse la plus intéressante est celle d'une coulée relativement lente (progressant à une vitesse de quelques mm/s) du mélange liquide U-Zr-O très chaud le long des crayons de combustible. La cinétique d'oxydation d'un tel mélange dépend des possibilités d'accès de la vapeur d'eau au zircaloy, et donc de la porosité du milieu.

Plus le mélange est liquide, plus la cinétique d'oxydation est faible. De ce point de vue, le phénomène d'oxydation du zircaloy est globalement compris et des modèles existent dans la plupart des logiciels permettant de calculer la progression de la [fusion du cœur](#) dans la cuve. Toutefois, la validation de ces modèles reste souvent sommaire. Il manque en particulier des résultats d'essais de nature plus analytique, qui permettraient d'établir les vitesses d'oxydation de mélanges fondus de type U-Zr-O. En revanche, l'hypothèse d'une desquamation de la couche de zircone en cas de renoyage (décrochement de couches de zircone sur les crayons mettant le zircaloy métal au contact de l'eau ou de la vapeur) n'est pas valable pour expliquer l'emballement de l'oxydation au cours du renoyage. À ce jour, aucun résultat expérimental ne permet d'étayer l'existence d'une telle desquamation pour le zircaloy 4, ni pour l'alliage M5 (pour ce dernier, le nombre de données expérimentales est très réduit), utilisés comme matériaux de gainage dans les REP. Elle n'a été observée que pour des alliages non utilisés dans les REP français comme, par exemple, le E110 (Zr-Nb) utilisé dans les REP russes (VVER).

5.1.1.2.7. Formation d'un bain de corium et écoulement du corium au fond de la cuve

Lorsque la température est suffisamment élevée pour que l' UO_2 fonde, il se forme un « bain de corium » dans le cœur du réacteur. À cause de la formation d'eutectiques, la température de fusion est inférieure de quelques centaines de degrés à la température de fusion de l' UO_2 (3 100 K).

Au fur et à mesure de l'augmentation de la masse fondue, le bain se développe axialement et radialement dans le cœur, jusqu'au moment où il atteint soit l'enveloppe, soit la plaque de support du cœur (structure interne, voir le § 2.3.2). À ce moment, il y a un écoulement du corium au fond de la cuve. Il faut noter que, compte tenu de son faible rapport surface/volume, le bain de corium ainsi formé est très difficilement « refroidissable » ; par conséquent, il risque de croître en incorporant les crayons situés à sa périphérie, même en cas de renoyage. C'est ce qui s'est passé lors de l'accident de [Three Mile Island](#) (§ 7.1).

Pouvoir prédire la masse, la composition et la température des matériaux arrivant au fond de la cuve au cours de l'accident, ainsi que les moments où ces matériaux arrivent au fond de la cuve, est déterminant pour étudier le déroulement ultérieur de l'accident. Dans la plupart des logiciels de calcul, il existe des modélisations de ces phénomènes. Leur validation et leur degré de détail sont satisfaisants en regard des données expérimentales disponibles. Mais ces données sont partielles, car elles existent soit pour des assemblages combustibles quasi monodimensionnels de petites dimensions (une vingtaine de crayons dans les assemblages [Phébus](#)), soit pour des lits de débris préformés, également de petites dimensions (RASPLAV, ACRR, Phébus-FPT4, ces programmes sont décrits aux § 5.1.1.3.1 et § 5.1.2.3.1). En 2013, il n'existe pas de données expérimentales permettant de caractériser précisément la formation et l'écoulement d'un bain de corium dans le cœur. Il serait donc souhaitable de disposer de données plus représentatives, qui permettraient de caractériser l'évolution d'un bain de corium à travers des assemblages de crayons en 2D.

La dégradation peut conduire *in fine* à des configurations très différentes dans le cœur : crayons intacts ou peu dégradés jusqu'à la formation d'un bain de corium ou d'un lit de débris. Ces différents états dégradés du cœur sont abordés plus en détail dans le paragraphe 5.4.1.

5.1.1.3. Programmes expérimentaux, modélisations et logiciels de calcul

5.1.1.3.1. Programmes expérimentaux

Ce paragraphe présente une description sommaire des principaux programmes expérimentaux, des plus anciens à ceux en cours ou prévus en 2013, concernant l'étude de la dégradation des matériaux du cœur. Les programmes réalisés ont fourni des données pour valider des logiciels de calcul. Un rapport de synthèse de l'OCDE présente tous les essais dont les résultats ont été utilisés pour la validation des logiciels de simulation des accidents de fusion du cœur [13].

Essais à effets séparés concernant la cinétique d'oxydation des matériaux des crayons combustibles et les interactions chimiques associées : de très nombreux essais, réalisés par différentes équipes (FzK, Forschungszentrum Karlsruhe, Allemagne, et AECL, Atomic Energy of Canada Limited, Canada, en particulier), ont permis de déterminer les cinétiques d'oxydation du zircaloy, de dissolution de l' UO_2 par le zircaloy fondu, d'oxydation du B_4C (FzK et IRSN), de dissolution du zircaloy par l'acier fondu, etc.

Essais à effets séparés concernant les mécanismes de défaillance mécanique des gaines : ces essais (les essais EDGAR, par exemple, menés au CEA) ont permis de déterminer la loi de fluage des gaines en fonction de leur température et de leur état d'oxydation.

LOFT-FP [13] : ce programme d'essais, achevé en 1985, a été conduit par INL (Idaho National Laboratory, États-Unis) sur un assemblage de 121 crayons d' UO_2 avec un chauffage neutronique (en pile). Il a consisté en des essais de dégradation d'assemblages combustibles et de relâchement de produits de fission (PF) jusqu'à une température de 2 400 K (localement). Le refroidissement était effectué par de la vapeur d'eau puis par renoyage avec de l'eau.

PBF-SFD [20] : ce programme d'essais, achevé en 1985, a été conduit par INL, sur un assemblage de 32 crayons d' UO_2 avec un chauffage neutronique (en pile). Il s'agissait, là encore, d'essais de dégradation d'assemblages combustibles et de relâchement de PF, mais jusqu'à des températures de 2 600 K à 3 100 K (localement). Le refroidissement était effectué par de la vapeur d'eau puis par renoyage avec de l'eau (pour certains essais).

NRU-FLHT [14] : ce programme d'essais, achevé en 1987, a été conduit par AECL, sur un assemblage de 16 crayons d' UO_2 non irradié avec un chauffage neutronique (en pile). Ces essais de dégradation ont eu la particularité d'utiliser des crayons d'une hauteur de 3,7 m (échelle 1).

ACRR-MP [8] : ce programme d'essais, achevé en 1992, a été conduit par SNL (Sandia National Laboratory, États-Unis). Il a consisté en des essais, en pile, de fusion de lits de débris ($\text{UO}_2 + \text{ZrO}_2$) de petites tailles dans une atmosphère neutre, jusqu'à des températures de 3 000 à 3 200 K. La formation puis l'écoulement d'un bain de corium ont été observés.

CORA [17, 18] : ce programme d'essais, achevé en 1993, a été conduit par FzK sur un assemblage de 25 crayons d' UO_2 non irradié avec chauffage électrique (hors pile). Il s'est agi d'essais où la température des crayons a atteint 2 200 K (localement). Chaque essai comportait une phase de pré-oxydation par de la vapeur, suivie d'un renoyage avec de l'eau ou avec de la vapeur à débit élevé.

QUENCH [21] : ce programme d'essais, toujours en cours en 2013, est conduit par FzK sur un assemblage de 25 crayons de ZrO_2 avec un chauffage électrique (hors pile). Il consiste en des essais de dégradation jusqu'à des températures supérieures à 2 000 K (localement). Le refroidissement est assuré d'abord par de la vapeur d'eau puis par renoyage avec de l'eau. Des essais récents ont permis d'étudier le comportement de matériaux de gainages différents du zircaloy-4, tels que le E110 ou le M5 (alliages Zr-Nb).

Phébus-PF [5] : ce programme d'essais, achevé en 2004, a été conduit par l'IRSN sur un assemblage de 21 crayons d' UO_2 irradiés avec un chauffage neutronique (en pile). Il s'est agi d'essais de dégradation et de relâchement de produits de fission jusqu'à des températures de 2 600 K à 3 100 K (localement). Le refroidissement était effectué par de la vapeur d'eau.

ISTC 1648 (QUENCH) : ce programme d'essais, financé dans le cadre de l'ISTC (International Science and Technology Centre), est conduit par le NIAR (Scientific Research Institute of Atomic Reactors, Russie). Il a pour objectif l'étude du renoyage d'un cœur ayant atteint des températures supérieures à 2 000 K (localement) et comprend trois tâches : la réalisation d'essais de dégradation et de renoyage d'un tronçon de combustible irradié dans un réacteur de type VVER (température initiale entre 1 700 et 2 000 K), la réalisation d'essais de renoyage d'un assemblage neuf de 31 crayons de combustible de VVER (ces essais sont du même type que les essais QUENCH), et le développement d'un modèle de renoyage du logiciel SVECHA par IBRAE (Institut de sûreté nucléaire de l'Académie des sciences de Russie). Ce programme n'a pas fait l'objet de publication ouverte mais des rapports sont disponibles en s'adressant à l'ISTC.

PARAMETER : ce programme d'essais, financé dans le cadre de l'ISTC, lancé par LUCH (Scientific Manufacturer Centre, Russie), concerne la dégradation d'assemblages de 19 crayons non irradiés de combustible prototype pour les réacteurs de type VVER (il s'agit d'essais similaires à ceux du projet QUENCH, mais avec des pastilles d' UO_2). Le dispositif expérimental permet d'effectuer un renoyage par le haut ou par le bas du dispositif, la température au moment du renoyage pouvant atteindre 2 300 K. Fin 2009, trois essais avaient été réalisés. À la suite d'une dégradation importante du dispositif lors du premier essai, les essais suivants ont été réalisés en veillant à ne pas dépasser 1 870 K au point le plus chaud pendant la phase préalable d'oxydation afin de préserver l'intégrité du boîtier entourant l'assemblage combustible. Un quatrième essai a été réalisé en 2010,

avec une phase préalable d'oxydation par de l'air en vue de simuler une entrée d'air dans la cuve. Ce programme n'a pas non plus fait l'objet de publication ouverte des données expérimentales mais il existe des publications portant sur la validation de logiciels de calculs à partir de certains résultats issus de ces essais.

Il existe peu de programmes expérimentaux en pile consacrés à l'étude des phénomènes intervenant lorsque la **fusion du cœur** va jusqu'à la formation d'un lit de débris ou d'un bain de corium dans le cœur et jusqu'à l'écoulement de corium dans le fond de la cuve, hormis **Phébus-PF** et ACRR. Les essais LOFT et PBF ont permis d'atteindre un degré de dégradation avancé du combustible, mais n'ont pas fait l'objet d'analyses détaillées quant à la fusion des crayons et à l'écoulement du corium.

Pour ce qui concerne l'état d'un cœur de réacteur après une fusion importante, l'accident de **Three Mile Island** reste la source unique de connaissances (§ 7.1). Des analyses détaillées de cet accident et de l'état du cœur du réacteur après l'accident ont été réalisées ; leurs résultats ont été publiés et sont disponibles [4, 15, 26, 27]. La figure 7.7 illustre l'état du cœur après l'accident. Parmi les points remarquables, il faut noter l'existence d'un grand bain de corium dans le cœur, l'effondrement d'une grande partie des crayons (sous forme de lit de débris) au-dessus du bain de corium et l'écoulement d'une partie du corium au fond de la cuve. Le scénario de l'accident présente deux particularités : fusion à pression élevée et coulée de corium au fond de la cuve après le renoyage, au moins partiel, du cœur.

5.1.1.3.2. Modélisations et logiciels de calcul relatifs à la fusion du cœur

Ce paragraphe présente une description rapide des principaux modèles et logiciels de calcul spécifiques utilisés pour simuler les phénomènes de dégradation des matériaux du cœur d'un réacteur intervenant lors d'un accident de **fusion de cœur** (ne sont pas décrits ici les logiciels de calcul intégraux qui traitent l'ensemble des phénomènes intervenant dans un réacteur lors d'un accident de fusion du cœur, ces logiciels sont présentés au chapitre 8).

SCDAP/RELAP (US NRC, United States Nuclear Regulatory Commission, États-Unis) est un logiciel de calcul mécaniste² développé par INL. Il résulte du couplage entre le logiciel de thermohydraulique RELAP 5 et le logiciel SCDAP qui modélise la dégradation d'un cœur. Il comporte une modélisation du cœur en canaux unidimensionnels parallèles, et plusieurs modèles sont utilisés pour simuler l'évolution des crayons combustibles au cours de leur dégradation ; ils traitent des transferts thermiques, de la puissance résiduelle, de l'oxydation des gaines, de la dissolution du combustible, de la défaillance des gaines, du relâchement des produits de fission (PF). Ce logiciel de calcul n'est plus développé [3, 6].

ATHLET-CD (GRS, Gesellschaft für Anlagen - und Reaktorsicherheit, Allemagne) est un logiciel de calcul mécaniste résultant du couplage entre le logiciel de

2. Un logiciel « mécaniste » est constitué de modèles s'appuyant, chaque fois que c'est possible, sur une description physique ou chimique des phénomènes et non sur une approche empirique (reposant sur des corrélations obtenues à partir de résultats expérimentaux). Dans la réalité, un logiciel mécaniste comporte toujours quelques modélisations empiriques.

thermohydraulique ATHLET et un module de calcul de la dégradation d'un cœur. Très semblable à SCDAP/RELAP, il comporte une modélisation du cœur en canaux mono-dimensionnels parallèles et plusieurs modèles sont utilisés pour simuler l'évolution des crayons combustibles au cours de leur dégradation ; ils traitent des transferts thermiques, de la puissance résiduelle, de l'oxydation des gaines, de la dissolution du combustible, de la défaillance des gaines, du relâchement de produits de fission. Le développement de ce logiciel est poursuivi par la GRS, avec notamment l'ajout d'un module relatif au développement du bain de corium dans le cœur [23, 25].

ICARE/CATHARE (IRSN) est un logiciel de calcul mécaniste de simulation des accidents de **fusion du cœur** d'un REP. Résultant d'un couplage entre le logiciel de thermohydraulique CATHARE et le logiciel ICARE simulant la dégradation d'un cœur, il est semblable à SCDAP/RELAP mais il a bénéficié de développements importants pour simuler les phénomènes intervenant lorsque la fusion du cœur entraîne une dégradation importante de ce dernier (formation d'un lit de débris ou d'un bain de corium, écoulements de corium). De plus, il permet une modélisation axisymétrique en deux dimensions du cœur et de la cuve. Plusieurs modèles permettent de simuler l'évolution au cours du temps des crayons combustibles du cœur ainsi que celle du corium dans le cœur et au fond de la cuve ; ils traitent des transferts thermiques, de la puissance résiduelle, de l'oxydation des gaines, de la dissolution du combustible, de la défaillance des gaines, du relâchement des produits de fission, de la coulée du corium modélisée en deux dimensions, de l'oxydation des coulées, de l'effondrement des crayons, du développement du bain de corium. Le développement de ce logiciel de calcul est poursuivi par l'IRSN, avec notamment la mise au point d'un modèle de renoyage du cœur dégradé et d'une modélisation complète du comportement du corium au fond de la cuve [7, 9].

RATEG/SVECHA (IBRAE, Russie) est un logiciel de calcul mécaniste résultant d'un couplage entre le logiciel de thermohydraulique RATEG et le module de calcul SVECHA simulant la dégradation d'un cœur. Ce logiciel de calcul comporte une modélisation très détaillée de certains phénomènes, en particulier de l'oxydation des gaines, de la dissolution du combustible, de la défaillance des gaines et du relâchement des produits de fission. Le logiciel est conçu pour décrire très finement la dégradation d'un assemblage combustible (ou d'un crayon combustible représentatif). Sa limitation majeure est l'absence de traitement de la propagation radiale de la dégradation ; il ne traite notamment pas du développement du bain de corium dans le cœur. Le développement de ce logiciel de calcul est poursuivi par l'IBRAE, avec notamment la mise au point d'un module relatif à l'oxydation des coulées de corium [24].

5.1.1.4. Bilan et perspectives

La physique relative à l'évolution d'un accident de **fusion du cœur** d'un réacteur REP est maintenant globalement assez bien comprise et modélisée. Cela concerne en particulier l'oxydation et la défaillance des gaines des crayons combustibles. Cependant, les phénomènes complexes qui interviennent lors des phases plus tardives de l'accident ne peuvent être modélisés qu'avec de fortes incertitudes. C'est en particulier

le cas de l'effondrement des crayons combustibles et de l'oxydation du corium. Des données expérimentales supplémentaires seraient nécessaires pour affiner la modélisation, mais il n'existe pas en 2013 de programme en cours ou prévu sur ces sujets. Compte tenu du coût élevé des essais envisageables, qui devraient être réalisés avec des matériaux réels irradiés, il semble peu probable que de nouveaux programmes expérimentaux (nationaux ou internationaux) soient engagés dans un avenir proche. Afin de réduire les incertitudes restantes, la seule possibilité est de réaliser des compléments d'analyse des essais passés (souvent insuffisamment exploités) et de développer des modélisations plus avancées.

5.1.2. Comportement du corium au fond de la cuve

5.1.2.1. Introduction

Dans la plupart des cas envisagés, le fond de la cuve est rempli d'eau liquide lorsque le corium venant de la zone la plus chaude du cœur s'y écoule. Les résultats des essais de fusion d'assemblages combustibles des programmes [Phébus](#) et CORA montrent que l'oxydation du zircaloy dans les assemblages à la fin des essais n'est que partielle. Dans les zones les plus chaudes des assemblages, 20 % à 100 % du zircaloy est oxydé ; une oxydation totale n'est observée que localement dans les zones où les températures et les concentrations en vapeur d'eau ont été suffisamment élevées pour permettre une oxydation intense sur une longue durée. Le corium qui s'écoule au fond de la cuve contient dès lors un pourcentage de zircaloy non oxydé, que l'on estime compris entre 25 % et 80 % du zircaloy. Ce corium est dit sous-stœchiométrique tant qu'il n'a pas la composition $(U-Zr)O_2$, qui correspond à la composition après oxydation complète.

L'interaction d'un corium à plus de 2 500 K avec de l'eau conduit, d'une part à la fragmentation du corium en particules plus ou moins fines, d'autre part à une intense production de vapeur d'eau qui peut conduire à une augmentation importante de la pression dans le circuit primaire. Lorsque le corium partiellement fragmenté s'accumule au fond de la cuve, il forme ce que l'on appelle un lit de débris. Ce dernier peut être très compact si le refroidissement est faible (une partie du corium n'est pas solidifiée) ou bien composé de débris solides poreux. La possibilité de refroidir efficacement un lit de débris est très incertaine. Dans tous les cas, le corium évapore progressivement l'eau présente au fond de la cuve. S'il n'y a pas d'apport d'eau supplémentaire ou si la configuration des débris est telle qu'ils ne peuvent pas être refroidis efficacement, la température des matériaux va monter progressivement jusqu'à atteindre la fusion des structures en acier (plaques, tubes, etc.) présentes dans le bas de la cuve du réacteur. Une quantité importante d'acier fondu s'incorpore alors progressivement au corium. Au fur et à mesure que la température s'élève, le zircaloy puis les débris d'oxydes fondent et s'accumulent pour former un bain ou s'incorporent à un bain préexistant. La formation de ce bain de corium au fond de la cuve est une étape critique d'un d'accident de [fusion du cœur](#) d'un REP : dans cette situation, le flux de chaleur à l'interface entre le bain et la cuve est très important et peut conduire à une défaillance de la cuve. La défaillance de la cuve est traitée en détail au paragraphe [5.1.3](#).

5.1.2.2. Phénomènes physiques mis en jeu

Lorsque le corium chaud s'écoule dans le fond de la cuve rempli d'eau, de la vapeur d'eau est produite, ce qui conduit à un pic de pression, voire à une explosion de vapeur dans la cuve (§ 5.2.3), qui engendre des contraintes mécaniques susceptibles d'endommager le circuit primaire. De plus, la cuve se trouve soumise à un flux de chaleur qui peut être localement très élevé, entraîner une érosion par fusion des parois métalliques de la cuve et peut conduire à sa défaillance. Concernant ce dernier point, des études visent à déterminer les possibilités de rétention du corium dans la cuve ou les conditions de défaillance de celle-ci (instant, localisation, caractéristiques du corium s'écoulant hors de la cuve dans l'enceinte de confinement). Dans ce but, il est important de pouvoir prédire l'évolution du corium depuis son écoulement du cœur au fond de la cuve jusqu'à son refroidissement dans la cuve ou son écoulement hors de cette dernière. Les principaux phénomènes gouvernant cette évolution sont brièvement décrits ci-dessous.

5.1.2.2.1. Fragmentation du corium, formation de débris

Lorsque la (ou les) coulée(s) de corium entre(nt) en contact avec l'eau présente dans le fond de la cuve, le corium se fragmente (figure 5.2). La fragmentation du corium est abordée en détail dans le paragraphe 5.2.3 relatif aux explosions de vapeur. La modélisation de la fragmentation est très complexe et comporte des incertitudes assez importantes [34, 40].

5.1.2.2.2. Impact direct d'une coulée de corium sur la cuve

Lorsqu'il y a peu d'eau au fond de la cuve ou lorsque la masse de corium qui s'est déjà écoulée au fond de la cuve est importante, la coulée de corium n'interagit que

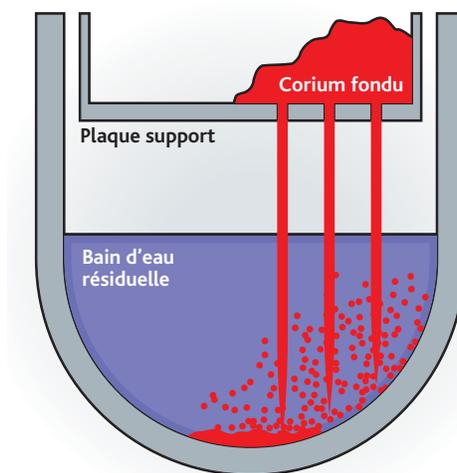


Figure 5.2. Vue schématique de l'écoulement du corium fondu dans le fond de la cuve et de sa fragmentation au contact de l'eau.

partiellement avec l'eau et une partie de cette coulée à très haute température entre en contact direct avec la cuve. Cette situation peut conduire à une défaillance très rapide de celle-ci pendant la durée de son contact avec la coulée de corium. Bien qu'ayant été assez peu étudié expérimentalement (quelques essais CORVIS de coulée de matériaux simulant un corium, notamment par un mélange fondu de thermitite [mélange fer-alumine], sur une maquette du fond de la cuve d'un réacteur de type BWR), ce phénomène est relativement bien connu. Dans une telle situation, il se formerait très probablement une croûte isolante, et donc protectrice, entre le corium et la cuve, compte tenu du très grand écart entre la température de la cuve et la température de solidification du corium. Lors de l'accident de TMI-2 (§ 7.1), il est probable qu'une telle croûte se soit formée, ce qui expliquerait que, malgré une coulée importante de corium vers le fond de la cuve, celle-ci n'ait pas été endommagée³. Un des paramètres clés est le degré de surchauffe du corium au-dessus de sa température de fusion, surchauffe dont dépendent directement l'épaisseur et donc l'efficacité de la croûte protectrice.

5.1.2.2.3. Explosion de vapeur

L'interaction entre une coulée de corium et l'eau peut conduire à une explosion de vapeur (§ 5.2.3). Si la physique du phénomène est globalement comprise, il n'est pas encore possible de prédire avec certitude dans quelles conditions ce phénomène explosif peut survenir. Malgré la probabilité assez faible d'explosion qui a été constatée lors des essais réalisés pour étudier l'interaction d'un corium très chaud avec de l'eau, une telle explosion ne peut pas être totalement exclue et le phénomène est donc étudié en raison de ses conséquences possibles pour le confinement. Il est à noter que, lors de l'accident de TMI-2, la coulée de corium n'a pas conduit à une explosion de vapeur malgré la présence d'eau au fond de la cuve. Cela pourrait indiquer qu'il n'y a pas eu de fragmentation fine du corium au contact de l'eau. Cela peut aussi être dû à la pression élevée dans la cuve (environ 100 bars).

5.1.2.2.4. Assèchement du lit de débris, renoyage éventuel

La fragmentation d'une coulée de corium produit des gouttes de corium qui se refroidissent et se solidifient au contact de l'eau, formant des particules qui se déposent au fond de la cuve et créent un « lit de débris ». Ce lit de débris peut être très compact si le refroidissement des gouttes de corium résultant de la fragmentation est insuffisant pour les solidifier totalement. Dans ce cas, le lit de débris formé peut ne plus être refroidi efficacement, l'eau n'ayant pas accès à certaines zones du lit de débris du fait de sa faible perméabilité. Le lit de débris continue alors à s'échauffer, asséchant progressivement le fond de la cuve puis fond pour former un bain de corium beaucoup plus difficile à refroidir. Le risque à terme est que le bain de corium se développe et vienne au contact de la cuve et entraîne la rupture de cette dernière. La possibilité d'éviter l'assèchement du fond de la cuve et de refroidir un tel lit de débris par

3. Dans le cas de TMI-2, la présence d'eau au fond de la cuve a sans doute également contribué au refroidissement efficace de la cuve pendant la coulée du corium.

l'eau présente au fond de la cuve ou par une injection supplémentaire d'eau venant du circuit primaire est donc étudiée (§ 5.4.1).

Une des grandeurs couramment utilisées pour estimer les possibilités de refroidissement d'un lit de débris est le « flux critique d'assèchement » (CHF) qui correspond à la puissance volumique résiduelle maximale du lit de débris multipliée par la hauteur du lit pour laquelle il ne se forme pas de vapeur d'eau au sein du lit. En dessous du flux critique d'assèchement, l'eau est présente partout dans le lit de débris et la température du lit de débris peut être maîtrisée. Le flux critique d'assèchement est fonction de paramètres caractéristiques du lit de débris (taille des débris, géométrie et porosité du lit, etc.). On peut donner comme ordres de grandeur un CHF de $0,2 \text{ MW/m}^2$ pour des particules de 1 mm de diamètre et de $1,2 \text{ MW/m}^2$ pour des particules de 7 mm de diamètre.

Lors d'un accident de [fusion du cœur](#), il est possible que de l'eau soit envoyée dans la cuve alors que le lit de débris est totalement ou partiellement asséché. Dans une telle situation, le renoyage du lit de débris peut produire une très grande quantité de vapeur en très peu de temps, ce qui peut avoir pour conséquences une augmentation rapide de la pression dans le circuit primaire et une reprise importante de l'oxydation du zircaloy non oxydé dans les parties supérieures et chaudes du cœur. La phénoménologie du renoyage d'un lit de débris a été peu étudiée et fait encore l'objet, en 2013, de programmes de recherche (on peut citer en particulier le programme d'essais PEARL réalisé par l'IRSN).

5.1.2.2.5. Formation d'un bain de corium

Comme cela a été dit précédemment, l'assèchement d'un volume important d'un lit de débris est une étape clé de l'évolution d'un accident de [fusion du cœur](#), puisqu'il détermine le début de la formation d'un bain de corium, ou la propagation du bain existant dans le cas où la totalité du corium n'est pas fragmentée en particules solides. Grâce aux résultats des essais ACRR-MP, [Phébus FPT4](#) et RASPLAV AW-200 [39, 32, 27], l'assèchement est maintenant assez bien modélisé lorsqu'il se produit dans des conditions n'entraînant pas une oxydation significative du corium et que les principaux composants du corium sont UO_2 , Zr et ZrO_2 . Mais le bain peut aussi contenir une quantité importante d'acier fondu. Bien que les interactions entre l'acier liquide et un corium (U-Zr)-O soient étudiées depuis longtemps, l'effet de ces interactions sur l'évolution du corium au fond de la cuve (voir plus bas) en l'absence d'oxydation du corium n'a été mis en évidence qu'au début des années 2000, en particulier dans le cadre du projet OCDE MASCA [28]. Quant à l'évolution d'un lit de débris contenant de l'acier en conditions oxydantes, elle reste à approfondir. En effet, la puissance résiduelle conduit à une circulation de la vapeur d'eau dans les débris qui sont donc susceptibles de s'oxyder (figure 5.3). La fusion des débris et le développement d'un bain de corium en conditions oxydantes n'ont jamais été étudiés expérimentalement, notamment en raison du coût élevé des essais qui nécessiteraient l'utilisation de matériaux réels. Les incertitudes relatives au degré d'oxydation des matériaux dans le bain de corium formé sont traitées dans les logiciels de simulation d'accidents de [fusion du cœur](#) par des études de sensibilité.

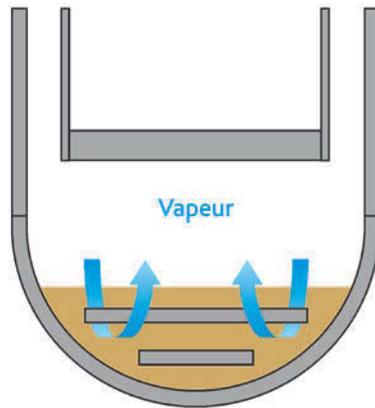


Figure 5.3. Schéma de la configuration du corium après assèchement du fond de la cuve : un lit de débris (plus ou moins poreux selon le degré de fragmentation du corium) autour des structures en acier, avec circulation de vapeur d'eau par convection naturelle.

5.1.2.2.6. Mouvements de convection dans le bain de corium

La puissance dégagée par le bain de corium peut s'évacuer par les bords latéraux du bain (et donc à travers la cuve) et par la surface supérieure du bain (par convection dans l'eau en cas de présence d'eau ou par rayonnement dans le cas contraire). Ces transferts de chaleur entraînent des mouvements de convection naturelle des matériaux fondus dans le bain de corium (figure 5.4). Un des paramètres importants pour rendre compte de ce phénomène est le rapport entre le flux de chaleur vers le haut et le flux de chaleur évacué par les bords latéraux. Les mouvements dans le bain de corium sont principalement turbulents, sauf dans certaines zones très stratifiées en température où il n'y a quasiment pas de convection (le bas de la cuve par exemple). Ce phénomène est relativement bien compris pour des configurations simples du bain de corium et des corrélations d'échanges de chaleur aux frontières du bain de corium ont été établies (voir § 5.4.1.1 et les références [33, 41]).

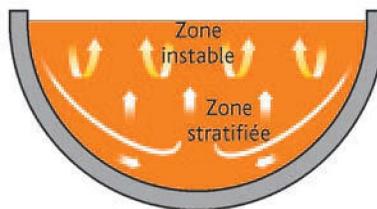


Figure 5.4. Schéma des mouvements de convection dans un bain de corium turbulent refroidi par le haut et par les côtés. Ces mouvements induisent que le corium s'écoule en descendant le long de la cuve et remonte (lentement) au centre. Le haut du bain est le siège d'une agitation importante sous forme de rouleaux thermoconvectifs (instabilités de Rayleigh-Besnard).

5.1.2.2.7. Oxydation du corium (sous la forme de particules ou de bain), production d'hydrogène

Lors de la fragmentation du corium, celui-ci peut s'oxyder. Cette oxydation, si elle a lieu, d'une part induit une production d'hydrogène, d'autre part conditionne l'évolution ultérieure du corium. Les essais ZREX/ZRSS (de Sandia National Laboratory, États-Unis, avec un mélange Zr + ZrO₂ ou Zr-acier inoxydable) et CCM (d'Argonne National Laboratory, États-Unis, avec un mélange de corium UO₂ + ZrO₂ contenant 24 % d'acier) ont fourni des informations partielles concernant l'oxydation du corium. Il semble que, lors de ces essais, en l'absence d'explosion de vapeur, la fragmentation n'ait pas été assez fine pour conduire à une oxydation significative des débris. Néanmoins, des essais avec de l'eau à saturation ont conduit à oxyder jusqu'à 30 % des masses métalliques présentes dans le corium. En cas d'explosion de vapeur, l'oxydation peut être complète. Mais trop peu d'essais ont été effectués pour bien quantifier le phénomène (compte tenu des risques associés).

Quant à l'oxydation d'un bain de corium, c'est, en 2013, un phénomène qui reste peu étudié et est mal modélisé. Les essais du programme MASCA-2 (relatif à l'évolution d'un bain stratifié dans des conditions oxydantes, voir la référence [28]) ont apporté quelques informations à ce sujet mais ils n'ont pas permis de mesurer des cinétiques d'oxydation ; de plus, leur petite échelle rend très délicate l'extrapolation à l'échelle du fond de cuve d'un réacteur de puissance.

5.1.2.2.8. Stratification métal - oxyde dans le bain de corium

Les essais MASCA MA et STFM [28], réalisés à haute température avec un corium contenant de l'uranium, du zirconium et du fer sous forme de métaux et d'oxydes, ont mis en évidence l'existence de deux phases liquides non miscibles en équilibre, l'une métallique, l'autre oxyde. Selon la composition du mélange initial, la phase métallique, composée essentiellement d'acier, peut incorporer de l'uranium et du zirconium, et devenir plus dense que la phase des oxydes. Cela conduit alors à une stratification du bain où la phase métallique se trouve au fond de la cuve (figure 5.5). Les compositions des phases en équilibre peuvent être prédites à partir de bases de données thermochimiques telles que NUCLEA (base de données développée par Thermodata pour l'IRSN et le CEA). Cependant, la stratification du bain est rarement modélisée dans les logiciels de simulation des accidents de fusion du cœur. Bien que la stratification de deux liquides non miscibles soit un phénomène connu, le couplage entre les échanges de masse (thermochimie) et les écoulements des matériaux fondus (convection naturelle et stratification) reste délicat à modéliser. En 2013, certains logiciels intègrent une modélisation simplifiée de l'évolution des couches d'oxydes et de métal en fonction de l'évolution de leurs densités.

L'enjeu est de pouvoir prédire dans quelles conditions la couche de métal liquide est plus légère que la couche d'oxydes, ce qui conduirait à « concentrer » le flux de chaleur sur la cuve au niveau de la couche métallique à cause de la conductivité élevée du métal ; ce phénomène est appelé "*focusing effect*". Dans les premières études sur la rétention du corium dans la cuve utilisant une approche « classique » (par exemple

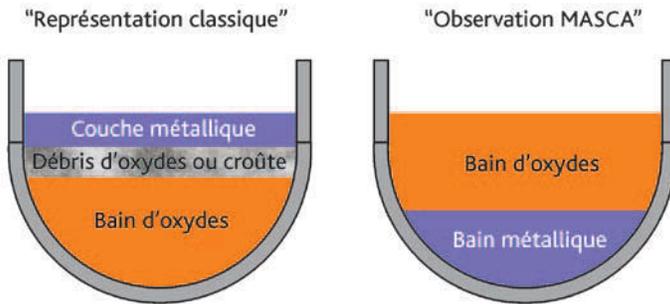


Figure 5.5. Disposition des couches de métal, d'oxydes et de débris éventuels provenant de la fragmentation du corium, telle qu'elle était supposée dans l'approche « classique » (à gauche) et telle qu'elle a été observée lors des essais MASCA (à droite).

pour les réacteurs de type AP600 de Westinghouse), le métal était supposé ne contenir que de l'acier et être ainsi plus léger que l'oxyde. Le flux thermique transféré à la paroi de la cuve est alors plus élevé au niveau de la couche métallique surtout lorsqu'elle est mince : en première approximation, le flux de chaleur transféré à la paroi de la cuve est à ce niveau inversement proportionnel à l'épaisseur de la couche de métal liquide. Une couche de métal liquide mince au-dessus d'un bain de corium a donc pour effet de « concentrer » la chaleur délivrée à la paroi. Ce phénomène, bien compris et modélisé [24], constitue une des principales menaces pour l'intégrité de la cuve. Il est expliqué en détail au paragraphe 5.4.1.1.

5.1.2.2.9. Dissolution de l'acier de la cuve à température plus basse que son point de fusion

En raison de la formation de mélanges eutectiques (Fe-U-Zr), l'acier de la cuve peut être dissous à partir de 1 360 K. Ceci peut conduire à une érosion de l'acier de la cuve s'il est en contact avec un corium contenant de l'oxyde d'uranium, de la zircone et du zirconium. Les essais METCOR (interaction d'un corium contenant de l'uranium, du zirconium et de l'oxygène à haute température avec un échantillon d'acier représentant la cuve) ont permis d'estimer la cinétique d'érosion de l'acier de la cuve, mais la compréhension des détails du mécanisme reste à approfondir. Toutefois la vitesse de fluage de l'acier de la cuve au-delà de 1 300 K est telle que celui-ci n'a plus de résistance mécanique dans cette gamme de températures (§ 5.1.3). Le mécanisme de dissolution peut donc être considéré comme secondaire.

5.1.2.3. Programmes expérimentaux, modélisations et logiciels de calcul

5.1.2.3.1. Programmes expérimentaux

Cette partie fournit une description sommaire des principales expériences concernant l'étude du comportement du corium au fond de la cuve, des plus anciennes à celles encore en cours ou prévues en 2013.

DEBRIS [43] : l'objectif de ce programme d'essais, réalisé par IKE (Institut de recherche de l'université de Stuttgart, Allemagne), est de mesurer le refroidissement et les pertes de pression (engendrées par l'écoulement) pour des écoulements diphasiques dans un lit de débris chauffé. Le dispositif est monodimensionnel et constitué de billes d'acier chauffées par induction. Dans un premier temps, un ensemble de mesures réalisées sur un écoulement isotherme eau-air au travers du lit de billes a permis de déterminer les pertes de pression diphasiques dont la connaissance est essentielle pour pouvoir prédire le flux critique d'assèchement. Depuis 2008, le dispositif a été modifié pour faire des essais de renoyage de lits de débris. Les tests préliminaires ayant été satisfaisants, des essais plus quantitatifs sont réalisés depuis 2011 pour mesurer le refroidissement de lits de débris en cas de renoyage.

SILFIDE [29] : l'objectif de ce programme d'essais réalisé par EDF et achevé en 2000, était de mesurer le flux critique d'assèchement d'un lit de débris chauffé dans son volume. Le dispositif est bidimensionnel, ce qui fait la particularité de ce programme d'essais par rapport au programme d'essais DEBRIS. Le lit de débris est constitué de billes d'acier chauffées par induction. Malgré quelques difficultés rencontrées pour établir une distribution de puissance homogène au sein des billes, des résultats intéressants ont été obtenus. En particulier, des flux thermiques locaux supérieurs au flux thermique critique théorique obtenu par la corrélation de Lipinski ont été observés (pour des particules de 3 mm de diamètre, le flux maximal mesuré dans SILFIDE est de $1,7 \text{ MW/m}^2$ alors que la corrélation de Lipinski prévoit environ 1 MW/m^2) ; des zones localement sèches avant d'être renoyées ont aussi été temporairement observées.

RASPLAV [27] : ce programme expérimental, qui s'est achevé en 2000, a été réalisé sous l'égide de l'OCDE par l'Institut Kurchatov de Moscou (Russie). L'IRSN, le CEA et EDF y ont participé. Son objectif était d'étudier la thermohydraulique en deux dimensions d'un bain de corium composé de matériaux « réels » (corium constitué d' UO_2 , ZrO_2 , Zr). Les essais, qui ont mis en jeu jusqu'à 200 kg de corium, ont produit des flux de chaleur comparables à ceux qui étaient prédits par les corrélations établies à partir d'essais faits avec des matériaux simulant les matériaux réels. Cependant, il a été mis en évidence que les interactions entre matériaux pouvaient conduire à un corium de composition non homogène, en particulier en raison d'une stratification, mais il s'agit d'un phénomène dont l'importance est mineure par rapport à la stratification observée en présence de fer lors des essais MASCA (présentés ci-dessous).

MASCA : ce programme expérimental, qui s'est achevé en 2006, a été réalisé sous l'égide de l'OCDE par l'Institut Kurchatov de Moscou. L'IRSN, le CEA et EDF y ont participé. Il s'est avéré que les dispositifs expérimentaux utilisés pour le programme RASPLAV pouvaient apporter des résultats intéressants sur les interactions de matériaux et sur leurs conséquences pour la distribution des flux de chaleur dans un bain de corium. Les expériences MASCA ont étudié l'effet des interactions entre matériaux sur la stratification éventuelle du bain de corium, et par conséquent sur les écoulements et les échanges de chaleur aux frontières du bain. Les essais principaux ont permis d'étudier l'effet de l'addition d'acier, de produits de fission ou de B_4C à un bain de corium constitué d' UO_2 , de ZrO_2 et de Zr. En parallèle, certaines propriétés thermophysiques d'alliages

métalliques constitués d'uranium, de zirconium et de fer, ou d'oxydes ont été mesurées, telles que la densité, la viscosité et les températures de solidus et de liquidus. Dans une deuxième phase, l'évolution d'un bain de corium stratifié a été étudiée dans des conditions oxydantes.

SIMECO [45] : ce programme expérimental, qui s'est achevé en 2009, a été réalisé par RIT (Royal Institute of Technology, Stockholm, Suède). Son objectif était d'étudier les flux de chaleur dans un bain stratifié dans lequel était générée une puissance thermique. Des essais avec des matériaux simulants (sels ou paraffines) ont permis de réaliser des configurations de bain à trois couches (métal lourd, oxydes, métal léger). La répartition des flux de chaleur dans le bain de corium a ainsi pu être mesurée. En 2013, les résultats restent à interpréter de manière plus approfondie mais il semble d'ores et déjà qu'ils conduiront à modifier la répartition estimée à partir des corrélations classiques.

METCOR : ce programme expérimental ISTC (International Science and Technology Centre), qui s'est achevé en 2009, a été réalisé par l'institut NITI (Alexandrov Scientific Research Technological Institute, Saint-Petersbourg, Russie). Son objectif était d'étudier l'érosion par un corium ($\text{UO}_2 + \text{ZrO}_2 + \text{Zr}$) d'un échantillon d'acier représentant la cuve. L'échantillon était refroidi par l'extérieur et soumis à un flux thermique représentatif de celui qu'il aurait subi en présence d'un bain de corium de grande taille (avec un gradient de température de plus de 1 000 K à travers l'échantillon [30]). Les résultats de ce programme semblent montrer que l'érosion ne contribue pas à fragiliser la cuve ; en effet, dans les conditions d'un accident de **fusion du cœur**, la résistance mécanique de la cuve dépend principalement du profil des températures dans la paroi.

LIVE : ce programme expérimental, qui a démarré en 2004 et se poursuit en 2013, est réalisé par le FzK (Forschungszentrum de Karlsruhe, Allemagne) avec un soutien de la Commission européenne. Son objectif est d'étudier le comportement d'un corium, réalisé avec des matériaux simulants, dans un fond de cuve hémisphérique (environ 1 m de diamètre). Le matériau simulant choisi est un mélange de NaNO_3 et KNO_3 . Un premier essai a permis d'étudier la thermohydraulique du bain à l'état stationnaire (distribution des flux de chaleur sur la paroi). Un deuxième essai a permis d'étudier la coulée du corium et son étalement au fond de la cuve, avec la formation d'une croûte par solidification. D'autres essais sont prévus de 2011 à 2013 dans le cadre du réseau européen d'excellence SARNET-2 avec un soutien de la Commission européenne. Ces nouveaux essais devraient apporter des connaissances sur la température à l'interface solide-liquide et sur la stabilité de la croûte.

INVECOR : ce programme expérimental soutenu par la Commission européenne dans le cadre de l'ISTC, qui s'est déroulé de 2006 à 2010, a été réalisé par IAE-NNC-RK (Kazakhstan). Son objectif était d'étudier les interactions entre un corium liquide ($\text{UO}_2 + \text{ZrO}_2 + \text{Zr}$) et un fond de cuve hémisphérique en acier d'environ 80 cm de diamètre en maintenant une puissance volumique par des électrodes plongées dans le bain de corium. Quatre essais ont été réalisés. Chaque essai a mis en jeu 60 kg de corium versé dans la maquette de la cuve, puis chauffé et refroidi par de l'eau. Les résultats sont assez difficiles à interpréter compte tenu de la présence des électrodes qui ont une grande influence sur la convection dans le bain et son refroidissement. Les

résultats sont avant tout qualitatifs. Ils mettent en évidence une fragmentation de la couche supérieure du bain de corium, ce qui a pour effet de favoriser son refroidissement. Il semble donc que le renoyage du fond de cuve, même après coulée du corium, soit bénéfique pour la rétention du corium dans la cuve (en complément d'un refroidissement externe de la cuve).

5.1.2.3.2. Modélisations et logiciels de calcul

Cette partie présente une description rapide des principaux modèles et logiciels de calcul spécifiques utilisés pour simuler le comportement d'un bain de corium et ses interactions avec le fond de la cuve (ne sont pas décrits ici les logiciels de calcul intégraux de l'accident de [fusion du cœur](#) présentés au chapitre 8).

Logiciels de calcul CFD : ces logiciels de calcul résolvent les équations de Navier-Stokes pour un fluide compressible ou incompressible, dans une géométrie quelconque (2D ou 3D). On peut citer les logiciels FLUENT et CFX, qui sont tous les deux développés par ANSYS et utilisés pour de nombreuses applications industrielles mettant en jeu des écoulements 3D. Ces logiciels de calcul utilisent en général des méthodes de résolution numérique efficaces et rapides et leur utilisation est facilitée par une ergonomie très développée. Disposant de nombreux modèles en option (turbulence, transferts de matière, chimie), ils sont de plus en plus utilisés pour étudier les bains de matériaux en fusion. Cependant, ils sont destinés à des applications assez génériques et peuvent s'avérer limités voire inefficaces dès lors qu'on cherche à modéliser un phénomène particulier (formation de particules solides ou stratification, par exemple).

MC3D (CEA/IRSN) : ce logiciel de calcul mécaniste simule de manière détaillée les interactions entre un corium et de l'eau (fragmentation, explosion de vapeur). Il est présenté au paragraphe 5.2.1 [31].

CONV 2D/3D (IBRAE) : ce logiciel de calcul résout les équations de Navier-Stokes pour un fluide incompressible dans une géométrie quelconque (2D ou 3D). Il permet de calculer l'évolution d'un bain de corium ou son étalement hors de la cuve. Il peut être assimilé à un logiciel de calcul de type CFD. Il ne dispose ni d'un modèle de turbulence (indispensable pour les bains de grande taille) ni d'un modèle traitant les interactions chimiques au sein du corium (pas de transferts de matière, ni de cinétique chimique) [35]. Il a été utilisé lors de la préparation des essais RASPLAV et INVECOR.

TOLBIAC (CEA) : ce logiciel de calcul est dédié à la simulation d'un bain de corium au fond de la cuve. Il rend compte de l'existence de deux liquides non miscibles qui peuvent se stratifier dans un sens ou dans l'autre, et de la possibilité de la formation de croûtes sur le dessus du bain ou à sa périphérie. Il permet de calculer des évolutions transitoires sur des domaines 2D axisymétriques [46].

SURCOUF (codéveloppement CEA/IRSN pour le logiciel intégral ASTEC) : ce module développé pour le logiciel intégral ASTEC (voir chapitre 8) vise à modéliser l'évolution des débris au fond de la cuve en couplant la thermochimie et la thermohydraulique. L'approche OD utilisée considère l'existence de plusieurs couches (métal léger,

métal lourd, oxydes, débris solides) et permet de calculer leurs positions respectives en fonction de l'évolution de leurs densités.

ICARE/CATHARE (IRSN) : ce logiciel mécaniste calcule la dégradation du cœur dans les conditions d'un accident de [fusion du cœur](#). Il permet une modélisation 2D axisymétrique de la cuve et comporte plusieurs modèles qui permettent de simuler le comportement du corium au fond de la cuve : fragmentation de la coulée de corium, assèchement du lit de débris, fusion des débris, stratification métal-oxydes, oxydation du corium, renoyage des débris. Cependant, le maillage du plenum inférieur de la cuve reste assez grossier et les méthodes numériques utilisées ne permettent pas d'obtenir une précision équivalente à celle des modèles de CFD [36, 38, 42]. Les imprécisions sur le maillage sont néanmoins acceptables au vu des incertitudes sur les propriétés des matériaux à haute température.

5.1.2.4. Bilan et perspectives

La description du comportement du corium au fond de la cuve comporte encore de nombreuses incertitudes. D'une part, les effets des interactions entre matériaux (stratification, oxydation, dissolution) apparaissent très importants et ne sont pas encore tous bien modélisés (en particulier parce que les résultats expérimentaux sont récents) ; l'analyse des derniers résultats, des données expérimentales supplémentaires et le développement de modèles plus avancés (traitant notamment le fait que les équilibres thermodynamiques ne sont pas atteints à l'échelle locale [échelle de la maille]) devraient permettre d'y remédier. D'autre part, les effets d'échelle sont difficiles à estimer et la transposition, à l'échelle d'un réacteur de puissance, de résultats obtenus lors d'essais à échelle réduite est parfois délicate. Des compléments d'analyse et des efforts de modélisation restent à faire pour effectuer cette transposition en réduisant les incertitudes, sachant qu'il n'est guère envisageable de faire des essais à échelle réelle.

5.1.3. Défaillance de la cuve

5.1.3.1. Introduction

Lors d'un accident de [fusion du cœur](#) d'un réacteur à eau sous pression, l'intégrité de la cuve peut être menacée par trois phénomènes principaux. Au moment de l'écoulement du corium au fond de la cuve, celle-ci peut être érodée par le contact direct des coulées de corium, ou être endommagée par une éventuelle explosion de vapeur lors du contact entre le corium et l'eau liquide présente ; puis, si la cuve a résisté à cette phase transitoire, son intégrité peut être menacée par l'effet d'un bain de corium qui se formerait au fond.

L'érosion de la cuve par des coulées de corium est plus intense lorsque la quantité de corium qui s'écoule est importante ou lorsque la hauteur d'eau présente au fond de la cuve est faible. Ceci peut conduire en théorie à une défaillance très rapide dès le contact d'une coulée avec la cuve. Cependant, certaines expériences ont mis en évidence

l'apparition d'une croûte entre les coulées et le métal fondu de la cuve qui ralentit fortement la vitesse d'érosion [47]. Toutefois, si la température du corium dans les coulées est supérieure à 2 500 K, la croûte isolante risque de ne pas se former (§ 5.1.2). D'autres facteurs atténuent probablement l'érosion, à savoir, le changement rapide du point d'impact des coulées au cours du temps, ce qui conduit à un temps d'impact très court en un point donné de la cuve, et la présence d'eau au fond de la cuve.

Le contact de coulées de corium et d'eau peut également provoquer une production intense et très rapide de vapeur d'eau, entraînant un très fort pic de pression et éventuellement une explosion de vapeur capable d'endommager la cuve (voir le § 5.2.3 et les références [48, 49]).

Dans le cas de la formation d'un bain de corium au fond de la cuve, les échanges de chaleur entre le bain et la cuve peuvent entraîner localement une fusion partielle de celle-ci qui peut aller jusqu'à son percement. Ces échanges de chaleur sont d'autant plus importants que la masse du bain de corium est grande. Néanmoins, le percement de la cuve n'est pas inéluctable, ainsi que l'a montré l'accident de [Three Mile Island-2](#) en 1979 (voir le § 7.1 et les références [50, 51]). Lors de cet accident, malgré la formation d'un bain de corium au fond de la cuve, celle-ci a gardé son intégrité. Les analyses ont permis de conclure, d'une part à l'existence dans les débris du corium de porosités permettant un refroidissement, d'autre part à l'existence d'un jeu (ou "gap") entre le bain de corium et la paroi de la cuve. Ce jeu aurait permis la circulation d'eau ou de vapeur. Il convient en outre de mentionner l'effet favorable que la haute pression primaire, lors de la [fusion du cœur](#), a pu avoir sur le refroidissement du corium (augmentation du flux critique et déformation de la cuve par fluage ou plasticité pouvant conduire à une augmentation du jeu).

Il faut enfin noter que le fond de cuve des réacteurs REP en exploitation comporte un certain nombre de passages de tubes-guides utilisés pour introduire des instruments de mesure du flux neutronique dans le cœur du réacteur. Ces passages de tubes-guides peuvent constituer une zone d'amorçage de la défaillance ou du percement de la cuve du fait de la présence de singularités et de soudures. En cas de défaillance de tubes-guides dans la cuve (par fusion, par exemple), de l'eau, de la vapeur d'eau, des produits de fission et du corium pourraient sortir de la cuve *via* l'intérieur de ces tubes guides.

5.1.3.2. Phénomènes physiques mis en jeu

L'exposé des phénomènes physiques est limité ici au cas d'un bain de corium au fond de la cuve, conduisant à une défaillance de celle-ci. Il s'agit de déterminer trois paramètres importants pour le déroulement ultérieur de l'accident hors de la cuve : l'instant de la défaillance de la cuve, la localisation de la brèche au fond de la cuve et sa taille.

L'instant de la défaillance de la cuve dépend principalement de la pression du circuit primaire et de la température de la cuve (liée à la masse et à la configuration du bain de corium). La pression du circuit primaire est généralement la même en tout point de la cuve ; elle peut cependant augmenter rapidement en cas d'injection d'eau dans la cuve. La température de la cuve dépend fortement du flux thermique évacué à travers sa paroi.

La localisation de la brèche dépend essentiellement de la distribution des températures à l'intérieur de la cuve. La zone susceptible d'être défaillante en premier est, hors singularités et soudures, la partie la plus chauffée ; les autres zones sensibles sont celles pour lesquelles l'épaisseur de la cuve a pu être érodée par des coulées de corium, ainsi que les zones présentant des singularités du fait de la présence des passages des tubes-guides et de leurs soudures.

La fissuration de la cuve peut être amorcée soit par instabilité plastique, soit par fluage. Une instabilité plastique se produit lorsque la contrainte de membrane dans l'épaisseur de la cuve est supérieure à la limite de rupture de l'acier, limite qui diminue fortement avec l'augmentation de la température. Quant au fluage, il survient généralement pour des températures supérieures à 800 K. Lorsque la température devient élevée dans toute l'épaisseur de la cuve, du fluage peut apparaître même si les niveaux de pression restent faibles.

L'amorçage de la fissuration de la cuve est suivi d'une propagation de la fissure ; la taille finale de la brèche dépend fortement du mode de propagation et ce dernier est directement lié aux caractéristiques métallurgiques des aciers des cuves (voir plus loin). Des différences de composition chimique (même pour les éléments présents à l'état de trace) peuvent entraîner des différences de comportement de la cuve à haute température : la défaillance peut être soit fragile, soit ductile. À cet égard, des essais réalisés sur des maquettes de cuve [52, 53] ont montré que deux matériaux de comportements différents à haute température (fragile à chaud ou ductile) conduisent à deux tailles de brèche totalement différentes.

5.1.3.3. Programmes expérimentaux, modélisations et codes de calcul

Dans le cadre des recherches expérimentales sur le comportement du fond de la cuve, le programme RUPHTHER [60] a été réalisé par le CEA de 1995 à 1999 en collaboration avec EDF et FRAMATOME. Il avait pour but d'établir les propriétés de traction et de fluage (de 300 K à 1 600 K) de l'acier 16MND5 (acier utilisé pour les cuves des REP français) et de modéliser le comportement mécanique de la cuve d'un REP soumise à des chargements accidentels. Les éprouvettes utilisées pour les essais de validation étaient des tubes de forme cylindrique soumis à une pression interne et chauffés à très hautes températures (de 1 000 K à 1 600 K). Le programme a mis en évidence certaines insuffisances (tant de modélisation que de caractérisation mécanique de l'acier 16MND5) et des difficultés essentiellement liées à la complexité métallurgique de l'acier (effet de la présence d'éléments, même présents à faible teneur, notamment le soufre). Les résultats ont aussi montré un effet très important des propriétés métallurgiques de l'acier sur le comportement à la rupture de celui-ci. Des programmes complémentaires ont été réalisés par la suite.

En particulier deux programmes expérimentaux, dénommés "*Lower Head Failure*" (rupture du fond de cuve) (LHF, 1994-1999) et "*OECD Lower Head Failure*" (OLHF, 1999-2002), ont été réalisés par les laboratoires américains SNL (Sandia National Laboratories) pour étudier la tenue de cuves en acier américain (SA533B1) soumises à des chargements thermomécaniques complexes représentatifs de ceux résultant de

la présence d'un bain de corium au fond de la cuve [52, 53]. Le second programme cité est une extension du premier et a été réalisé sous l'égide de l'OCDE. Huit essais ont été réalisés au cours du programme LHF et quatre au cours du programme OLHF. Si le même type de maquette d'un fond de cuve à l'échelle 1/5^e a été utilisé pour les deux programmes, l'épaisseur a été doublée pour le programme OLHF de manière à étudier l'influence du gradient de température à travers la paroi de la cuve. Durant les essais LHF, plusieurs configurations de chauffage de la maquette ont été utilisées : une bande azimutale surchauffée (correspondant à la présence d'un bain de corium au fond de la cuve avec un flux thermique maximum à la surface libre du bain) ; une zone locale surchauffée (correspondant à une tâche chaude au fond de la cuve) ; un chauffage uniforme de tout le fond de la cuve. Le protocole expérimental imposait une température croissant linéairement en fonction du temps, jusqu'à la défaillance de la maquette. Les essais LHF ont été réalisés à pression constante (sept essais à 100 bars et un essai à 50 bars). Deux d'entre eux ont permis l'étude du comportement des passages de tubes-guides. Pour les essais OLHF, seul un chauffage uniforme a été réalisé (figure 5.6) et deux valeurs de pression ont été appliquées : 50 et 100 bars. Un essai du programme OLHF a été dédié à l'étude de l'influence d'une augmentation rapide de pression de 50 à 100 bars sur le mode de défaillance de la cuve. Un autre essai a été consacré à l'étude du comportement des passages de tubes-guides (à une pression de 50 bars). Les essais avec passages de tubes-guides ont généralement conduit à des fuites au niveau des soudures, entraînant l'arrêt des essais avant la défaillance proprement dite du fond de la cuve.

Les essais FOREVER [58, 59] ont été réalisés entre 1999 et 2002 par le RIT (Institut Royal de technologie de Stockholm, Suède). Ces essais ont utilisé des maquettes à l'échelle 1/10^e d'une cuve de réacteur à eau sous pression en acier 16MND5. Le protocole expérimental consistait à verser un bain d'oxydes fondus (30 % en poids de CaO, 70 %



Figure 5.6. Maquette du fond de la cuve pour les essais OLHF à l'échelle 1/5^e et mise en place de son système de chauffage interne par induction.

en poids de B_2O_3) simulant le corium à une température d'environ 1 500 K. Ce bain était ensuite maintenu au voisinage de cette température, puis la cuve était soumise à une pression de 25 bars jusqu'à sa défaillance.

Dans les trois séries d'essais exposées ci-dessus, une attention particulière a été portée aux instants et aux modes de défaillance de la cuve, ainsi qu'à la taille des brèches obtenues. Ces essais ont permis le développement et la validation de modèles numériques relatifs au comportement thermomécanique du fond d'une cuve de réacteur à eau sous pression avant sa défaillance. Les modèles ainsi développés sont brièvement décrits ci-dessous :

- deux modèles simplifiés à une dimension (1D) et à deux dimensions (2D) ont été élaborés par l'IRSN : le modèle simplifié 2D a été introduit dans les logiciels de calcul ICARE-CATHARE et ASTEC [54] ;
- des modèles aux éléments finis 2D ont été développés par AVN (Association Vinçotte Nucléaire, logiciel Samcef), le CEA (logiciel Cast3M), EDF (logiciel Aster), les Allemands FZD (Forschungszentrum Dresden-Rossendorf, logiciel Ansys) et GRS (Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit, logiciel Adina), les Américains SNL (Sandia National Laboratories, logiciel Abaqus), le Tchèque UJV (Systus) et le Finlandais VTT (Centre de recherche technique, logiciel Pasula) ;
- des modèles aux éléments finis en 3D ont été développés par AVN, le CEA et SNL.

Deux exercices de comparaison ont été menés successivement pour comparer les résultats des calculs 1D et 2D aux résultats expérimentaux de l'essai OLHF1. Le premier exercice a été réalisé dans le cadre du projet OLHF, le second dans le cadre du réseau d'excellence européen SARNET [55, 56]. Ils ont permis de conclure que l'instant de la défaillance et la localisation de la brèche sont généralement bien prédits par les modèles. La figure 5.7 montre que l'allongement de l'acier du fond de la cuve estimé par les différents modèles numériques pour l'essai OLHF1 est lui aussi en bon accord avec l'expérience.

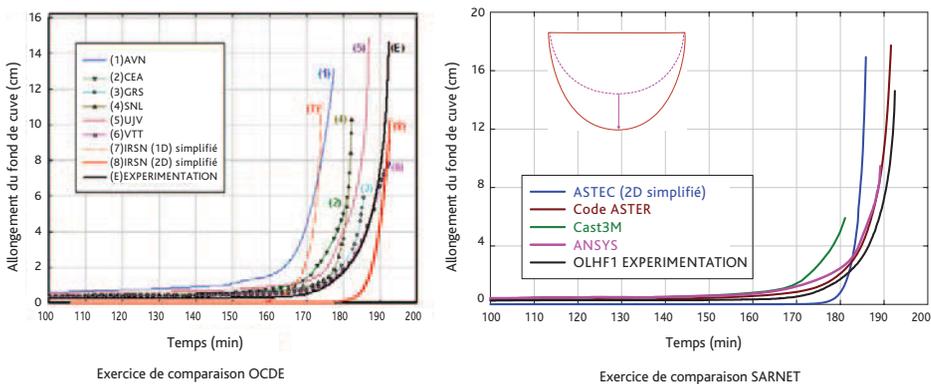


Figure 5.7. Comparaison de l'allongement final de l'acier du fond de la cuve estimé par différents modèles numériques avec les résultats expérimentaux de l'essai OLHF1.

Les modèles 3D ont également déterminé un instant et une zone d'amorçage de la défaillance compatibles avec les résultats expérimentaux [56]. Des développements supplémentaires réalisés par le CEA dans le logiciel Cast3M ont permis, pour le cas de l'essai OLHF1, d'effectuer une simulation de la propagation de la fissuration et une évaluation de la taille finale de la brèche tout à fait en accord avec les observations expérimentales. En revanche, les modèles 3D n'ont pas donné de résultats satisfaisants pour les essais LHF, ce qui a été attribué à la variabilité du comportement des aciers utilisés lors des essais (aciers ductiles pour les essais OLHF, aciers fragiles au voisinage de 1 300 K pour les essais LHF).

Les conclusions tirées des analyses et interprétations des essais sont les suivantes [57] :

- les essais LHF et OLHF ont mis en évidence la variabilité du comportement (fragile ou ductile) des aciers des cuves autour de 1 300 K, l'influence de cette variabilité sur la taille finale de la brèche et les difficultés, pour les modèles numériques existants, de tenir compte de cette variabilité qui semble fortement liée à la présence de certains éléments constitutifs des aciers (soufre, nitrure d'aluminium, etc.) ;
- les résultats expérimentaux n'ont pas permis de développer une méthode d'estimation de la taille de la brèche en fonction des chargements mécaniques appliqués à la cuve. Afin de développer une méthode applicable aux réacteurs de puissance, un calcul aux éléments finis 3D paraît nécessaire, avec un critère de défaillance tenant compte de la variabilité du comportement des aciers observée notamment lors des essais LHF et OLHF.

Afin de clarifier l'origine de la variabilité du comportement des aciers des cuves, l'IRSN a entrepris en 2003 un programme de recherches en collaboration avec le CEA et l'INSA de Lyon [61]. Ce programme a porté sur les aciers des cuves françaises afin, d'une part de compléter la base de données sur les caractéristiques de ces aciers, d'autre part de pouvoir appliquer les résultats aux réacteurs français.

Le programme a consisté à effectuer tout d'abord un recensement des compositions et des propriétés métallurgiques et mécaniques des aciers utilisés pour la fabrication des cuves françaises (travail réalisé par AREVA NP), ce qui a permis de sélectionner cinq matériaux ayant des propriétés métallurgiques et mécaniques suffisamment différentes pour couvrir la gamme des aciers utilisés.

Des échantillons de ces cinq matériaux ont été portés ensuite à haute température pour identifier leur comportement (fragile ou ductile) autour de 1 300 K ; ces essais ont confirmé le comportement fragile de certains aciers (creux de ductilité). Le travail d'identification des facteurs métallurgiques responsables de cette fragilité à chaud a mis en évidence l'existence et le rôle de précipités de nitrure d'aluminium et de sulfure de manganèse aux joints de grains. Parallèlement, des éprouvettes CT (*Compact Tension* [traction compacte]) en acier ont aussi fait l'objet d'essais à haute température (1 200-1 300 K) pour déterminer les propriétés métallurgiques et mécaniques des aciers de cuve qui déterminent la vitesse de propagation de la fissuration. Les résultats de ces essais sont utilisés pour développer un modèle de propagation de la fissuration [62].

Enfin, des essais sur des tubes en acier à haute température ont été réalisés par l'INSA de Lyon afin de mesurer les vitesses de propagation de la fissuration en fonction des propriétés de l'acier testé. L'avancement des travaux relatif à ce programme de R&D est présenté dans les références [63, 67].

Par ailleurs, le comportement des tubes-guides et des passages des tubes-guides dans le fond de la cuve en cas d'accident de **fusion du cœur**, avec un corium localisé au fond de la cuve, a fait l'objet de plusieurs études théoriques et des essais CORVIS [65] menés par l'institut Paul Scherrer en Suisse. Ces travaux ont concerné l'évaluation de la pénétration du corium dans les tubes-guides et l'étude de différentes possibilités de défaillance des passages des tubes-guides (voir la synthèse [64]). Il en ressort que, même si du corium pénètre assez loin dans les tubes-guides, le flux thermique dégagé est insuffisant pour conduire à la fusion de la paroi de ces tubes et que les conditions de pression et de température régnant dans le circuit primaire ne devraient pas entraîner leur rupture par instabilité plastique. Il est également peu probable que des tubes puissent être éjectés à la suite des défaillances des soudures entre le fond de la cuve et le manchon des tubes-guides, ou après la fusion de la collerette qui les maintient.

On notera que deux modèles aux éléments finis relatifs au comportement des passages des tubes-guides ont été élaborés par l'institut finlandais VTT dans le cadre du programme OLHF [66]. Ces modèles donnent des résultats cohérents avec les résultats expérimentaux.

5.1.3.4. Bilan et perspectives

Afin de mieux apprécier le comportement thermomécanique du fond de la cuve d'un REP en cas d'accident de **fusion du cœur**, et de déterminer les conséquences de sa défaillance éventuelle en particulier sur le déroulement ultérieur de l'accident, les paramètres essentiels sont l'instant de la défaillance, le mode de défaillance, la zone de la brèche et sa taille.

Les modèles numériques (simplifiés ou aux éléments finis 2D) développés dans le cadre des programmes RUPATHER, LHF, OLHF et FOREVER ont montré leur capacité à prédire l'instant de la défaillance du fond de la cuve et la localisation de la brèche. Les résultats obtenus sont en accord avec les données expérimentales.

Pour une modélisation plus précise de la fissuration et de sa propagation jusqu'à la création d'une brèche, seuls des modèles aux éléments finis 3D peuvent être utilisés. Cependant aucun modèle aux éléments finis 3D n'est en mesure à ce jour d'évaluer correctement la taille de la brèche car celle-ci dépend du mode de défaillance de la cuve à haute température. Le critère de défaillance utilisé dans les modèles doit tenir compte de la variabilité du comportement des aciers constituant les cuves (soit ductile, soit fragile à chaud).

Pour améliorer le critère de défaillance et mieux évaluer la taille de la brèche dans les différents cas d'accident de **fusion du cœur**, l'IRSN a entrepris en 2003 un programme de recherche mené en partenariat avec le CEA et l'INSA de Lyon, sur la fissuration des aciers de cuve français. Ce programme a fourni des mesures très précises des vitesses de

fissuration des aciers à haute température, cependant, le développement d'un modèle de propagation de la fissure s'avère très complexe.

Le programme a été réorienté vers la réalisation d'études visant à identifier parmi les scénarios d'accidents de **fusion du cœur** plausibles, ceux pour lesquels la propagation de la fissure pourrait jouer un rôle important dans le développement de l'accident. Pour les scénarios d'accidents avec une faible pression dans le circuit primaire lors de la rupture de la cuve (pression inférieure à 20 bars) et sans refroidissement externe de la cuve, ces études montrent que la rupture de la cuve intervient plutôt par fusion de l'acier de la paroi de cette dernière. Au-delà de 40 bars en revanche, la fissuration de la paroi de la cuve pourrait jouer un rôle important dans la rupture de la cuve. Afin de compléter les résultats de ces études, d'autres scénarios d'accident, notamment des scénarios avec un refroidissement externe de la cuve, sont actuellement à l'étude.

5.1.4. Fusion du cœur en pression

5.1.4.1. Introduction – définition de l'accident et conséquences possibles

Un accident de **fusion du cœur** d'un réacteur de type REP peut se dérouler à pression élevée principalement suite à :

- une défaillance matérielle ou une erreur humaine qui conduit à ne pas ouvrir les soupapes du circuit primaire ;
- une augmentation rapide de la pression dans le circuit primaire alors que celui-ci est partiellement voire totalement dépressurisé ; une telle augmentation de pression peut par exemple résulter du renoyage d'un cœur dégradé du fait d'une interaction brutale entre l'eau de renoyage et les matériaux à très haute température, voire fondus, du cœur.

Ces accidents sont désignés sous le nom d'accidents de « fusion en pression ».

À pression élevée, les différents composants du circuit primaire (les branches chaudes, les générateurs de vapeur, etc.) sont soumis à la fois :

- à des températures élevées ;
- à des contraintes (action des forces de pression principalement) élevées.

La combinaison de ces deux facteurs peut conduire à une rupture d'un de ces composants, c'est-à-dire y créer une brèche. Une telle brèche est qualifiée de « brèche induite » dans la terminologie utilisée pour les accidents de **fusion du cœur** d'un REP.

Une brèche induite peut être :

- soit une brèche induite par fluage dans une partie d'une branche chaude, dans les tubes des générateurs de vapeur, voire dans un autre composant du circuit primaire ; cette défaillance mécanique se produit sous l'effet de l'échauffement, associé à la pression élevée ;

- soit la percée de la cuve à une pression élevée (si aucune autre rupture du circuit primaire n'est intervenue auparavant). Dans ce cas, le corium présent au fond de la cuve peut être éjecté dans le puits de cuve puis dans l'enceinte de confinement et induire un échauffement direct de celle-ci (appelé DCH pour *Direct Containment Heating*), pouvant conduire à sa défaillance (voir le § 5.2.1 pour plus de détails).

La création d'une brèche induite réduit la pression dans le circuit primaire et diminue la possibilité d'un DCH. Cependant, si la « rupture induite » du circuit primaire se produit dans les tubes des générateurs de vapeur, il peut en résulter des rejets directs de substances radioactives dans l'environnement.

Il est donc important d'étudier le comportement du circuit primaire en cas de fusion en pression pour bien apprécier les risques associés. Ce chapitre concerne uniquement les brèches induites, le DCH faisant l'objet du paragraphe 5.2.1.

5.1.4.2. Phénomènes physiques mis en jeu

Comme nous l'avons vu dans les paragraphes précédents, lors d'un accident de **fusion du cœur** d'un réacteur de puissance, la diminution de l'inventaire en eau dans le circuit primaire entraîne un découverture des crayons combustibles, une augmentation de température puis une fusion progressive des éléments constitutifs du cœur du réacteur. Une partie de la puissance dégagée dans les zones dénoyées du cœur est alors évacuée hors du cœur par convection naturelle, c'est-à-dire que les gaz chauds (principalement la vapeur d'eau qui remplace l'eau au fur et à mesure de son évaporation) sortent du cœur en véhiculant une certaine quantité de chaleur qu'ils vont transporter dans des régions plus froides du circuit primaire. Les gaz chauds sont eux-mêmes remplacés dans le cœur par des gaz plus froids. Il se forme ainsi des boucles de circulation des gaz des parties chaudes vers les parties plus froides du circuit primaire puis un retour des gaz refroidis dans ces zones plus froides vers les zones chaudes du cœur : on parle de boucles de convection. Le « moteur » de ces mouvements est la poussée d'Archimède, c'est-à-dire les forces résultant de la différence de densité entre les gaz chauds (plus légers) et les gaz froids (plus lourds).

Deux modes de circulation des gaz dans le circuit primaire, schématisés sur la figure 5.8, sont théoriquement possibles :

- dans le premier mode (illustré sur la partie gauche de la figure 5.8), les gaz sortant du cœur passent par les branches chaudes, les générateurs de vapeur, les branches intermédiaires et les branches froides du circuit primaire avant d'être réinjectés en partie basse du cœur ;
- dans le second mode (illustré sur la partie droite de la figure 5.8), un bouchon d'eau demeure présent dans les branches dites intermédiaires, localisées, pour chaque boucle du circuit primaire, entre la sortie du générateur de vapeur et la pompe primaire ; en raison de leur forme, les branches intermédiaires (dites branches en U) des boucles du circuit primaire créent un siphon

(figure 5.8) dans lequel de l'eau peut stagner, formant un bouchon. La vapeur d'eau surchauffée venant du cœur emprunte une partie des tubes des générateurs de vapeur (dits « tubes directs ») où elle se refroidit, puis retourne vers la cuve par une autre partie des tubes (dits « tubes indirects ») et par la branche chaude (qui est donc le siège d'une circulation à contre-courant : les gaz chauds circulent de la cuve du réacteur vers le générateur de vapeur dans la partie supérieure des branches chaudes et les gaz froids circulent des générateurs de vapeur vers la cuve dans la partie inférieure de ces mêmes branches chaudes ; voir la figure 5.8). Ce mode de circulation a été mis en évidence expérimentalement sur une maquette à échelle réduite et semble être le plus probable (les modèles de calcul de l'IRSN prédisent une très bonne stabilité du bouchon d'eau ; en cas de disparition du bouchon, la vapeur suivrait le trajet décrit au paragraphe précédent).

Ces phénomènes convectifs ne sont pas spécifiques des scénarios de fusion en pression ; en revanche, une pression élevée a les conséquences suivantes :

- les échanges convectifs sont beaucoup plus importants à haute pression qu'à basse pression ;
- la pression régnant dans le circuit primaire y génère des contraintes suffisamment importantes pour qu'il y ait un risque significatif de rupture par fluage sur la branche chaude, sur un tube GV, etc.

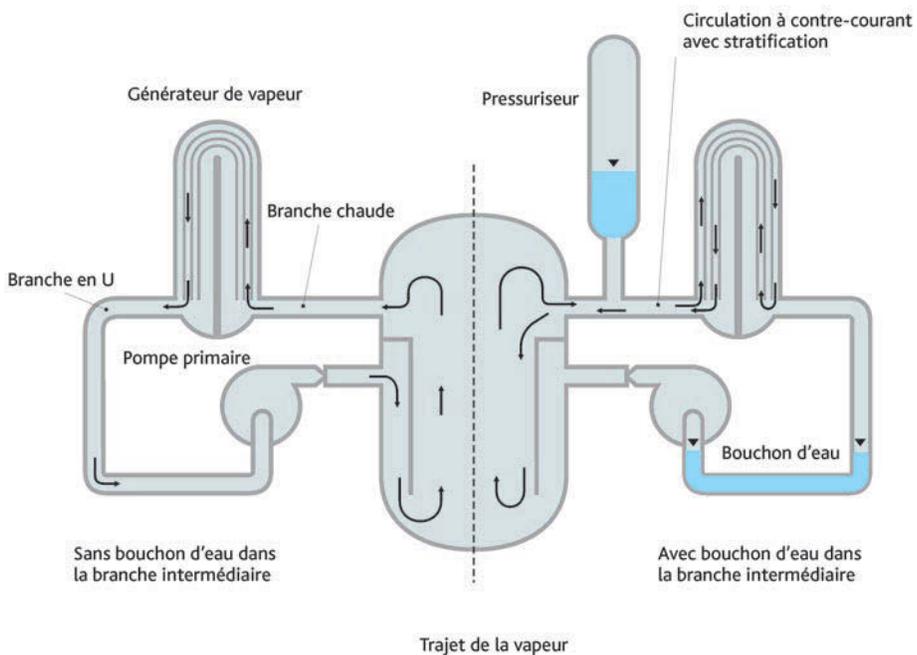


Figure 5.8. Modes de circulation de la vapeur dans le circuit.

Déterminer la localisation de la brèche dans le circuit primaire suppose d'estimer la chronologie des défaillances possibles du circuit et donc d'identifier la plus précoce. Ceci nécessite de connaître les conditions de température et les conditions mécaniques (chargements thermiques et mécaniques) qui s'exercent sur les composants du circuit (tubes des générateurs de vapeur, tuyauteries du circuit primaire, etc.) et le comportement des matériaux correspondants à haute température.

Les chargements mécaniques sont dus à la pression et aux dilatations thermiques des matériaux (les matériaux ne peuvent pas se dilater librement sous l'effet de la chaleur ; ils sont contraints de le faire d'une façon particulière notamment par ce qu'ils sont rattachés à d'autres équipements).

Les chargements thermiques dépendent principalement de trois facteurs :

- la puissance dégagée dans le cœur (puissance résiduelle et puissance dégagée par la réaction exothermique d'oxydation du Zr) ;
- les transports de chaleur hors du cœur et dans le circuit primaire par la vapeur d'eau surchauffée ;
- la puissance résiduelle dégagée par les produits de fission lors de leur transport dans le circuit primaire (voir le paragraphe 5.5 pour davantage de détail sur le transport des produits de fission dans le circuit primaire).

Pour déterminer les chargements thermiques, il est donc important de pouvoir modéliser les différentes boucles de convection ainsi que les phénomènes de relâchement, de transport et de dépôt de produits de fission dans le circuit primaire. D'autres éléments doivent également être modélisés pour évaluer correctement les chargements thermiques : le maintien ou non de l'injection d'eau aux joints des pompes primaires (la défaillance d'un joint peut conduire à une brèche du circuit primaire) ; le comportement des soupapes SEBIM de décharge du pressuriseur (une soupape bloquée ouverte après un certain nombre de cycles de fonctionnement entraînerait une dépressurisation du circuit primaire) ; la formation éventuelle de « bouchons » d'hydrogène dans la partie haute des tubes des générateurs de vapeur (l'hydrogène est principalement produit par l'oxydation du zirconium des gaines par la vapeur d'eau) conduisant à un blocage de la circulation des gaz.

Les études relatives aux accidents de [fusion du cœur](#) en pression comportent donc deux volets :

- un volet thermohydraulique visant à déterminer les températures (et accessoirement les pressions) dans les différentes parties du circuit primaire ;
- un volet mécanique s'appuyant sur les résultats des études thermohydrauliques et les propriétés des matériaux, visant à évaluer les instants et les lieux de défaillance du circuit primaire.

5.1.4.3. Programmes expérimentaux, modélisations et codes de calcul

L'ensemble des programmes de recherche portant sur la dégradation du cœur, les relâchements de produits de fission, l'écoulement du corium et la tenue du fond de la cuve alimentent plus ou moins directement les études relatives à la [fusion du cœur](#) en pression. Mais des programmes expérimentaux et des modélisations spécifiques de ce type de situation ont aussi été réalisés.

Les premiers programmes spécifiques à la fusion en pression ont été menés aux États-Unis au début des années 1980. Ils ont notamment mis en évidence, sur des maquettes, comment la circulation de gaz s'établit. Différents logiciels de calcul existants ont été modifiés pour modéliser cette circulation dans une géométrie simplifiée ; ils ont permis de mieux évaluer les évolutions des chargements thermiques sur les structures. Puis des études mécaniques aux éléments finis ont été menées en utilisant ces modélisations des chargements thermiques. Elles ont permis d'obtenir une modélisation plus fine de la réponse des structures aux différents chargements thermiques et mécaniques. Au début des années 2000, des essais mécaniques ont étayé cette approche et fourni des données pour la modélisation des soudures des boucles primaires.

L'accroissement des performances des moyens de calcul permet de réaliser des simulations de type CFD (*Computational Fluid Dynamics* ; résolution des équations de la mécanique des fluides en trois dimensions) pour calculer des champs de vitesse et de température dans les branches chaudes et les générateurs de vapeur à un instant donné. Ces méthodes peuvent permettre de suppléer partiellement aux manques de données expérimentales et aider à la mise au point de modèles simplifiés (on peut citer pour exemple l'évaluation du nombre de tubes directs et du nombre de tubes indirects dans les générateurs de vapeur).

5.1.4.3.1. Programmes expérimentaux

Essais Westinghouse : un programme d'essais a été réalisé par Westinghouse au début des années 1980, financé par l'institut américain EPRI (Electric Power Research Institute), concernant les circulations des gaz et les échanges thermiques lors d'un accident de [fusion du cœur](#) d'un réacteur à eau sous pression. Ces essais ont été réalisés dans une maquette au 1/7^e reproduisant une moitié d'un REP Westinghouse à quatre boucles (la maquette reproduisait la cuve, deux branches chaudes et deux générateurs de vapeur) et ont été réalisés avec de l'hexafluorure de soufre (SF_6) à la place de vapeur d'eau surchauffée (ce gaz se comporte comme la vapeur d'eau surchauffée dans les conditions de température et de pression voisines des conditions atmosphériques, ce qui simplifie grandement l'expérimentation). Les essais réalisés ont notamment permis de mettre en évidence les circulations dans les branches chaudes et les tubes des générateurs de vapeur, les mélanges entre les gaz chauds et les gaz plus froids dans les boîtes à eau d'entrée des générateurs de vapeur, ainsi que la stratification des gaz dans les branches chaudes. Ils ont aussi permis de quantifier certaines données relatives aux écoulements : le taux de mélange dans les boîtes à eau d'entrée des générateurs de vapeur, ainsi que le rapport entre le nombre de tubes

de générateurs de vapeur « directs » (où les gaz circulent de la boîte à eau d'entrée vers la boîte à eau de sortie) et le nombre de tubes de générateurs de vapeur « indirects » (où la circulation des gaz se fait en sens contraire). Ces essais ont fait l'objet de publications très partielles [68, 69] et ont servi à la qualification d'outils de calcul [70, 71]. Les essais ROSA, mentionnés plus loin, visent à apporter des informations complémentaires.

Programme MECI : le programme MECI, réalisé par le CEA entre 2000 et 2004 et financé par l'IRSN, a comporté :

- un volet visant à déterminer les propriétés mécaniques de matériaux constitutifs des circuits primaires ;
- la réalisation d'essais d'éclatement de tubes représentatifs des branches chaudes (maquettes à l'échelle 1/2) ;
- la réalisation d'essais d'éclatement de tubes de générateurs de vapeur (à l'échelle 1/1).

Grâce au volet de caractérisation des matériaux, les essais MECI ont permis d'enrichir les données disponibles sur les différentes nuances d'acier utilisées pour fabriquer les branches chaudes des circuits primaires, d'évaluer les incertitudes sur leur comportement au fluage, de déterminer les propriétés des matériaux utilisés lors des essais d'éclatement et de les comparer aux propriétés mentionnées dans la « littérature » (notamment un recensement des propriétés des matériaux du circuit primaire effectué par AREVA).

Les essais d'éclatement de tubes sous pression ont ensuite permis de valider des méthodes d'évaluation des instants de défaillance des structures. Ils ont été réalisés sur des tubes de générateur de vapeur et sur des éprouvettes tubulaires représentatives de la géométrie des branches chaudes (tubes droits à l'échelle 1/2) et de leurs différents matériaux. Ces tubes ont été soumis, à pression constante, à un chargement thermique de type « rampe de température » (échauffement à une vitesse constante de montée en température) jusqu'à leur éclatement.

Pour ce qui concerne les essais sur des éprouvettes représentatives des branches chaudes, le programme visait notamment à déterminer le comportement de diverses nuances de matériaux présentes dans les circuits primaires. Il a comporté des essais sur des maquettes réalisées avec un seul matériau (c'est-à-dire entièrement constituées d'acier 16MND5, nuance d'acier constituant les cuves des réacteurs français, ou d'acier 316L, nuance d'acier des composants des branches chaudes) et des essais sur des maquettes soudées représentatives des jonctions soudées réelles (jonctions entre les branches chaudes et la cuve, jonctions entre les différents composants d'une branche chaude, y compris les jonctions avec les générateurs de vapeur). Deux types de soudures ont ainsi été étudiés : les liaisons « homogènes » (LH), représentées par un assemblage soudé de deux tubes en acier 316L (étude des liaisons entre composants d'une branche chaude à l'échelle 1/2) et les liaisons bimétalliques (LBM), représentées par la jonction soudée de deux demi-maquettes en acier 16MND5 et 316L (étude des liaisons entre les branches chaudes et la cuve du réacteur).

La grille d'essais est présentée dans le tableau 5.1. La première colonne indique le matériau constitutif, la seconde l'épaisseur du tube, la troisième la contrainte dite de membrane (σ en mégapascals ; la contrainte est une pression « mesurant » l'effet des efforts appliqués sur la structure) et la quatrième la pente de la montée en température (en degrés par seconde).

Pour ce qui concerne les essais relatifs aux tubes de générateur de vapeur, deux chargements de pression ont été étudiés, correspondant, l'un au cas d'un circuit secondaire en pression, l'autre au cas d'un circuit secondaire dépressurisé. Ces essais ont été reproduits pour diverses rampes de température, avec des tubes sains ou avec des tubes comportant un défaut de type entaille ou méplat (tableau 5.2). On peut noter cependant que de tels défauts sont obtenus par usinage de pièces et ne sont pas complètement représentatifs des défauts constatés sur les REP.

Tableau 5.1. Grille des essais d'éclatement de maquettes de type « branche chaude ».

Matériau	Épaisseur (mm)	σ (MPa)	dT/dt (°C/s)
316L	10,5	107	0,2
316L	10,5	107	0,05
316L	15	75	0,2
316L	15	75	0,05
16MND5	10,5	107	0,2
16MND5	10,5	107	0,05
16MND5	15	75	0,2
16MND5	15	75	0,05
LBM (16MND5L/316L)	15	75	0,2
LBM (16MND5L/316L)	15	75	0,2
LBM (16MND5L/316L)	15	75	0,05
LBM (16MND5L/316L)	15	75	0,05
LH (316L/316L)	15	75	0,2
LH (316L/316L)	15	75	0,2
LH (316L/316L)	15	75	0,05
LH (316L/316L)	15	75	0,05

Tableau 5.2. Grille d'essais d'éclatement de tubes de générateur de vapeur.

Repère échantillon	Pression interne (bar)		Rampe de montée en température (°C/s)		Géométrie des défauts		
	80	150	0,05	0,1	Sans	Entaille	Méplat
0	•			•	•		
1	•			•	•		
2		•		•	•		
3		•	•		•		
4	•		•		•		
5		•		•		•	
6		•		•		•	
7	•			•		•	
8	•		•			•	
9		•	•			•	
10		•	•				•
11	•		•				•
12	•		•				•

La figure 5.9 montre le dispositif expérimental et l'état d'une maquette de type « branche chaude » après l'essai.

Programme ROSA-V : le programme ROSA est un programme expérimental débuté en 1970 au Japon et dédié principalement à l'étude des phénomènes thermohydrauliques se produisant dans les réacteurs nucléaires à eau légère lors de scénarios accidentels. Le 5^e volet de ce programme, ROSA-V, a été mené entre 2005 et 2009 dans l'installation ROSA/LSTF de JAEA (Japan Atomic Energy Agency) et a impliqué de nombreux partenaires dont EDF, AREVA, le CEA et l'IRSN dans le cadre d'un accord quadripartite. L'objectif des essais était de contribuer au développement et à la validation des modèles thermohydrauliques implémentés dans les logiciels utilisés pour le calcul de transitoires accidentels pouvant se produire dans des centrales nucléaires de type REP en fournissant des « essais de référence », notamment pour l'étude des accidents de [fusion du cœur](#) en pression. Ces essais ont été utilisés pour réaliser des exercices d'inter-comparaison de logiciels de simulation de la thermohydraulique du circuit primaire et apprécier la capacité de ces logiciels à calculer la thermohydraulique du circuit primaire lors de transitoires accidentels. La boucle expérimentale ROSA/LSTF est une maquette au 1/48^e (pour ce qui est des volumes ; les dimensions verticales sont respectées) et à deux boucles d'un REP de 1 100 MWe à quatre boucles. Les derniers essais réalisés simulaient des phénomènes de convection naturelle en présence de vapeur d'eau surchauffée dans les boucles.

Programme ARTIST : le programme expérimental ARTIST-1 (pour *Aerosol Trapping in a Steam-Generator*), auquel a participé l'IRSN, a été lancé par l'institut Paul Scherrer (PSI, Suisse) en 2001. Il vise à reproduire la circulation et la rétention, du côté secondaire



▲ Tube 2 avant mise en place sur le banc



▲ Aperçu des dégâts, vue d'un bouclier endommagé



Détail d'une extrémité de la fissure ►



Figure 5.9. Aperçu de l'éclatement du tube n° 2 en acier 316L lors d'une rampe de température de $0,05 \text{ }^\circ\text{C/s}$ et pour une contrainte de membrane de 107 MPa.

(partie froide) d'un générateur de vapeur, des produits de fission présents sous forme d'aérosols en cas de rupture d'un tube de générateur de vapeur ; l'objectif est de disposer d'une base de données expérimentales utilisable pour les études de sûreté ou pour le développement de modèles analytiques de rétention des produits de fission, notamment pour les accidents de fusion en pression conduisant à une rupture induite de tubes de générateurs de vapeur.

Le transport et la rétention des produits de fission dans les circuits primaire et secondaire sont traités en détail au paragraphe 5.5.3.1 du présent ouvrage.

5.1.4.3.2. Modélisations

Pour apprécier la tenue du circuit primaire, des logiciels dits « intégraux » sont utilisés pour simuler l'ensemble d'une séquence accidentelle (ces logiciels intégraux sont décrits au chapitre 8) et donc notamment pour évaluer les évolutions dans le temps des températures des différents composants du circuit primaire (les chargements thermiques). Compte tenu des possibilités actuelles de l'informatique, ces logiciels complexes utilisent généralement des modèles très simplifiés des circuits à une dimension pour le calcul des champs de température. Les calculs des chargements thermiques réalisés avec ces logiciels sont donc entachés d'incertitudes significatives.

En complément des logiciels intégraux, des logiciels spécifiques permettent d'obtenir des simulations locales beaucoup plus détaillées, notamment des champs de températures et de la circulation des gaz et d'affiner les évaluations des chargements thermiques. Les premières modélisations détaillées de la convection naturelle de la chaleur transportée par la vapeur d'eau dans les générateurs de vapeur côté primaire lors de transitoires accidentels remontent aux années 1980 [68]. Les progrès de l'informatique ont par la suite permis de réaliser des calculs CFD pour des études thermohydrauliques ou des calculs aux éléments finis pour les études thermomécaniques afin de modéliser plus précisément la convection sans recourir à des essais expérimentaux à grande échelle difficiles à mettre en œuvre.

► Modélisation de la fusion en pression dans les logiciels intégraux

Les logiciels intégraux présentés au chapitre 8 permettent de simuler l'ensemble des phénomènes pouvant intervenir lors d'un accident de fusion du cœur et notamment la dégradation du cœur et les circulations des fluides dans les circuits primaire et secondaire. Ils utilisent en général une représentation monodimensionnelle de ces circuits. Pour pouvoir simuler les circulations et les mélanges entre gaz chauds et gaz froids dans les boîtes à eau d'entrée des générateurs de vapeur, celles-ci sont représentées dans ce type de logiciel par plusieurs volumes et des transferts de gaz sont réalisés d'un volume à l'autre.

Les calculs réalisés avec le logiciel ICARE-CATHARE permettent d'évaluer la tenue mécanique de l'ensemble des composants du circuit primaire dans le cas d'un accident de fusion en pression en fonction des chargements thermiques calculés ; dans certains calculs, le risque de création d'une brèche au niveau des joints des pompes primaires est traité. Il est à noter cependant que le cas du blocage d'une soupape du pressuriseur en position ouverte n'a pas été examiné spécifiquement (mais sa modélisation ne poserait pas de problème). Les calculs menés avec le logiciel ont montré que, en cas d'existence d'un bouchon d'eau dans la branche intermédiaire du circuit primaire (voir la figure 5.8), celui-ci reste en place pendant toute la durée du transitoire accidentel. Par ailleurs, ils ont mis en évidence que le risque de formation d'un bouchon d'hydrogène en partie haute des tubes d'un générateur de vapeur pouvait être écarté.

Il faut cependant utiliser ces résultats de calcul avec précaution compte tenu des incertitudes sur les calculs des chargements thermiques. Ces incertitudes sont liées, d'une part aux modèles simplifiés utilisés pour les circuits, d'autre part à certaines simplifications inhérentes au logiciel ICARE-CATHARE : le transport et les éventuels dépôts des produits de fission relâchés lors de la dégradation du cœur n'y sont pas modélisés ; par ailleurs, le cœur est représenté de façon très simplifiée puisque les transferts de chaleur hors du cœur sont prédéfinis par l'utilisateur du code (des modélisations bidimensionnelles [axisymétriques] du cœur permettent de s'affranchir d'une telle simplification, mais ces modèles sont très coûteux en temps de calcul).

► Modélisation de la thermohydraulique du circuit primaire

L'approche décrite au paragraphe précédent conduit à modéliser les branches chaudes ou les boîtes à eau d'entrée des générateurs de vapeur par quelques éléments de volume (quelques dizaines au plus). Elle est donc simplificatrice par nature. En revanche, elle permet de simuler un transitoire accidentel de longue durée (plusieurs heures).

L'approche du type CFD conduit à modéliser ces zones à l'aide de milliers de mailles et permet donc de simuler numériquement la circulation des gaz dans une boucle du circuit primaire de façon plus réaliste qu'avec un logiciel « intégral ». Elle conduit à des temps de calculs longs, ce qui rend le calcul d'une séquence accidentelle complète impossible. Il faut se limiter à étudier la circulation des gaz à un instant donné. L'approche CFD a été utilisée par l'US NRC (United States Nuclear Regulatory Commission) avec le logiciel FLUENT [71] et par l'IRSN avec les logiciels CFX et TRIO (dans le cadre d'une collaboration avec le CEA pour ce dernier) [72]. Les moyens de calcul actuels limitent le nombre de mailles des modèles. Le faisceau de tubes d'un générateur de vapeur (qui comporte plusieurs milliers de tubes) est modélisé par un faisceau réduit (comportant environ 10 fois moins de tubes), composé de tubes équivalents dont les caractéristiques sont déterminées pour que, par exemple, la section de passage totale des tubes du faisceau équivalent soit égale à la section de passage totale des tubes du faisceau réel. La modélisation est limitée au circuit primaire : les échanges avec les circuits secondaires sont définis sous forme de conditions aux limites (c'est-à-dire qu'on se limite à définir la température, supposée uniforme, de la vapeur d'eau dans le circuit secondaire et un coefficient d'échange thermique permettant de calculer les flux thermiques entre les circuits primaire et secondaire). Les calculs de ce type permettent une vision détaillée des écoulements dans les tubes des générateurs de vapeur à un instant donné, et permettent d'évaluer certaines de leurs caractéristiques (taux de mélange dans une boîte à eau d'un générateur de vapeur, répartition des tubes des générateurs de vapeur entre tubes directs et tubes indirects).

Ce type de calculs conduit à des résultats plus précis des chargements thermiques qui peuvent ensuite être utilisés pour améliorer la modélisation de la thermique dans les logiciels intégraux ainsi que pour améliorer l'évaluation de la tenue mécanique des composants du circuit primaire. Des calculs réalisés avec le logiciel TRIO ont par exemple permis de mettre en évidence qu'à côté des tubes directs et indirects des générateurs de vapeur, il existait également un nombre important de tubes qui ne sont le siège d'aucune circulation gazeuse significative. Ces calculs ont également mis en évidence la possibilité

d'une triple stratification dans les branches chaudes, avec la présence d'une couche « tiède » entre les couches chaude et froide.

De plus, ils permettent d'obtenir des profils en trois dimensions des températures des gaz dans les boucles primaires. La figure 5.10 donne un exemple de profil thermique dans une boucle chaude et un générateur de vapeur, calculé avec le logiciel TRIO-U. Les plages de couleur représentent les températures des gaz (degrés Kelvin). La vapeur d'eau surchauffée sortant de la cuve passe dans la moitié supérieure de la branche chaude, puis se refroidit lorsqu'elle pénètre dans la boîte à eau du générateur de vapeur en se mêlant à la vapeur d'eau plus « froide » qui s'y trouve. De la vapeur d'eau « relativement » froide revient vers la cuve en passant par la moitié inférieure de la branche chaude. Un calcul préalable réalisé avec un logiciel intégral fournit les « conditions aux limites » de cette simulation (débit et température des gaz chauds à l'entrée de la branche chaude ; température du circuit secondaire).

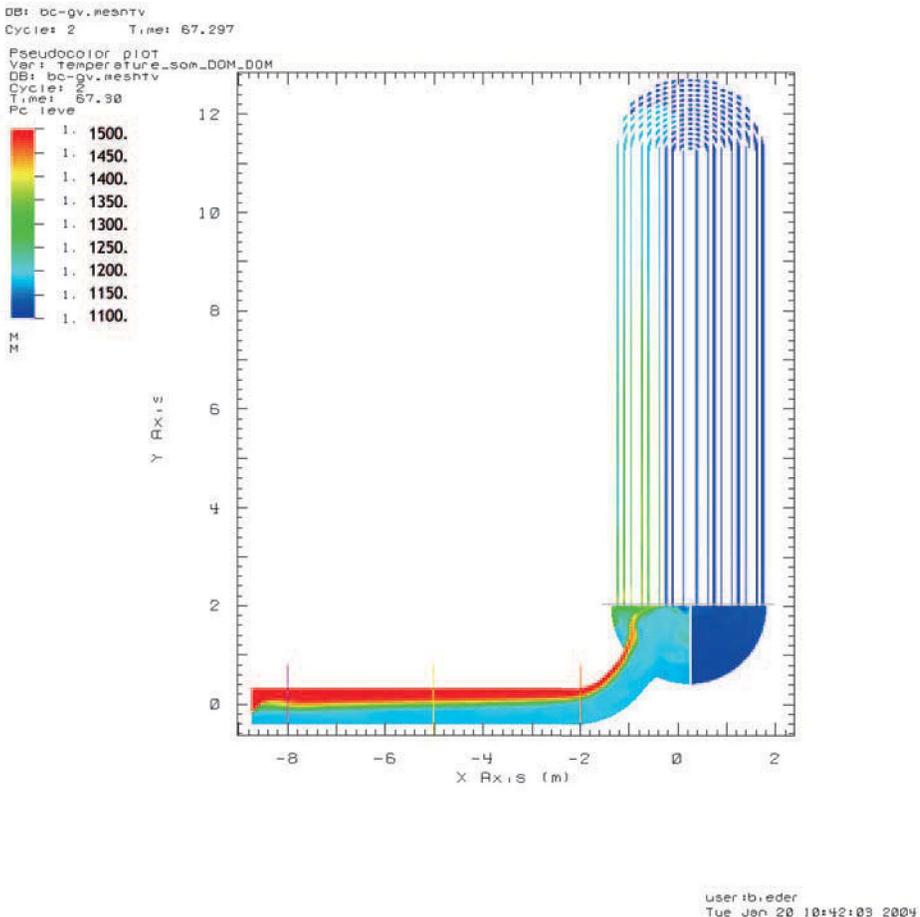


Figure 5.10. Exemple de champ thermique dans une branche chaude et le générateur de vapeur associé, déterminé par un calcul TRIO-U. L'échelle des températures est en degrés Kelvin.

L'US NRC a mené [72] des études similaires. Elle s'est particulièrement intéressée à l'étude des conséquences thermohydrauliques de fuites des tubes de générateur de vapeur existant avant l'accident et a montré que de telles fuites accroissent très significativement le risque de défaillance au niveau des tubes de générateur de vapeur.

► Modélisation du comportement mécanique des composants du circuit primaire

Pour simuler les phénomènes mécaniques, des calculs aux éléments finis ont été réalisés par le CEA pour l'ensemble constitué par une branche chaude et le fond d'un générateur de vapeur avec le logiciel Cast3M à la demande de l'IRSN. Ils ont permis d'étudier les effets de la dilatation de la branche chaude sur les contraintes mécaniques et, par voie de conséquence, sur les instants et les lieux de défaillance de celle-ci. Le modèle développé a été utilisé en tenant compte d'une répartition spatiale « réaliste », fournie par des calculs CFD, des couches chaude et froide dans une branche chaude (c'est-à-dire en tenant compte du fait qu'une branche chaude n'est pas divisée en une moitié inférieure froide et une moitié supérieure chaude et en utilisant le profil géométrique de la zone de séparation obtenu par des calculs CFD). Une exploitation spécifique des résultats des calculs permet, dans une certaine mesure, de prendre en compte les incertitudes sur les propriétés des matériaux ainsi que les particularités des soudures.

La figure 5.11 présente une vue en coupe de l'endommagement d'une branche chaude à l'instant de la défaillance pour un chargement thermique spécifique (obtenu pour une simulation d'un scénario de perte totale des alimentations électriques). La branche chaude est soudée d'un côté à la cuve du réacteur par l'intermédiaire d'un manchon (visible sur la partie droite de la figure) et, de l'autre côté, au fond du générateur de vapeur par l'intermédiaire d'un coude et d'une tubulure en forme de tronc de cône (visibles sur la partie gauche de la figure). Le départ de la ligne d'expansion du pressuriseur qui relie la branche chaude au pressuriseur est visible au milieu de la figure.

Dans le calcul réalisé avec le logiciel Cast3M, la cuve et le générateur de vapeur ont été simulés par des conditions aux limites spécifiques.

Les couleurs représentent le niveau de dommage atteint. Le dommage est un coefficient dont la valeur est comprise entre 0 et 1 et qui se calcule en tout point du maillage et à chaque pas de calcul à l'aide de différents modèles propres au matériau. Une valeur de 1 correspond à une défaillance alors qu'une valeur de 0 correspond à une structure intacte. Ici, la rupture s'amorce au début de l'intrados du coude avant le générateur de vapeur.

5.1.4.4. Bilan et perspectives

La recherche a permis de progresser dans la compréhension des accidents de fusion du cœur en pression en développant une meilleure connaissance des chargements thermiques et mécaniques subis par les différents composants du circuit primaire et une meilleure connaissance du comportement mécanique de ces composants dans de telles situations. Compte tenu de la complexité des phénomènes mis en jeu, notamment des circulations de gaz dans le circuit primaire qui gouvernent les températures

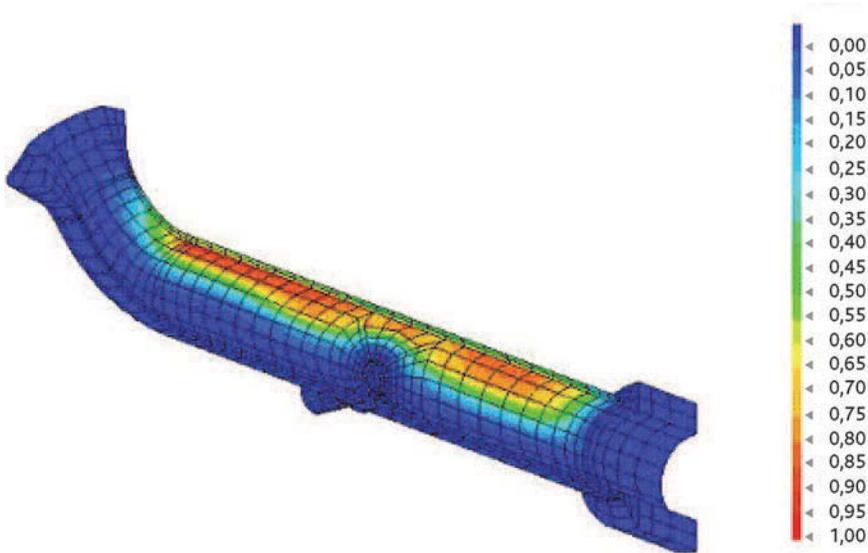


Figure 5.11. Calcul mécanique CAST3M concernant la tenue de la branche chaude. Niveau de dommage à l'instant de la « rupture » (voir texte pour plus de détail).

des composants de ce circuit, il reste difficile de prédire avec certitude à quel endroit la première défaillance du circuit primaire va intervenir. Les études réalisées par l'IRSN s'appuient sur les résultats de cette recherche ; elles tendent à indiquer que, lors d'un accident de fusion en pression, la première défaillance interviendrait au niveau d'un tube de générateur de vapeur lorsque les générateurs de vapeur sont dépressurisés du côté secondaire et au niveau des branches chaudes dans le cas contraire.

Pour les outils de modélisation, des progrès possibles concernent la validation des outils existants (notamment sur la base des résultats des essais ROSA), ou l'amélioration des modélisations 3D de la thermohydraulique du circuit primaire. En effet, seule une approche 3D peut permettre de rendre compte des phénomènes complexes de convection naturelle qui gouvernent l'échauffement du circuit primaire. En l'état, la modélisation de la mécanique des composants du circuit primaire est suffisante, compte tenu des incertitudes associées aux calculs des chargements thermiques.

Du point de vue de la sûreté des réacteurs de puissance de type REP, des dispositions visant à éviter un accident de **fusion du cœur** en pression ont été prises en France (comme dans d'autres pays) compte tenu des conséquences possibles de ce type d'accident, notamment en cas d'échauffement direct des gaz de l'enceinte (DCH). Ces dispositions incluent une dépressurisation volontaire du circuit primaire si possible avant la fusion du cœur. Cette dépressurisation peut se faire en ouvrant les vannes de décharge du pressuriseur. L'action de dépressurisation du circuit primaire est inscrite dans les procédures de conduite accidentelles et est à réaliser de manière immédiate par les opérateurs de conduite dès l'utilisation du guide d'intervention en accident grave (GIAG, voir § 4.3.3.4).

Il est à noter qu'une modification de la commande d'ouverture des vannes de décharge du pressuriseur a été décidée pour les réacteurs de 900 MWe à réaliser lors de leurs troisièmes [visites décennales](#) pour fiabiliser leur fonctionnement et donc la possibilité de dépressuriser le circuit primaire lors d'un accident avec [fusion du cœur](#).

Pour le réacteur EPR, des dispositions de conception ont été prises visant à « éliminer pratiquement » les accidents de [fusion du cœur](#) en pression. Celles-ci ont été décrites au paragraphe [4.3.4.2](#).

Références

- [1] B. Adroguer *et al.*, Core Loss During a Severe Accident (COLOSS project), *Proceedings of the FISA-01 meeting*, Luxembourg, Nov. 2001.
- [2] B. Adroguer *et al.*, Corium Interactions and Thermochemistry, *CIT project, FISA-99 Symposium*, Luxembourg, EUR 19532 EN, Nov. 1999.
- [3] C.M. Allison, J.L. Rempe, S.A. Chavez, Final design report on SCDAP/RELAP5 model improvements – debris bed and molten pool behavior, INEL-96/0487, December 1996.
- [4] J. Broughton, P. Kuan, D. Petti, E. Tolman, A Scenario of the Three Mile Island Unit 2 Accident, *Nuclear Technology* **87**, 34-53, 1989.
- [5] [B. Clément](#), N. Hanniet-Girault, G. Repetto, D. Jacquemain, A.V. Jones, M.P. Kisanane, M.P. von der Hardt, LWR severe accident simulation: synthesis of the results and interpretation of the first Phebus FP experiment FPT0, *Nuclear Engineering and Design* **226** (1), 5-82, 2003.
- [6] E.W. Coryell, Summary of Important Results and SCDAP/RELAP5 Analysis for OECD LOFT Experiment LP-FP-2, NUREG/CR-6160, [NEA/CNSI/R\(94\)3](#), EGG-2721, April 1994.
- [7] F. Fichot, O. Marchand, P. Draï, P. Chatelard, M. Zabiégo, J. Fleurot, Multi-dimensional approaches in severe accident modelling and analyses, *Nuclear Engineering and Technology* **38** (8), 733-752, 2006.
- [8] R.D. Gasser, R.O. Gauntt, S.C. Boursier *et al.*, Late-phase melt progression experiment: MP-2. Results and analysis, Report NUREG/CR--6167; SAND--93-3931, 1997.
- [9] V. Guillard, F. Fichot, P. Boudier, M. Parent, R. Roser, ICARE/CATHARE coupling: three-dimensional thermal-hydraulics of severe LWR accident, *Proceedings of ICONE-9*, Nice, France, 2001.
- [10] S. Hagen, P. Hofmann, V. Noack, L. Sepold, G. Schanz, G. Schumacher, Comparison of the quench experiments CORA-12, CORA-13, CORA-17, Report FZKA 5679, 1996.

- [11] T. Haste *et al.*, Degraded Core Quench: A Status report, OCDE/GD(97)5, [NEA/CSNI/R\(96\)14](#), August 1996.
- [12] T. Haste, K. Trambauer, Degraded Core Quench: Summary of Progress 1996-1999, [NEA/CSNI/R\(99\)23](#), February 2000.
- [13] T. Haste, B. Adroguer, Z. Hozer, D. Magalon, K. Trambauer, A. Zurita, In-Vessel Core Degradation Code Validation Matrix, Update 1996-1999, OECD/GD(94)14, [NEA/CSNI/R\(95\)21](#), 1996.
- [14] G.M. Hesson, N.J. Lombardo, J.P. Pilger, W.N. Rausch, L.L. King, D.E. Hurley, L.J. Parchen, F.E. Panisko, Full-length high-temperature severe fuel damage test No. 2. Final safety analysis, Report PNL—5547, 1993.
- [15] R. Hobbins, M. Russel, C. Olsen, R. Mc Cardell, Molten Material Behaviour in the Three Mile Island Unit 2 Accident, *Nuclear Technology* **87**, 1005-1012, 1989.
- [16] R. Hobbins, D. Petti, D. Osetek, D. Hagrman, Review of experimental results on light water reactor core melt progression, *Nuclear Technology* **95**, 287-307, 1991.
- [17] P. Hofmann *et al.*, Chemical-Physical Behaviour of Light water reactor core components tested under severe reactor accident conditions in the CORA facility, *Nuclear Technology* **118**, 200-224, 1997.
- [18] P. Hofmann, S. Hagen, G. Schanz, A. Skokan, Reactor Core Materials Interactions at Very High Temperatures, *Nuclear Technology* **87**, August 1989.
- [19] S.M. Jensen, D.W. Akers, Post-irradiation examination results from the LP-FP-2 center fuel module, Report EGG-M-90152; CONF-9005179—2, 1990.
- [20] D.A. Petti, Z.R. Martinson, R.R. Hobbins, C.M. Allison, E.R. Carlson, D.L. Hagrman, T.C. Cheng, J.K. Hartwell, K. Vinjamuri, L.J. Seifken, Power Burst Facility (PBF) severe fuel damage test 1-4 test results report, Report NUREG/CR-5163; EGG-2542, 1989.
- [21] [L. Sepold](#), P. Hofmann, W. Leiling, A. Miassoedov, D. Piel, L. Schmidt, M. Steinbrück, Reflooding experiments with LWR-type fuel rod simulators in the QUENCH facility, *Nuclear Engineering and Design* **204** (1-3), 205-220, 2001.
- [22] I. Shepherd *et al.*, Investigation of Core Degradation, *COBE project, FISA-99 Symposium*, Luxembourg, EUR 19532 EN, Nov. 1999.
- [23] K. Trambauer, Coupling methods of thermal-hydraulic models with core degradation models in ATHLET-CD, ICONE-6, © ASME 1998.
- [24] [M.S. Veshchunov](#), K. Mueller, A.V. Berdyshev, Molten corium oxidation model, *Nuclear Engineering and Design* **235** (22), 2431-2450, 2005.
- [25] [A.B. Wahba](#), International activities for the analysis of the TMI-2 accident with special consideration of ATHLET calculations, *Nuclear Engineering and Design* **118**, 43-53, 1990.

- [26] R. Wright, Current understanding of in-vessel core melt progression, *Proceedings of the Dubrovnick meeting*, IAEA-SM-296/95, 1995.
- [27] Progress Made in the Last Fifteen Years through Analyses of TMI-2 Accident Performed in Member Countries, Rapport [NEA/CSNI/R\(2005\)1](#), 2005.
- [28] V. Asmolov *et al.*, RASPLAV Application Report, *OECD RASPLAV Seminar*, Munich (Germany), 2000.
- [29] K. Atkhen, G. Berthoud, Experimental and numerical investigations on debris bed coolability in a multidimensional and homogeneous configuration with volumetric heat source, *Nuclear Technology* **142** (3), 2003.
- [30] S.V. Bechta, B. Khabensky, V.S. Granovsky, E.V. Krushinov, S.A. Vitol, V.V. Gusarov, V.I. Almashev, D.B. Lopukh, W. Tromm, D. Bottomley, M. Fisher, P. Piluso, A. Miasoedov, E. Altstadt, H.G. Willschutz, F. Fichot, Experimental Study of Interactions Between Suboxidized Corium and Reactor Vessel Steel, *Proceedings of ICAPP'06*, Reno, NV USA, June 4-8, 2006.
- [31] G. Berthoud, M. Valette, Description des lois constitutives de la version 3.2 du logiciel de prémélange MC3D, NT SMTH/LM2/99-39, 1999.
- [32] P. Chapelot, A.C. Grégoire, G. Grégoire, Final FPT4 Report, IRSN/DPAM-DIR 2004-0135, PH-PF IP-04-553, 2004.
- [33] T.C. Chawla, C.H. Chan, Heat Transfer from Vertical/Inclined Boundaries of Heat Generating Boiling Pools, *Journal of Heat Transfer* **104**, 465-473, 1982.
- [34] D.H. Cho, D.R. Armstrong, W.H. Gunther, S. Basu, Experiments on interactions between Zirconium-containing melt and water (ZREX): Hydrogen generation and chemical augmentation of energetics, *Proceedings of JAERI Conference*, 97-011, Japan, 1997.
- [35] V.V. Chudanov, A.E. Aksenova, V.A. Pervichko, Development of 3D unified computational tools to thermalhydraulic problems, *Proc. 10-th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-10)*, Seoul, Korea, October 5-9, 2003.
- [36] F. Fichot, V. Kobzar, Y. Zvonarev, P. Bousquet Mélou, The Use of RASPLAV Results in IPSN Severe Accident Research Program, in OECD-NEA, editor, *Proceedings of RASPLAV Seminar*, Munich, 2000.
- [37] F. Fichot, J.-M. Seiler, V. Strizhov, Applications of the OECD MASCA Project Results to Reactor Safety Analysis, MASCA Application Report, OECD-NEA, 2003.
- [38] F. Fichot, F. Duval, N. Trégourès, M. Quintard, The impact of thermal non-equilibrium and large-scale 2D/3D effects on debris bed reflooding and coolability, *Proceedings of NURETH-11 Conference*, Avignon, France, 2005.
- [39] B.D. Gasser, R.O. Gaunt, S. Bourcier, Late Phase Melt Progression Experiment MP-1. Results and Analyses, NUREG/CR-5874, SAND92-0804, 1992.

- [40] D. Magallon, The FARO programme recent results and synthesis, *Proceedings of CSARP Meeting*, Bethesda, USA, 1997.
- [41] F. Mayinger *et al.*, Examination of thermo-hydraulic processes and heat transfer in core melt, Final Report BMFT RS 48/1. Technical University, Hanover, Germany, 1975.
- [42] M. Salay, F. Fichot, Modelling of metal-oxide corium stratification in the lower plenum of a reactor vessel, *Proceedings of NURETH11 Conference*, Avignon, France, 2005.
- [43] P. Schäfer, M. Groll, W. Schmidt, W. Widmann, M. Bürger, Coolability of Particle Beds: Examination and Influence of Friction Laws, *International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP'04)*, Pittsburgh, PA, USA, June 13-17, 2004.
- [44] J.M. Seiler, K. Froment, Material effects on multiphase phenomena in late phases of severe accidents of nuclear reactors, *Multiphase Science and Technology* **12**, 117-257, 2000.
- [45] A.V. Stepanyan, A.K. Nayak, B.R. Sehgal, Experimental Investigations of Natural Convection in a Three-layer Stratified Pool with Internal Heat Generation, *Proceedings of NURETH11 Conference*, Avignon, France, 2005.
- [46] S. Vandroux-Koenig *et al.*, TOLBIAC version 2.2 code description, NT SMTH/LM2/99-36, 1999.
- [47] M. Saito *et al.*, Melting attack of solid plates by a high temperature liquid jet – effect of crust formation, *Nuclear Engineering and Design* **121** (1), 11-23, 1990.
- [48] T.G. Theofanous *et al.*, Lower head integrity under steam explosion loads, *Nuclear Engineering and Design* **189** (1-3), 7-57, 1999.
- [49] B.R. Sehgal *et al.*, Assessment of reactor vessel integrity (ARVI), *Nuclear Engineering and Design* **235** (2-4), 213-232, 2005.
- [50] J.R. Wolf *et al.*, OECD-NEA-TMI-2 Vessel Investigation Project, Report TMI V(93)EG10, 1993.
- [51] L.A. Stickler *et al.*, OECD-NEA-TMI-2 Vessel Investigation Project. Calculations to estimate the margin-to-failure in the TMI-2 vessel, Report TMI V(93)EG01, 1993.
- [52] T.Y. Chu *et al.*, Lower Head Failure Experiments and Analyses, NUREG/CR-5582, SAND98-2047.
- [53] L.L. Humphries *et al.*, OECD Lower Head Failure Project Final Report, OECD/NEA/CSNI/R(2002)27.
- [54] V. Koundy, N.H. Hoang, Modelling of PWR lower head failure under severe accident loading using improved shells of revolution theory, *Nuclear Engineering and Design* **238**, 2400-2410, 2008.

- [55] V. Koundy *et al.*, Progress on PWR lower head failure predictive models, *Nuclear Engineering and Design* **238**, 2420-2429, 2008.
- [56] L. Nicolas *et al.*, Results of benchmark calculations based on OLHF-1 test, *Nuclear Engineering and Design* **223**, 263-277, 2003.
- [57] OLHF Seminar 2002 - Nuclear Safety – [NEA/CSNI/R\(2003\)1](#).
- [58] Sehgal *et al.*, Assessment of reactor vessel integrity (ARVI), *Nuclear Engineering and Design* **221** (1-3), 23-53, 2003.
- [59] Sehgal *et al.*, Assessment of reactor vessel integrity (ARVI), *Nuclear Engineering and Design* **235** (2-4), 213-232, 2005.
- [60] J. Devos *et al.*, CEA programme to model the failure of the lower head in severe accidents, *Nuclear Engineering and Design* **191**, 3-15, 1999.
- [61] V. Koundy *et al.*, Study of tearing behaviour of a PWR reactor pressure vessel lower head under severe accident loadings, *Nuclear Engineering and Design* **238**, 2411-2419, 2008.
- [62] P. Matheron, S. Chapuliot, L. Nicolas, V. Koundy, C. Caroli, Characterization of PWR vessel steel tearing under severe accident condition temperatures, *Nuclear Engineering and Design* **242**, 124-133, 2012.
- [63] V. Koundy, Défaillance du fond d'une cuve REP en situation accidentelle grave et programme de recherche sur la déchirure des matériaux de cuve française, [Rapport scientifique et technique \(RST\)](#), IRSN, 2008.
- [64] B. Autrusson, G. Cénérino, Synthèse des études concernant le comportement mécanique du fond de cuve, Note technique DPEA/SEAC/97-069 – Référence non publique.
- [65] S. Brosi *et al.*, CORVIS. Investigation of light water reactor lower head failure modes, *Nuclear Engineering and Design* **168**, 77-104, 1997.
- [66] K. Ikonen, R. Sairanen, FEM Analysis of OLHF tests with and without penetration, *OLHF Seminar 2002*, Madrid, June 26-27, 2002 - (Paper from VTT, Nuclear Energy, Finland).
- [67] N. Tardif, Étude du comportement à haute température d'une fissuration instable dans l'acier 16MND5 et application au calcul de la rupture d'un fond de cuve en cas d'accident grave, thèse de doctorat, n° d'ordre 2009-ISAL-0105, LaMCoS – UMR CNRS 5259 – INSA de Lyon.
- [68] W.A. Stewart *et al.*, Experiments on natural circulation flows in steam generators during severe accidents, *Proceedings of the international ANS/ENS topical meeting on thermal reactor safety*. San Diego, 1986.
- [69] W.A. Stewart *et al.*, Experiments on natural circulation flow in a scale model PWR reactor system during postulated degraded core accidents, *Proceedings of the 3rd international topical meeting on reactor thermal hydraulics*, Newport, Rhode Island, October 1985.

- [70] B.R. Seghal, W.A. Stewart and Sha, Experiments on natural circulation during PWR severe accidents and their analysis, *International European Nuclear Society/ANS, Meeting on Reactor Safety*, Avignon, France, 1988.
- [71] C.F. Boyd, K. Hardesty, CFD predictions of severe accident steam generator flows in a 1/7th scale pressurized water reactor, *Proceedings of the 10th International Conference on Nuclear Engineering (Icne10)*, Arlington, Virginia, April 14-18, 2002.
- [72] C.F. Boyd, D.M. Helton, K. Hardesty, CFD analysis of full-scale steam generator inlet plenum mixing during a PWR severe accident, NUREG-1788, 2004.
- [73] H. Mutelle, U. Bieder, Study of severe accident natural gas circulation with the CDF code TRIO-U, *Technical meeting on use of CFD codes for safety analysis of reactor systems, including containment*, Pisa, November 11-14, 2002.
- [74] D.L. Knudson, C.A. Dobbe, Assessment of the potential for high-pressure melt ejection resulting from a Surry station blackout transient, NUREG/CR-5949, 1993.
- [75] <http://www.nea.fr/html/jointproj/rosa.html>
- [76] T. Takeda *et al.*, Analysis of the OECD/NEA ROSA project experiment simulating a PWR small break LOCA with high-power natural circulation, *Annals of nuclear energy* 36 (3), 386-392, 2009.
- [77] S. Güntay *et al.*, ARTIST: introduction and first results, *Nuclear engineering and design* 231 (1), 109-120, 2004.

5.2. Phénomènes pouvant entraîner une défaillance précoce de l'enceinte

5.2.1. Échauffement direct des gaz de l'enceinte

5.2.1.1. Introduction

Le phénomène d'échauffement direct de l'enceinte (DCH⁴) est illustré schématiquement sur la figure 5.12. Lors d'un accident de fusion du cœur d'un REP, un bain de corium, mélange d'oxydes d'uranium et de zirconium, de métaux non oxydés (zirconium et acier) et de produits de fission divers, peut se former au fond de la cuve. Si une défaillance du fond de la cuve intervient dans cette situation, du corium est éjecté dans le puits de cuve avec de la vapeur d'eau, éventuellement de l'hydrogène provenant du circuit primaire et de l'eau liquide (qui peut encore être présente au fond de la cuve lors de sa défaillance). En fonction de la pression dans la cuve au moment de sa défaillance, l'éjection induit une fragmentation plus ou moins fine du corium et une dispersion plus ou moins importante des fragments en dehors du puits de cuve. Cette dispersion de corium fragmenté conduit à des échanges thermiques très efficaces entre le corium et les gaz ainsi qu'à une oxydation des composantes métalliques du corium, produisant de l'hydrogène. L'oxydation se fait en majeure partie par la vapeur d'eau présente dans le circuit primaire, mais également par la vapeur d'eau contenue dans l'enceinte. Les températures atteintes par les gaz de l'atmosphère de l'enceinte et la présence de particules de corium très chaudes déclenchent alors une combustion de l'hydrogène créé par oxydation du corium dispersé. Cette combustion pourrait provoquer celle de l'hydrogène déjà présent dans l'enceinte au moment de la défaillance de la cuve si sa concentration est suffisamment élevée. Ces phénomènes provoquent un échauffement et une montée en pression rapides (en quelques secondes) de l'atmosphère de l'enceinte avec pour conséquence possible une défaillance de l'étanchéité ou un endommagement de l'enceinte de confinement. Par ailleurs, les chargements appliqués directement à la cuve (poussée due aux gaz et aux liquides sortant de la cuve, pression dans le puits de cuve) peuvent entraîner un déplacement plus ou moins significatif de la cuve elle-même, provoquant éventuellement un ébranlement des structures et des circuits primaire et secondaire, avec un risque de bipasse de l'enceinte en cas de brèches induites à l'extérieur de l'enceinte de confinement sur un circuit connecté au circuit primaire et non isolé de ce dernier.

Le risque de défaillance de l'enceinte de confinement lié à l'échauffement direct des gaz de l'enceinte est apprécié, d'un point de vue technique, en supposant l'absence d'eau dans le puits de cuve lors de la défaillance de la cuve. Des essais ont en effet montré que le risque de combustion est plus élevé en l'absence d'eau dans le puits de cuve. Dans les cas où de l'eau est présente en grande quantité dans le puits de cuve, le phénomène essentiel pouvant menacer l'intégrité de l'enceinte de confinement est l'explosion de vapeur qui pourrait survenir lors de la rupture de la cuve lorsque du corium très chaud entre en contact avec l'eau dans le puits de cuve ; l'explosion de vapeur est traitée au paragraphe 5.2.3. Pour les réacteurs en exploitation en France, l'absence d'eau dans le

4. On utilise en général l'acronyme anglais DCH pour *Direct Containment Heating*.

puits de cuve lors de la rupture de la cuve correspond à une situation où le système d'aspersion dans l'enceinte (système EAS) n'a pas fonctionné avant la rupture de la cuve. Pour les réacteurs de type EPR, l'objectif d'« élimination pratique » du risque d'explosion de vapeur dans le puits de cuve impose que le puits de cuve soit maintenu sec avant la rupture de la cuve.

5.2.1.2. Phénomènes physiques mis en jeu

Si les phénomènes intervenant lors d'un DCH sont qualitativement bien compris, les mécanismes physiques détaillés correspondants et leur importance sur la montée en pression des gaz de l'enceinte de confinement comportent de nombreuses incertitudes [1, 7]. L'ampleur et les conséquences d'un DCH dépendent fortement de la géométrie du réacteur et une approche expérimentale a longtemps été privilégiée, accompagnée du développement de modèles simplifiés pour l'interprétation des essais et l'extrapolation au cas d'un réacteur de puissance. Cependant, la nature particulièrement violente du phénomène et les conditions très spécifiques des accidents de [fusion du cœur](#) d'un réacteur nucléaire obligent à des simplifications dans les expériences (géométrie, matériaux) ainsi qu'à une instrumentation modeste. Les principales informations récoltées lors d'expériences sont globales (taux de dispersion du corium, pic de pression), présentent de fortes incertitudes (taux d'oxydation du corium et combustion de l'hydrogène) et sont souvent obtenues par des analyses réalisées après essai (dispersion, granulométrie). Avec les développements récents d'outils de simulation et des capacités de calcul, certains phénomènes peuvent maintenant être appréciés plus finement. Cependant, le couplage complet de tous ces phénomènes dans une modélisation de type CFD, incluant la dispersion, l'oxydation des éléments métalliques, la combustion de l'hydrogène et la présence d'eau, n'est pas réalisé à ce jour et semble difficilement envisageable à courte échéance.

La figure 5.12 présente une vue schématique des phénomènes et des risques associés. À l'instant de sa défaillance, la cuve contient, hors les éléments de structure restant en place, un mélange de vapeur d'eau et d'hydrogène, du corium au fond de la cuve et éventuellement de l'eau, le tout soumis à une pression pouvant aller de la pression de fonctionnement du circuit primaire (environ 160 bars) à une pression voisine de celle de l'enceinte de confinement (quelques bars) si le circuit primaire est totalement dépressurisé. L'éjection sous pression dans le puits de cuve du corium et de la vapeur d'eau, avec éventuellement de l'hydrogène, comporte différentes phases (jet liquide monophasique de corium, puis jet diphasique de corium et de gaz et jet gazeux). Les caractéristiques de l'éjection dépendent bien sûr des dimensions, de la forme et de la localisation de la brèche dans la paroi de la cuve. Les caractéristiques de la brèche restent à ce jour difficiles à prédire et sont donc incertaines (§ 5.1.3).

L'éjection sous pression fragmente le corium en gouttes liquides qui vont s'oxyder rapidement en produisant de l'hydrogène. Par la suite, un écoulement de vapeur d'eau, d'hydrogène et de corium s'établit dans le puits de cuve. Cet écoulement est très complexe, fortement influencé par la géométrie du puits de cuve et est le siège de différents phénomènes : projection de corium sur les parois du puits de cuve et formation d'un film liquide le long de ces parois, entraînement et fragmentation du film liquide par les gaz.

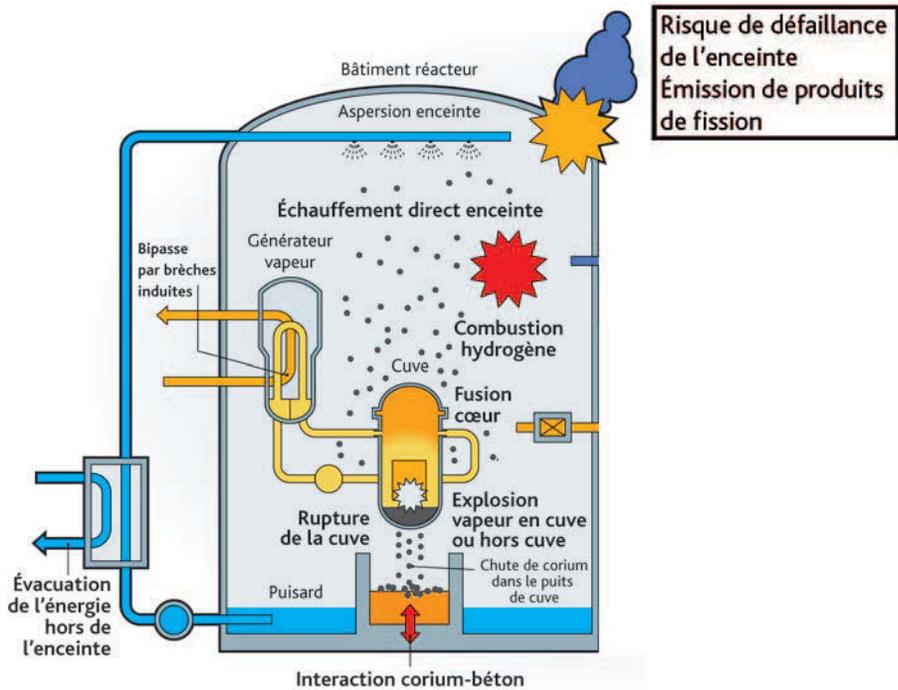


Figure 5.12. Représentation schématique des phénomènes physiques se produisant lors de l'échauffement direct des gaz de l'enceinte.

Ces divers phénomènes conduisent à une montée en pression des gaz dans le puits de cuve par rapport à l'enceinte. Il en résulte qu'une partie du corium est entraînée dans les locaux attenants au puits de cuve et vers le dôme de l'enceinte de confinement alors qu'une autre partie reste piégée dans le puits de cuve. Durant cette phase d'entraînement, le gaz et les gouttes de corium interagissent thermiquement et chimiquement. En conséquence, la température des gaz et leur pression dans le puits de cuve augmentent fortement. Cependant, il ne peut pas se produire de combustion d'hydrogène dans le puits de cuve, l'atmosphère de celui-ci étant pauvre en oxygène (chassé par les gaz sortant de la cuve). L'arrivée dans l'enceinte de gaz chauds et de particules de corium contribue à l'échauffement et à la montée rapide en pression de son atmosphère. Cette montée en pression est d'autant plus importante que la masse de corium dispersée est grande et que sa fragmentation est fine. La répartition du corium dans les différents locaux de l'enceinte et la durée de l'écoulement ont également une influence sur l'ampleur de cette montée en pression. De plus, l'arrivée dans l'enceinte de gaz et de particules de corium très chauds va enflammer tout ou partie de l'hydrogène. Cette combustion est très complexe car elle combine des flammes turbulentes de diffusion (dans la région de l'enceinte où le jet sortant du puits de cuve se propage) et des flammes de prémélange (dans les régions de l'enceinte extérieures au jet). La combustion de l'hydrogène apporte, dans la plupart des situations, la contribution la plus importante à l'échauffement et à la mise en pression des gaz de l'enceinte.

Il est important de noter que le phénomène de DCH, tel qu'il est décrit ci-dessus et couramment modélisé, est cependant simplifié par rapport à la réalité pour différentes raisons ; en particulier :

- la présence d'eau, tant dans la cuve que dans le puits de cuve, affecte le phénomène de diverses manières aux effets opposés. L'eau présente dans la cuve, qui subit une forte dépressurisation lors de l'ouverture de la brèche, se vaporise très rapidement (« flash »). Cela induit, d'une part une dépressurisation plus lente (donc un temps accru pour la dispersion du corium), d'autre part une poussée plus importante sur la cuve. Cette eau ne va cependant pas entièrement se vaporiser et l'eau présente dans le puits de cuve va elle aussi se disperser et donc, d'une part agir comme un puits de chaleur, d'autre part perturber voire inhiber la combustion. Il est donc difficile de savoir si globalement la présence d'eau a un effet bénéfique ou non ;
- sous l'effet de la pression dans le puits de cuve, celle-ci peut se déplacer et modifier ainsi la configuration géométrique, fermer des chemins pour les écoulements ou en ouvrir d'autres.

Techniquement, le problème est donc très difficile à modéliser avec précision.

5.2.1.3. Programmes expérimentaux

La connaissance des phénomènes intervenant lors d'un DCH a été acquise principalement grâce à des programmes d'essais réalisés sur des maquettes reproduisant, à échelle réduite, les principales caractéristiques géométriques des réacteurs. Les différentes géométries étudiées sont présentées dans les paragraphes qui suivent ; les résultats des essais sont discutés ensuite en fonction de la température, des matériaux utilisés pour simuler le corium et de la présence d'eau dans le puits de cuve.

À la fin des années 1980 et au début des années 1990, de nombreux essais ont été réalisés dans des maquettes plus ou moins précises de réacteurs américains à des échelles variant de $1/40^e$ à $1/6^e$ [1-4]. La géométrie la plus étudiée et la plus documentée concerne le réacteur de ZION. Toutefois, dans la maquette du réacteur de ZION construite à cet effet (installation Surtsey, Sandia National Laboratory, États-Unis), la liaison (voie de passage des gaz et du corium) entre le puits de cuve et le dôme de l'enceinte de confinement *via* le passage annulaire autour de la cuve n'était pas représentée (figure 5.13). Un tunnel d'instrumentation représentait les liaisons entre le puits de cuve et les compartiments intermédiaires de l'enceinte de confinement. Le dispositif simulant la cuve était de plus placé à l'extérieur de l'enceinte. Les essais intégraux ont été réalisés à des pressions élevées, de l'ordre de 60 bars.

La deuxième géométrie étudiée a été celle du réacteur de SURRY. Certains des essais correspondants tenaient compte de la liaison directe existant entre le puits de cuve et le dôme de l'enceinte de confinement *via* le passage annulaire autour de la cuve et de la présence du calorifuge autour de la cuve. Le nombre d'expériences réalisées avec cette géométrie a été restreint. Enfin, une troisième géométrie, celle du réacteur de CALVERT CLIFFS, a été étudiée ; dans cette géométrie, il existe un

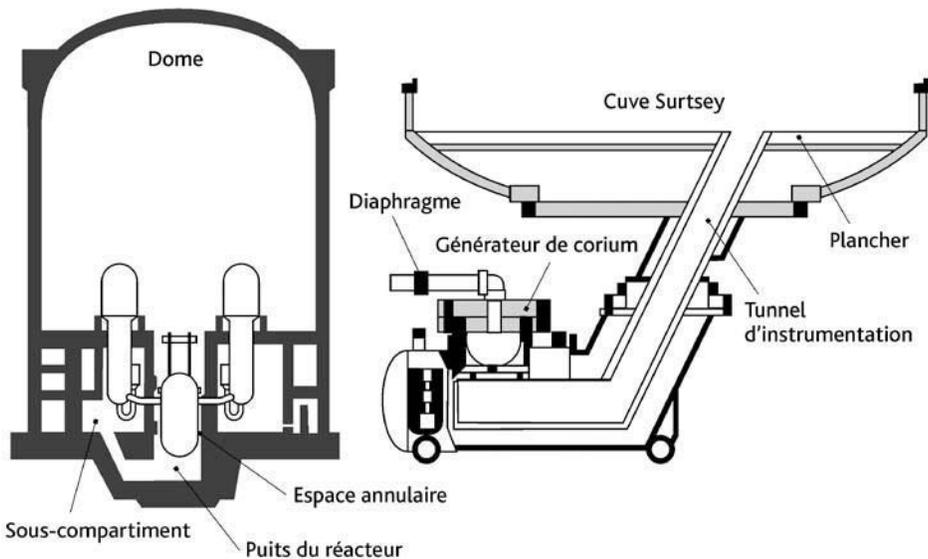


Figure 5.13. Schéma du réacteur de ZION (à gauche) et sa représentation dans les expériences réalisées dans l'installation Surtsey à Sandia National Laboratory (à droite) [1].

passage annulaire plus important autour de la cuve, dont la configuration est plus proche de celle des réacteurs français.

En 1997, une campagne d'essais réalisée par KAERI (Corée du Sud) pour le compte de l'IRSN (IPSN à l'époque) a permis d'étudier pour la première fois, mais partiellement (essais à froid uniquement), le phénomène de DCH dans une géométrie proche de celle d'un réacteur français de 900 MWe à l'échelle 1/20^e.

Plus récemment, des essais ont été menés dans les installations DISCO, à FzK (Forschungszentrum Karlsruhe, maintenant KIT pour Karlsruhe Institut für Technologie) en Allemagne [5, 7]. Une première installation, dite DISCO-C, a permis la réalisation de tests à froid, tandis qu'une autre, DISCO-H, était dédiée à des essais intégraux, permettant de simuler l'ensemble des phénomènes thermiques et chimiques. Initialement construites pour des études relatives au réacteur EPR (échelle 1/18^e), les installations DISCO ont par la suite été modifiées pour permettre l'étude de la géométrie des réacteurs de 1 300 MWe P'4 (en collaboration avec l'IPSN, figure 5.14), pour celle des réacteurs KONVOI (réacteurs allemands présentant une géométrie proche de celle des réacteurs EPR) et pour celle des réacteurs VVER-1000 (un seul test dans DISCO-H). La particularité des géométries EPR et KONVOI est la très petite taille du puits de cuve qui favorise la dispersion de corium hors du puits de cuve, ce d'autant plus qu'il n'y a pas de couloir d'accès ; pour les réacteurs de 900 MWe et de 1 300 MWe français (figure 5.14), le puits de cuve est beaucoup plus profond et il existe trois passages de sortie possible du puits de cuve : vers la partie supérieure de l'enceinte (dôme), vers les compartiments en bas de l'enceinte et vers le couloir d'accès au puits de cuve. Les tests DISCO ont été limités à des pressions dans la cuve inférieures à 25 bars.

► Les essais en matériaux simulants à basse température (aspects dynamiques)

Ces essais visent à établir des corrélations d'entraînement du simulant vers les compartiments adjacents au puits de cuve et vers l'enceinte de confinement en fonction des paramètres de l'expérience, qui sont généralement la taille de la brèche au fond de la cuve, la pression dans la cuve au moment de sa défaillance, les propriétés physiques du matériau simulant le corium et celles du gaz porteur sortant de la cuve. Divers simulants ont été utilisés pour ce type d'essais : de l'eau (figure 5.14), des huiles, du métal de Wood (alliage eutectique composé de bismuth, de plomb, d'étain et de cadmium) et du gallium. Ces deux derniers simulants ont l'avantage de posséder des propriétés (densité, viscosité, tension de surface) proches de celles d'un corium tandis que l'eau est un piètre simulant (propriétés physiques très éloignées de celles d'un corium et existence de changements de phase – évaporation ou gel – non représentatifs).

Avec une géométrie représentative des réacteurs français de 900 MWe, les essais de KAERI ont montré que, lorsque la pression dans la cuve est suffisamment élevée, jusqu'à 80 % du simulant peut être entraîné dans l'espace annulaire autour de la cuve et dans le passage vers le dôme de l'enceinte de confinement, puis relâché dans l'enceinte de confinement. Dans cette géométrie, le passage vers les compartiments intermédiaires de l'enceinte de confinement est en fait très réduit et la majeure partie du combustible est éjectée dans l'enceinte. Pour les réacteurs de 1 300 MWe, la fraction entraînée dans l'espace annulaire est plus faible (60 %), une forte proportion du combustible (~ 30 %) étant piégée dans le couloir d'accès au puits de cuve. Sur les 60 %, environ 20 % sont

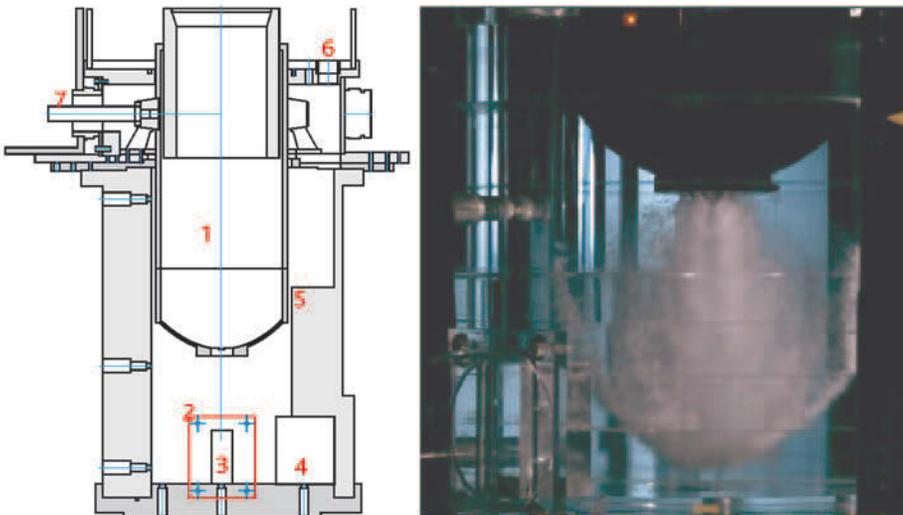


Figure 5.14. Représentation de la géométrie du puits de cuve d'un réacteur P'4 pour les essais DISCO-C : 1-cuve, 2-puits de cuve, 3-couloir d'accès au puits de cuve, 4-niche, 5-passage annulaire, 6-sortie vers le dôme de l'enceinte de confinement, 7-sortie vers les compartiments intermédiaires de l'enceinte de confinement. À droite, photographie d'une éjection d'eau sous pression.

entraînés directement vers le dôme de l'enceinte, le restant étant entraîné dans les compartiments intermédiaires de l'enceinte.

La géométrie du puits de cuve du réacteur EPR est très différente. Du fait du très faible volume du puits de cuve, la quasi-totalité du corium peut être entraînée dans l'enceinte de confinement, et ce pour des pressions très basses dans la cuve, de l'ordre de quelques bars. Depuis la réalisation des essais DISCO consacrés au réacteur EPR, la géométrie du puits de cuve du réacteur EPR a évolué et ne comporte plus de passage direct entre le puits de cuve et l'enceinte ; le corium éjecté se trouverait donc entraîné en grande partie vers les compartiments intermédiaires de l'enceinte abritant les équipements (générateurs de vapeur, pressuriseur). L'effet de divers modes de défaillance du fond de la cuve (brèche au centre du fond de la cuve, brèche latérale ou décalotage partiel du fond de la cuve) sur la dynamique d'éjection du simulant a également été étudié lors des essais relatifs au réacteur EPR [6] ; ces essais ont montré que les masses dispersées sont plus importantes pour les brèches centrées.

► Les essais intégraux à haute température

Ces essais permettent d'étudier, outre les aspects dynamiques, les échanges thermiques et les interactions chimiques. Le tableau 5.3 fournit la liste des tests intégraux réalisés jusqu'en 2010. Le simulant qui a été le plus utilisé pour ce type d'essais est un mélange de fer et d'alumine (Al_2O_3) résultant d'une réaction thermitique⁵, additionné éventuellement de petites quantités de chrome et de zirconium. Quelques essais ont été réalisés également avec une composition plus proche d'un corium réel (contenant un mélange $\text{UO}_2 + \text{ZrO}_2$). Les principales différences entre la thermitite $\text{Fe-Al}_2\text{O}_3$ et le corium sont la densité (environ $4\,000\text{ kg/m}^3$ contre $8\,000\text{ kg/m}^3$) et la composition en métaux oxydables (Fe contre Zr + Fe + Cr). Les résultats des essais réalisés avec de la thermitite ne peuvent donc pas être extrapolés de manière directe au cas d'un DCH. Un nombre important d'essais a été réalisé aux États-Unis, principalement par les laboratoires de Sandia (SNL) et d'Argonne (ANL), pour trois types de géométrie (principalement la géométrie du réacteur ZION, celle du réacteur SURRY et celle du réacteur de CALVERT-CLIFFS) et des conditions expérimentales variées [1]. Ces essais ont été réalisés avec des pressions élevées dans la cuve, entre 60 et 120 bars : la dispersion du simulant et la montée en pression dans l'enceinte étaient donc élevées.

Pour la géométrie du réacteur de ZION, les divers essais (réalisés dans la maquette SURTSEY sans liaison directe entre le puits de cuve et le dôme de l'enceinte de confinement⁶) ont montré que les compartiments intermédiaires de l'enceinte de confinement renaient 90 % du simulant et que la surpression dans l'enceinte était limitée, de l'ordre de 2,5 bars (figure 5.15). Sur la base de ces résultats, l'US NRC a estimé que, pour ce réacteur, le risque de défaillance de l'enceinte de confinement par DCH était nul [8].

5. La mise en présence d'un oxyde de fer et d'aluminium conduit à une réaction chimique très exothermique au cours de laquelle l'aluminium réduit l'oxyde de fer pour produire ce que l'on appelle la thermitite, mélange de fer et d'alumine Al_2O_3 ; l'élévation de température du mélange par la réaction conduit à sa fusion.
6. Il existe en réalité dans le réacteur une liaison entre le puits de cuve et le dôme mais elle a été négligée.

Les divers essais réalisés par la suite, dont ceux réalisés dans l'installation DISCO, suggèrent qu'en l'absence de combustion (atmosphère inerte de l'enceinte), le cloisonnement de l'enceinte par les compartiments jouerait un rôle important et que seule la fraction de simulant dispersée dans le dôme de l'enceinte de confinement participerait efficacement à l'échauffement de son atmosphère. En effet, l'équilibre thermique est atteint plus rapidement dans un petit volume, puisque le rapport volume de corium sur volume de gaz y est plus élevé et les gaz y sont donc plus rapidement chauffés.

Tableau 5.3. Principaux programmes expérimentaux relatifs à l'étude du DCH.

Série	Nombre d'essais	Échelle	Géométrie	ΔP (bars)	Matériau	$D_{\text{brèche}}^{(4)}$ (m)	Liaison directe vers le dôme	Eau
DCH/WC ⁽¹⁾	7	1/10	Zion	26 – 67	Fe-Al ₂ O ₃	0,4 – 1	Non	Puits
TDS/LFP ⁽¹⁾	13	1/10	Surry	25 – 40	Fe-Al ₂ O ₃ -Cr	0,4 – 0,9	Non	Non
IET-Zion ⁽¹⁾	9	1/10	Zion	60 – 70	Fe-Al ₂ O ₃ -Cr	0,4	Non	Puits
IET-Surry ⁽¹⁾	3	1/6	Surry	120	Fe-Al ₂ O ₃ -Cr	0,7 – 1	Selon essai ⁽⁵⁾	Puits
ANL-IET ⁽²⁾	6	1/40	Zion	57 – 67	Fe-Al ₂ O ₃ -Cr	0,4	Non	Puits
U ⁽²⁾	3	1/40	Zion	30 – 60	UO ₂ +ZrO ₂ + Zr-acier inoxydable	0,4	Non	Non
CE-CES ⁽¹⁾	7	1/10	Calvert Cliffs	40 – 80	Fe-Al ₂ O ₃	0,4 – 0,5	Oui	Cuve
DISCO-H ⁽³⁾	6	1/18	EPR	8 – 22	Fe-Al ₂ O ₃	0,5 – 1	Selon essai	Non
DISCO-FH ⁽³⁾	5	1/16	P'4	15 – 25	Fe-Al ₂ O ₃	0,5 – 1	Oui	Non
DISCO-KH ⁽³⁾	2	1/18	KONVOI	20 – 25	Fe-Al ₂ O ₃	1	Non	Non

⁽¹⁾Sandia NL, ⁽²⁾Argonne NL, ⁽³⁾FzK, ⁽⁴⁾diamètre de la brèche de la cuve rapporté à l'échelle de la cuve des réacteurs étudiés, ⁽⁵⁾étude de l'effet du calorifuge selon qu'il reste en place ou non.

Les phénomènes chimiques d'oxydation et de combustion jouent un rôle fondamental dans le DCH. Les premiers essais étudiant l'effet de ces phénomènes sont les essais IET réalisés pour les géométries des réacteurs de ZION et de SURRY (dans la plupart des cas, sans liaison directe entre le puits de cuve et le dôme de l'enceinte). Lors de ces essais, la concentration initiale d'hydrogène dans l'enceinte était modérée, de l'ordre de 2 à 3 %. L'oxydation des métaux a toujours été très intense. Le taux de combustion de l'hydrogène a été de l'ordre de 70 %, ce qui a conduit à une augmentation de la pression dans l'enceinte d'un facteur 2 à 3 (figure 5.15, gauche).

Les essais DISCO-H ont confirmé ces observations expérimentales [7]. Ils ont de plus montré que l'oxydation ne se fait pas seulement avec la vapeur d'eau initialement présente dans la cuve, mais également avec la vapeur présente dans l'enceinte de confinement (cela n'avait pas pu être observé dans les essais IET réalisés sans liaison directe entre le puits de cuve et le dôme de l'enceinte). Les taux de combustion d'hydrogène observés lors de ces essais sont très importants, de l'ordre de 80 % pour des taux initiaux d'hydrogène de 5 à 6 %. Surtout, ils ont montré qu'il existe une relation

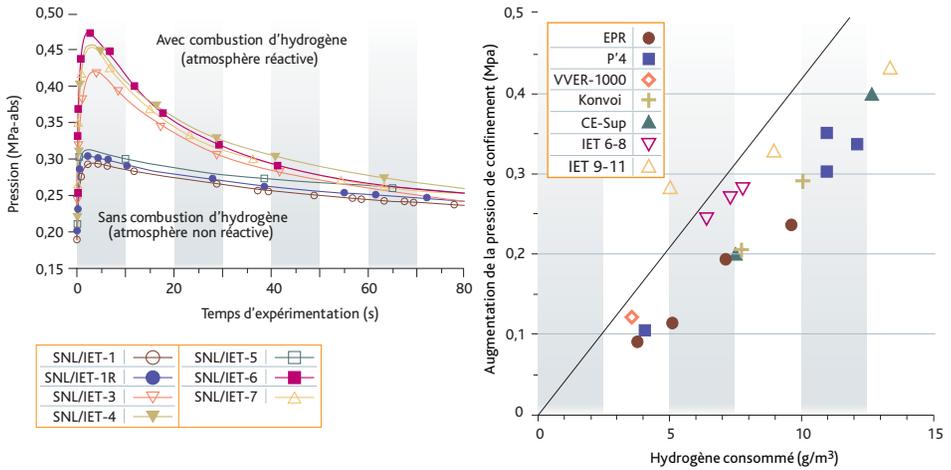


Figure 5.15. Influence de la combustion sur l'augmentation de pression dans l'enceinte de confinement. À gauche : comparaison de la montée en pression observée pour une atmosphère avec et sans combustion d'hydrogène lors des essais IET-ZION (Sandia NL) [1]. À droite : relation entre la montée en pression et la quantité d'hydrogène brûlé estimée (par unité de volume) pour une sélection d'essais DISCO (Fzk), CE et IET (Sandia, IET6-8 : géométrie ZION, IET9-11 : géométrie SURRY) [7]. La droite représente les valeurs théoriques enveloppes de l'augmentation de pression liée à la combustion de l'hydrogène.

linéaire entre la montée en pression dans l'enceinte de confinement et la quantité d'hydrogène estimée participant à la combustion (figure 5.15, droite). Aussi, en cas de combustion importante d'hydrogène, les transferts thermiques entre le corium et le gaz jouent un rôle moins important dans le DCH. Ceci s'explique par le fait que le chauffage du gaz dû à la combustion limite les transferts thermiques entre les gouttes de corium et le gaz.

De plus, les essais DISCO réalisés avec les géométries des réacteurs EPR et des réacteurs de 1 300 MWe montrent que, en cas de combustion, l'effet du cloisonnement de l'enceinte de confinement est moins net. La combustion est elle-même moins sensible au cloisonnement pour des concentrations en hydrogène élevées (5 à 6 %). Par contre, lorsque la concentration initiale d'hydrogène est faible (moins de 3 %), la combustion se propage difficilement aux zones dans lesquelles le corium n'est pas entré.

► **Les essais avec des matériaux réels**

Après les essais IET mettant en œuvre de la thermitte, trois essais similaires ont été réalisés avec, cette fois, un mélange d'UO₂, de Zr, de ZrO₂, de Fe et de Cr, dans l'installation COREXIT, maquette à l'échelle 1/40^e du réacteur de ZION, en vue de mettre en évidence l'effet de l'utilisation de matériaux réels à la place de la thermitte [2]. La base de données relative aux essais avec des matériaux réels est donc très réduite et les conclusions que l'on peut en tirer très partielles.

Deux des essais ont été réalisés avec une atmosphère de l'enceinte quasiment inerte, supprimant ainsi toute combustion d'hydrogène ; l'oxydation du corium était

cependant possible puisque la cuve contenait une teneur élevée en vapeur d'eau. Pour ces deux essais sans combustion, réalisés avec un matériau présentant une plus faible énergie spécifique que la thermitte (environ 1,2 MJ/kg dans le cas du corium réel au lieu de 2,7 MJ/kg pour la thermitte) ; la montée en pression dans le dôme de l'enceinte a été moindre que lors des essais réalisés dans des conditions similaires avec de la thermitte. Cependant, la production d'hydrogène due à l'oxydation des matériaux par la vapeur d'eau a été bien supérieure pour le corium, avec un taux d'oxydation du corium de l'ordre de 70 % contre un taux de seulement 30 à 40 % pour la thermitte. Cette forte oxydation est due principalement à l'oxydation des métaux qui entrent dans la composition du corium. Le dioxyde d'uranium UO_2 peut aussi être « suroxydé » par la vapeur d'eau si elle est présente en quantité suffisante ; cependant cette « suroxydation » est probablement limitée et ne contribue que faiblement à la production d'hydrogène.

Il est par ailleurs probable que, lors de ces deux essais, l'oxydation du corium a été limitée par la quantité de vapeur d'eau contenue dans la cuve, qui était insuffisante pour oxyder la totalité des matériaux oxydables composant le corium. Ces essais montrent donc qu'une oxydation très forte du corium peut se produire pour des coriums de compositions représentatives de celle d'un corium qui se formerait lors d'un accident de [fusion du cœur](#) d'un REP. Pour un réacteur de puissance, une approche conservatrice pour traiter le DCH est de supposer que tous les métaux du corium sont complètement oxydés lors de sa dispersion ; l'oxydation du dioxyde d'uranium est, quant à elle, négligée.

► Les effets de la présence d'eau

L'effet de la présence d'eau lors de la défaillance de la cuve, soit dans la cuve, soit dans le puits de cuve, a également été étudié aux États-Unis. Toutefois, le nombre réduit d'essais, associé à l'absence de modèle même simplifié, ne permet que des interprétations qualitatives. Lors des essais CE-CES (géométrie du réacteur de CALVERT CLIFFS [4]), le matériau simulant le corium se trouvait initialement au fond du puits de cuve et de l'eau ou de la vapeur, mise préalablement en pression entre 40 et 80 bars, était éjectée de la cuve par une brèche de 4 cm de diamètre (correspondant à un diamètre de 40 cm rapporté à l'échelle de la cuve du réacteur). Lorsque l'eau était initialement saturée (et donc se vaporisait à la sortie de la cuve sous forme de « flash »), aucune influence importante sur l'augmentation de pression dans l'enceinte n'a été mise en évidence, l'apport de pression dû à la vaporisation de l'eau a donc été compensé par une réduction des effets de la combustion et de l'oxydation (d'environ 30 %). Lorsque l'eau était à une température voisine de la température ambiante (et donc ne se vaporisait pas lors de la dépressurisation), une réduction notable (de l'ordre de 30 %) des chargements de pression a été observée. Dans les essais CE-CES avec présence d'eau dans la cuve, environ 60 % du simulant a été entraîné vers le dôme de l'enceinte *via* l'espace annulaire.

Plusieurs essais ont été réalisés en ajoutant de l'eau en faible quantité dans le puits de cuve (essais WC, IET). Des essais IET-ZION ont également été réalisés avec des quantités variées d'eau dans le puits de cuve. Lors de ces essais, les augmentations de pression ont été voisines de celles observées lors d'essais sans eau dans le puits de cuve : il ne semble pas y avoir d'effet global de la présence d'eau sur l'augmentation de pression.

Cependant, les mesures de température ont permis d'établir que la combustion d'hydrogène a été deux fois moins importante qu'en l'absence d'eau dans le puits de cuve ; l'augmentation de pression est donc dans ce cas en grande partie due à la vaporisation d'eau. Il en résulte que la présence d'eau a donc un effet très important sur les phénomènes intervenant lors d'un DCH et pourrait donc avoir un effet sur l'augmentation de pression dans des conditions différentes de celles de l'essai. Cependant, les études actuelles sont fondées sur les résultats expérimentaux et, par manque d'une modélisation adéquate, négligent l'effet de la présence d'eau.

Même si cela reste à confirmer par des études plus approfondies, la présence d'eau dans la cuve ou dans le puits de cuve semble assez bénéfique vis-à-vis du DCH, limitant la combustion d'hydrogène. Cependant, en présence d'eau, une explosion de vapeur résultant de l'interaction entre le corium fragmenté et l'eau pourrait se produire. Compte tenu des mesures prises pour limiter les possibilités d'éjection de corium à haute pression en cas d'accident de [fusion du cœur](#) d'un réacteur de puissance (dépressurisation volontaire du circuit primaire, voir § 4.3.3.3) et donc les possibilités de DCH, l'étude de l'explosion de vapeur est considérée comme prioritaire en termes de risques.

Des expériences d'éjection en pression d'un corium fondu dans un puits de cuve noyé (échelle 1/10^e) ont été réalisées par les laboratoires Sandia aux États-Unis (expériences SPIT/HIPS) [15]. Ces expériences ont, dans tous les cas, conduit à une destruction par explosion de vapeur du puits de cuve. Les travaux de recherche relatifs à l'explosion de vapeur sont présentés en détail dans le paragraphe 5.2.3.

5.2.1.4. Modélisation

La complexité du DCH ne permet pas de le modéliser de façon fine en couplant l'ensemble des phénomènes importants (éjection et fragmentation du corium, transferts thermiques, oxydation des matériaux composant le corium, combustion d'hydrogène, présence d'eau).

Jusqu'au milieu des années 2000, les seules modélisations existantes étaient construites à partir de modèles simplifiés s'appuyant largement sur des corrélations expérimentales, ces modèles étant eux-mêmes implémentés dans des logiciels « intégraux » permettant de calculer des séquences accidentelles plus ou moins complètes (MELCOR, MAAP, CONTAIN, ASTEC, etc. ; voir le chapitre 8). Ces modèles simplifiés sont essentiellement paramétriques et n'ont pas pour finalité l'étude et la compréhension précise des phénomènes intervenant lors d'un DCH. Ils reflètent le niveau des connaissances sur ces phénomènes et permettent un couplage complet, même approximatif, pour l'étude de la progression d'un accident.

Depuis quelques années, FzK puis l'[IRSN](#) se sont engagés dans des études à l'aide de logiciels de simulation multiphasique multidimensionnelle (respectivement les logiciels AFDM et MC3D). Contrairement aux modèles paramétriques évoqués ci-dessus, ces logiciels permettent de représenter plus finement certains aspects importants du DCH, notamment la géométrie et le comportement du corium à différentes échelles, mais ils ne représentent pas le couplage de l'ensemble des phénomènes. Par ailleurs,

la chimie complexe intervenant lors d'un DCH y est traitée de manière très simplifiée. Les logiciels AFDM et MC3D visent en premier lieu à alimenter les modèles paramétriques en corrélations mieux adaptées.

L'attention des modélisateurs se porte actuellement prioritairement sur les questions relatives à la dispersion du corium. Les expériences réalisées montrent en effet que l'oxydation des matériaux composant le corium et la combustion de l'hydrogène sont très fortement liées à la dispersion du corium et que des approches simplifiées conduisant à des estimations enveloppes des effets sur la pression de l'oxydation et de la combustion n'amènent pas à des surestimations exagérées des pressions atteintes.

5.2.1.4.1. Modèles paramétriques

Le module DCH du code américain CONTAIN [9] est de loin le logiciel 0-D le plus évolué ; il offre un nombre important d'options de calcul. Ce module est également révélateur des difficultés de modélisation de la dispersion du corium lors d'un DCH puisqu'une bonne dizaine de modèles ou corrélations peuvent être utilisés pour décrire le transport des débris de corium et les écoulements entre les compartiments de l'enceinte de confinement ainsi que le piégeage de débris par les structures.

Le module DCH du logiciel CONTAIN contient des modélisations relativement mécanistes pour décrire la fragmentation du corium et l'entraînement des débris de corium. Il évalue les transferts de chaleur convectifs et radiatifs entre les débris et l'atmosphère à l'aide de lois d'échanges classiques. Le logiciel traite les réactions chimiques d'oxydation du corium et la combustion d'hydrogène (celui produit lors du DCH et celui préexistant dans l'enceinte). La combustion d'hydrogène est évaluée par une approche simplifiée. Bien que le module DCH du logiciel CONTAIN possède une solide base de qualification [10], celle-ci reste limitée aux réacteurs américains de type ZION ou SURRY et son utilisation par la GRS pour interpréter les essais DISCO dans les géométries EPR et P'4 s'est révélée délicate [11, 12] ; ceci peut être dû à la complexité du logiciel (notamment le grand choix d'options) et donc à la nécessité d'une très bonne expérience de l'utilisateur.

Les autres logiciels intégraux relatifs aux accidents de [fusion du cœur](#) utilisent des approches plus simples. Ainsi, le module DCH du logiciel MAAP s'appuie sur des corrélations (fonction de la géométrie) pour l'évaluation de la fraction totale de corium dispersé [12]. Les gouttes de corium sont supposées en équilibre dynamique et thermique avec les gaz. La répartition des gouttes dans les différents exutoires du puits de cuve est alors fonction des débits gazeux calculés par le logiciel pour chacun des exutoires. Si ce type de modélisation permet difficilement un traitement précis de la géométrie (notamment de la géométrie des exutoires) et des écoulements dans les exutoires (qui dépendent de la géométrie), il a le mérite de la simplicité.

Le logiciel ASTEC évalue les chargements de pression dus à un DCH à l'aide des modules RUPUICUV, CORIUM et CPA (voir le chapitre 8). Les phénomènes intervenant dans le puits de cuve sont traités par le module RUPUICUV. Cependant le module de thermohydraulique CPA qui permet de calculer les écoulements de gaz dans l'enceinte

de confinement n'est pas apte à traiter directement les phénomènes particuliers du DCH liés à la présence de particules de corium (transferts thermiques des particules de corium aux gaz de l'enclaustrée, oxydation du corium) et un module intermédiaire, le module CORIUM, sert d'interface et permet de traiter les apports d'énergie liés au corium qui sont ensuite utilisés par le module CPA. La fraction totale de corium dispersée est déterminée par des corrélations. L'IRSN a prévu de réviser la modélisation du DCH en conservant une approche simplifiée. En particulier, de nouvelles corrélations déduites des résultats des essais DISCO et des travaux de modélisation réalisés avec le logiciel MC3D seront introduites.

5.2.1.4.2. Logiciels de simulation

L'IRSN et KIT ont choisi d'utiliser des logiciels de simulation de thermohydraulique multiphasique pour améliorer la compréhension des écoulements dans le cas d'un DCH et faciliter la mise au point de modèles simples [13].

Le logiciel AFDM est utilisé par KIT ; il a été initialement développé pour les études de sûreté des réacteurs à neutrons rapides (RNR). C'est un précurseur du logiciel SIMMER III, auquel des modèles physiques relatifs au DCH ont été ajoutés, par exemple pour simuler les réactions chimiques entre les métaux et la vapeur d'eau ou l'oxygène ou encore la combustion d'hydrogène dans l'enclaustrée (modèle simplifié paramétrique). Le logiciel traite des configurations d'écoulement des gaz et des transferts thermiques entre les gaz et le corium de manière assez complète ; il traite notamment la formation de films de corium et de croûtes sur les parois de la cavité du puits de cuve. Le logiciel est limité à une géométrie 2-D axisymétrique. Des résultats prometteurs ont été obtenus pour l'interprétation des expériences DISCO réalisées avec les géométries des réacteurs EPR et KONVOI ; ils ont notamment permis à l'IRSN de lancer des analyses comparatives avec le logiciel MC3D.

Le logiciel MC3D est développé par l'IRSN et le CEA ; il est principalement utilisé pour l'évaluation des chargements de pression induits par une explosion de vapeur (§ 5.2.3). Le logiciel est cependant apte à traiter de nombreux phénomènes multiphasiques dont, partiellement, le DCH. Une particularité de ce logiciel est la description détaillée du corium : le « champ des gouttes » (corium dispersé) est traité de façon distincte du « champ de jet » (corium continu) (voir la figure 5.33 du § 5.2.3 qui illustre ce point). Un modèle détaillé de fragmentation du corium et de coalescence des gouttes permet de passer d'un champ à l'autre. Un modèle d'oxydation du corium existe. En revanche, la combustion n'est pas traitée dans le logiciel MC3D. La combustion étant le contributeur principal à l'augmentation de pression dans l'enclaustrée de confinement, les études conduites avec le logiciel MC3D sont limitées à la dispersion du corium et visent à développer des modèles simplifiés de la dispersion pour le logiciel ASTEC et les études probabilistes de sûreté (EPS). Le logiciel MC3D permet par ailleurs de réaliser des calculs tridimensionnels pour traiter de façon plus précise les géométries spécifiques des réacteurs français. À titre d'illustration, la figure 5.16 présente une visualisation d'une géométrie traitée avec le logiciel MC3D (géométrie P'4 simplifiée) ainsi que des résultats de calculs de la dispersion du corium dans l'espace annulaire en fonction de la pression dans la cuve.

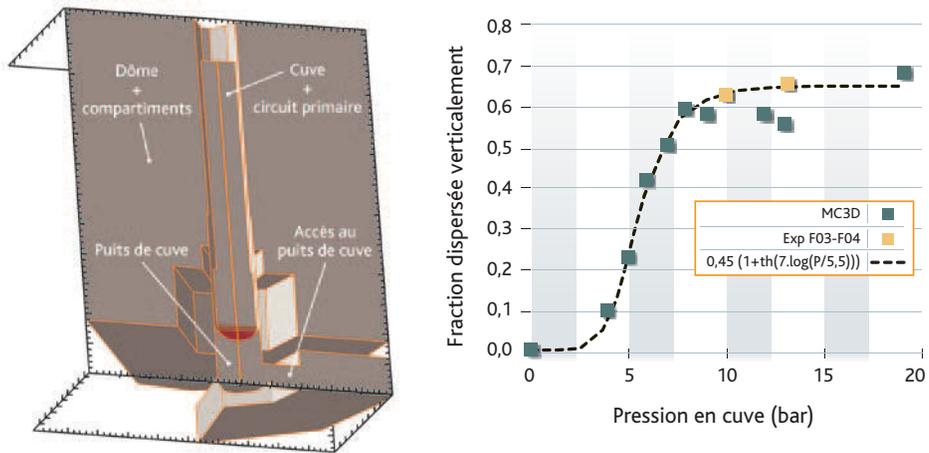


Figure 5.16. À gauche : géométrie 3D utilisée lors de l'interprétation des essais DISCO réalisés avec la géométrie des réacteurs P'4 (géométrie simplifiée) traitée par le logiciel MC3D. À droite : évaluation par le logiciel MC3D de la fraction de combustible dispersée vers le haut du puits de cuve comparés avec les résultats des essais réalisés avec de l'eau comme simulant et avec un diamètre de la brèche dans la cuve de 60 mm.

Au-delà de la comparaison directe des résultats de calcul à quelques points expérimentaux, ce type de logiciel permet d'étudier, par de nombreux calculs et avec des maillages assez grossiers, la sensibilité du phénomène de dispersion du corium à des paramètres tels que la pression dans la cuve, la température des gaz, la taille de la brèche. Une corrélation permettant de traiter la dispersion du corium a ainsi été développée sur la base des résultats des essais DISCO. Cette corrélation prévoit par exemple que, avec de l'eau comme simulant, la pression seuil (minimale) engendrant une dispersion est de l'ordre de 5 bars (voir également la figure 5.16). Dans le cas des réacteurs P'4, les études montrent que, pour une brèche dans la cuve d'un diamètre de l'ordre du mètre, il existe une pression seuil de dispersion du corium voisine de 20 bars et une pression, voisine de 40 bars, au-delà de laquelle la dispersion du corium est maximale. La figure 5.17 illustre ces résultats, en fonction de la pression dans la cuve pour trois diamètres de brèche (la taille de la brèche n'est pas connue avec précision ; elle peut varier de quelques centimètres à 1 m, voir le § 5.1.3).

Il a également été remarqué, toujours pour les réacteurs P'4, que la section du passage d'accès au puits de cuve n'a un effet que sur la quantité maximale de corium dispersée dans l'enceinte, les autres caractéristiques telles que la pression seuil de dispersion étant peu affectées. Ceci a été par la suite confirmé par des expériences DISCO complémentaires.

La grande faiblesse des modélisations existantes concerne la combustion de l'hydrogène. Les logiciels de combustion ne peuvent pas calculer la dispersion et l'oxydation du corium ; inversement, les logiciels MC3D et AFDM ne comportent pas de modèle adéquat de combustion. Une modélisation de la combustion apparaît nécessaire si l'on veut améliorer les capacités prédictives de ces logiciels de calcul. Un travail sur ce point a été engagé en 2009 dans le cadre du réseau européen SARNET, sous l'impulsion de KIT, en vue de déterminer les modélisations les plus adaptées et la façon de les introduire dans les logiciels de simulation multiphasique.

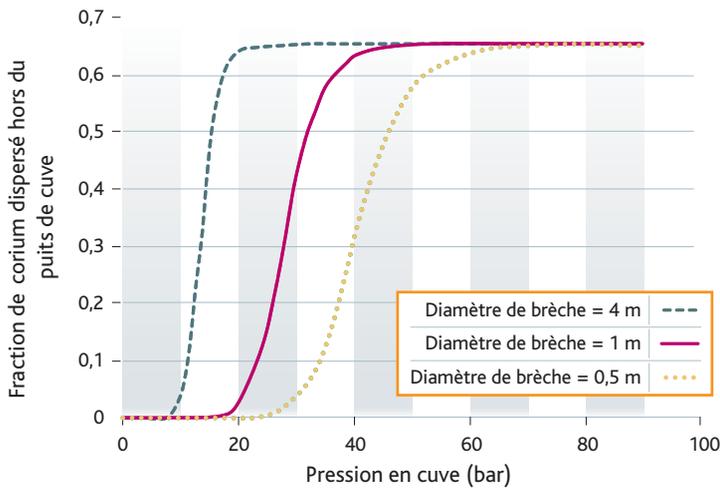


Figure 5.17. Évaluation par l'IRSN, pour les réacteurs P'4, de la dispersion du corium hors du puits de cuve en fonction de la pression dans la cuve pour différents diamètres de brèche. Le diamètre de 4 m correspond à l'arrachement du fond de la cuve.

5.2.1.5. Bilan et perspectives

L'étude du risque de DCH n'est pas aisée. Le risque est différent pour chaque type de réacteur et, pour une géométrie donnée, dépend entre autres de :

- la pression dans le circuit primaire au moment de la défaillance de la cuve ;
- la taille de la brèche dans la cuve ;
- la quantité d'hydrogène non recombinaison encore présente dans l'enceinte de confinement et dans le circuit primaire lors de la défaillance de la cuve ;
- la quantité de métal non oxydé dans le corium.

Le moyen le plus sûr d'éviter ou de limiter l'effet d'un DCH sur l'enceinte de confinement est de dépressuriser volontairement le circuit primaire. Ceci est prévu dès la conception pour les réacteurs EPR et AP1000. La dépressurisation du circuit primaire est considérée d'une manière générale comme une action clé pour la sûreté des réacteurs à eau sous pression en exploitation, en particulier dans les guides d'intervention en accident grave. La figure 5.17 permet d'apprécier le bénéfice d'une dépressurisation du circuit primaire pour les réacteurs P'4 et sans doute plus généralement, en tenant compte des incertitudes évoquées plus haut, pour l'ensemble des réacteurs en exploitation en France. Pour ces réacteurs, un DCH pour une pression dans la cuve inférieure à 10 bars apparaît exclu. Dans une telle situation, la coulée du corium hors de la cuve pourrait conduire, selon la concentration d'hydrogène présente dans l'enceinte de confinement, à une combustion de ce dernier sans DCH. Les chargements de pression sur l'enceinte de confinement ne seraient alors dus qu'à la combustion de l'hydrogène.

Les données expérimentales ont également montré que les conséquences d'un DCH dépendent fortement de la géométrie du puits de cuve et des voies de passage entre celui-ci et le reste de l'enceinte de confinement. En particulier, il apparaît que ces conséquences sont réduites pour les réacteurs qui ne présentent pas de voie de passage directe pour le corium et les gaz entre le puits de cuve et le dôme de l'enceinte ; une telle disposition a été retenue en particulier pour le réacteur EPR.

La combustion de l'hydrogène créé par l'oxydation du corium dispersé par la vapeur d'eau et de celui éventuellement initialement présent dans la cuve et l'atmosphère de l'enceinte de confinement apparaît être le phénomène prépondérant pour l'augmentation de pression dans cette enceinte. Une évaluation précise de cette augmentation de pression nécessite donc une connaissance précise du contenu en éléments métalliques du corium ainsi que des quantités d'hydrogène présentes dans l'enceinte et dans la cuve. Pour les cas de dispersion importante du corium (dispersion de 30 à 50 tonnes de corium liquide ; selon les scénarios d'accident de [fusion du cœur](#) envisagés, la masse de corium dispersée peut atteindre 100 tonnes voire plus), des études réalisées par l'[IRSN](#) montrent que les limites de tenue mécanique de l'enceinte de confinement pourraient être atteintes lors de la combustion d'hydrogène résultante.

La modélisation du DCH est délicate. En effet, la complexité et la diversité des phénomènes mis en jeu lors d'un DCH, et la forte dépendance de ceux-ci à la géométrie du bâtiment réacteur, se prêtent mal à une modélisation simplifiée. Des modèles paramétriques ont été élaborés ; ils ont permis de réaliser des études visant à estimer l'augmentation de pression dans l'enceinte de confinement lors d'un DCH, mais leur utilisation est très incertaine en dehors de leurs domaines précis de validation (en particulier pour ce qui concerne la géométrie du puits de cuve et des compartiments attenants). L'utilisation de logiciels de simulation multiphasique a permis d'obtenir des résultats importants, notamment pour ce qui concerne la dispersion du corium en fonction de la pression dans la cuve. Mais leur utilisation reste également délicate et ils ne sont pas, en 2013, capables de déterminer l'ensemble des conséquences d'un DCH de façon précise, en particulier à cause des difficultés de modélisation de l'oxydation du corium et surtout de la combustion de l'hydrogène. De plus, les maillages utilisés pour traiter les géométries réelles complexes sont assez grossiers et certains détails géométriques ne peuvent pas être modélisés sans procéder à des simplifications, ce qui conduit à des imprécisions dans le calcul des écoulements.

L'effet de la présence d'eau dans la cuve ou dans le puits de cuve lors d'un DCH n'est pas non plus vraiment déterminé. Une meilleure compréhension de cet effet est nécessaire mais elle ne pourra être obtenue que par le développement de modélisations couplées dans un logiciel de simulation tel que MC3D.

Pour pallier les manques de résultats expérimentaux (notamment avec des matériaux réels) ainsi que les limitations des corrélations développées sur la base des résultats existants et pour permettre l'extrapolation au cas d'un réacteur de puissance, le recours à des logiciels de simulation plus précis apparaît nécessaire : c'est pourquoi, comme indiqué plus haut, des développements visant à améliorer la modélisation d'un DCH pour les réacteurs français ont été engagés par l'[IRSN](#) au milieu des années 2000.

5.2.2. *Risques associés à l'hydrogène et moyens de limitation des conséquences*

5.2.2.1. Introduction

Dans le contexte de l'étude des accidents de **fusion du cœur** d'un réacteur à eau sous pression (REP), le « risque hydrogène » est défini comme la possibilité d'une perte de l'intégrité de l'enveloppe de confinement du réacteur à la suite d'une combustion d'hydrogène. L'hydrogène est produit principalement par l'oxydation des métaux présents dans le cœur du réacteur (le zirconium des gaines des crayons combustibles essentiellement) lors de la dégradation de celui-ci (§ 5.1.1) et par l'oxydation des métaux présents dans le bain de corium ou dans le radier lors de l'interaction entre le corium et le béton (§ 5.3). L'hydrogène ainsi produit est relâché dans l'enveloppe de confinement. La répartition de l'hydrogène dans l'enveloppe de confinement est plus ou moins homogène suivant l'intensité du brassage de son atmosphère (lié notamment aux boucles de convection résultant de la condensation de la vapeur dans l'enveloppe de confinement). En cas de forte hétérogénéité, il peut exister des concentrations locales importantes d'hydrogène de telle sorte que le seuil d'inflammabilité du mélange gazeux peut être dépassé ; en cas d'inflammation, il peut en résulter des chargements de pression susceptibles de menacer l'intégrité de l'enveloppe de confinement. Par ailleurs, la répartition et les concentrations d'hydrogène dans l'enveloppe de confinement peuvent être modifiées de par l'utilisation du système d'aspersion dans cette enceinte. En effet, cette utilisation conduit à une homogénéisation des concentrations d'hydrogène dans l'enveloppe de confinement mais elle peut aussi conduire, par condensation de la vapeur d'eau, à rendre le mélange gazeux inflammable par diminution de son taux d'humidité. Des dispositifs tels que des recombineurs et des igniteurs (les REP en exploitation en France ne sont équipés que de recombineurs) peuvent être installés dans l'enveloppe de confinement pour éviter l'accumulation d'hydrogène dans une partie ou dans la totalité de l'enveloppe.

5.2.2.2. Phénomènes physiques mis en jeu

Lors d'un accident de **fusion du cœur** d'un REP, l'hydrogène relâché du circuit primaire se retrouve dans l'atmosphère de l'enveloppe de confinement, initialement composée essentiellement d'air et de vapeur d'eau. Cette atmosphère est le siège de mouvements de convection induits par la présence de vapeur d'eau et la condensation de cette vapeur d'eau sur les surfaces froides. L'hydrogène va contribuer à renforcer les mouvements de convection naturelle du fait de sa faible densité et à réduire la condensation de vapeur d'eau sur les parois en contrariant la diffusion de la vapeur d'eau. La convection dans l'enveloppe de confinement peut donc être modifiée et une question importante est de savoir si tout le volume confiné est mis en mouvement par cette convection. Dans l'affirmative, l'hydrogène et l'air se mélangent suffisamment rapidement de sorte que, hormis les zones où les gaz sont relâchés et près des parois, une bonne homogénéité de l'atmosphère peut être supposée. Dans le cas contraire, seule une partie du volume confiné – vraisemblablement la partie haute de l'enveloppe de confinement – est brassée et l'homogénéisation de l'atmosphère concerne d'abord cette partie de l'enveloppe ; si son volume est petit, cette partie pourra donc contenir un mélange relativement riche

en hydrogène ; ensuite, l'hydrogène va migrer plus lentement (en plusieurs heures compte tenu des dimensions géométriques de l'enceinte de confinement et de son compartimentage) vers les zones mortes, probablement en partie basse. Dans ces zones, le mélange gazeux va s'enrichir en hydrogène mais cet enrichissement ne dépassera jamais la teneur de la zone homogène.

L'inflammabilité du mélange gazeux contenu dans l'enceinte de confinement dépend de la température, de la pression et de la composition du mélange, ainsi que du mode d'allumage. Il est considéré, en pratique, que la position du point représentatif de la seule composition du mélange (hydrogène, air, vapeur d'eau) dans le diagramme de Shapiro (figure 5.18) permet de déterminer si le mélange est inflammable. Dans ce diagramme, les zones d'inflammation et de détonation sont délimitées par des courbes ; la courbe de limite d'inflammabilité délimite la zone d'inflammation, la courbe de limite de détonabilité délimite la zone de détonation. La zone de détonation, plus réduite, est incluse dans la zone d'inflammation. Les limites d'inflammabilité et de détonabilité dépendent de la température et de la pression ; par ailleurs, la limite de détonation n'est pas une caractéristique intrinsèque du mélange gazeux ; elle n'est valable que pour la géométrie dans laquelle elle a été obtenue.

La combustion peut être amorcée dans un mélange réputé inflammable à l'aide d'une source d'énergie de quelques millijoules. Aussi, il apparaît probable qu'en présence de sources électriques ou de points chauds, l'inflammation se produise assez rapidement après l'entrée du mélange gazeux dans le domaine de combustion. En revanche, il faut une source d'énergie beaucoup plus importante (au moins 100 kilojoules) pour déclencher une détonation stable du mélange : ceci explique que le cas d'une détonation directe du mélange gazeux dans l'enceinte de

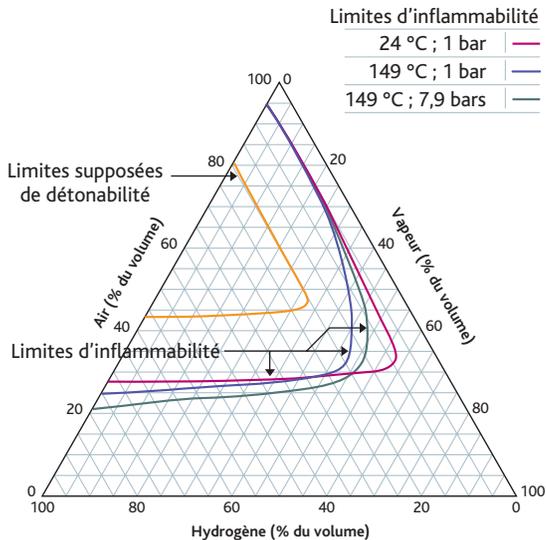


Figure 5.18. Diagramme de Shapiro pour les mélanges hydrogène-air-vapeur d'eau.

confinement puisse être « pratiquement éliminé » et que le seul mécanisme retenu comme pouvant entraîner une détonation est l'accélération de flamme et la transition déflagration-détonation. En effet, du fait des instabilités hydrodynamiques et de la turbulence (induite notamment par la présence d'obstacles sur le parcours de la flamme), une déflagration initialement en régime laminaire (vitesse du front de flamme de l'ordre du mètre par seconde) est susceptible de s'accélérer. Des régimes de combustion rapide peuvent ainsi apparaître : déflagration rapide (vitesse de quelques centaines de mètres par seconde), « transition déflagration détonation » (TDD) et détonation (vitesse de plus de mille mètres par seconde). Ces phénomènes sont les plus menaçants pour la tenue mécanique de l'enceinte de confinement, car ils peuvent occasionner des chargements dynamiques locaux très importants. En effet, plus la vitesse de combustion est importante, plus le pic de pression est élevé mais avec un temps d'application du pic plus court.

Du fait du volume important de l'enceinte de confinement et de sa complexité géométrique (liée notamment à son compartimentage), il n'est pas actuellement possible de réaliser des calculs prédictifs concernant l'accélération de flamme. Néanmoins, la compréhension des mécanismes mis en jeu a permis d'élaborer des critères *a priori* sous forme de conditions nécessaires à l'établissement des différents modes de combustion. Deux types de critères ont ainsi été définis :

- le critère « σ » porte sur l'accélération de flamme ; la grandeur σ est le facteur d'expansion du mélange, rapport des densités des gaz frais et des gaz brûlés à pression constante ; il s'agit donc d'une propriété intrinsèque du mélange considéré, la valeur critique σ^* au-delà de laquelle l'accélération de flamme est possible, dépend de la température initiale des gaz et de la stabilité de la flamme ; elle a été déterminée à l'aide des résultats de nombreuses expériences à différentes échelles et dans différentes géométries ;
- de manière similaire, des conditions nécessaires ont été établies pour apprécier la possibilité d'une transition entre les régimes de déflagration et de détonation (TDD) ; elles reposent sur la comparaison d'une longueur caractéristique de la géométrie du local étudié et de la taille des cellules de détonation (notée λ) qui caractérise la sensibilité du mélange.

Ces critères ont été initialement établis pour des mélanges gazeux homogènes, puis étendus à des mélanges où existent des variations de la concentration d'hydrogène, sur la base des résultats du programme ENACCEF (§ 5.2.2.3.2). Ces critères permettent, à partir de l'étude de la répartition de l'hydrogène dans l'enceinte de confinement (en tenant compte de sa géométrie), de déterminer les situations présentant un risque de défaillance du confinement pour lesquelles un calcul des chargements résultant d'une éventuelle combustion paraît nécessaire. Il convient de noter que l'application des critères cités plus haut suppose que les logiciels utilisés pour le calcul de la répartition d'hydrogène dans l'enceinte de confinement aient été validés pour des situations représentatives des conditions d'un accident de [fusion du cœur](#) ; c'est l'objet des programmes expérimentaux sur la répartition de l'hydrogène réalisés ces dernières années.

5.2.2.3. Programmes expérimentaux

5.2.2.3.1. Répartition de l'hydrogène

La répartition de l'hydrogène dans l'enceinte de confinement est régie par divers phénomènes physiques complexes et couplés tels que :

- les écoulements dans la zone de relâchement et le transport des gaz dans l'enceinte de confinement, notamment l'hydrogène et la vapeur d'eau ;
- la convection naturelle induite par les différences de température entre l'atmosphère et les parois de l'enceinte, et par les différences des masses volumiques des différentes espèces gazeuses présentes ;
- la condensation de vapeur d'eau sur les murs et les structures internes de l'enceinte ;
- la stratification thermique et massique des gaz ;
- la diffusion dans les écoulements et la turbulence ;
- l'effet des gouttes de l'aspersion sur les écoulements ou encore la condensation de la vapeur d'eau sur les gouttes de l'aspersion.

De nombreuses expériences analytiques ont permis d'étudier des phénomènes isolés. Pour la condensation, par exemple, les expériences de Dehbi [31] en convection naturelle et de Tagami, Uchida et Huhtiniemi [32] en convection forcée, ont permis de mettre au point des modèles globaux de la condensation de vapeur d'eau. Néanmoins, les corrélations résultant de ces essais dépendent des conditions et de la géométrie des essais. Étant donné le fort couplage qui existe entre les différents phénomènes influant sur la répartition de l'hydrogène, un certain nombre d'expériences globales à grande échelle ont été réalisées en complément des essais analytiques. Un état de l'art sur la thermohydraulique et la distribution de l'hydrogène dans l'enceinte de confinement a été établi en 1999 dans le cadre de l'OCDE par un groupe d'experts internationaux (dont des experts de l'IRSN) [16]. Il présente une description de l'ensemble des expériences (HEDL, HDR, BMC, NUPEC) qui ont été réalisées depuis le début des années 1980. Dans la majorité des cas, il s'agit d'expériences globales à grande échelle dont l'instrumentation limitée et la connaissance imprécise des conditions aux limites ne permettent qu'une validation de logiciels de calculs 0D, et qui s'avèrent inadaptées à la validation de logiciels multidimensionnels.

Afin de pallier le déficit de données, de nouvelles installations mieux instrumentées et dédiées à la validation des outils de calcul multicompartiments et multidimensionnels ont été construites au début des années 2000. On peut citer les installations PANDA, THAI, TOSQAN et MISTRA (figures 5.18, 5.19, 5.20 et 5.21).

► Programme dans l'installation PANDA

L'installation PANDA, située à l'institut Paul Scherrer en Suisse, a été initialement conçue pour l'étude de la thermohydraulique dans les enceintes des réacteurs à eau bouillante. Elle est constituée de quatre compartiments interconnectés d'un volume total égal à 460 m^3 [28].

Dans le cadre du projet SETH (SESAR Thermalhydraulics) de l'OCDE entre 2004 et 2006, des essais (en majorité sans condensation) y ont été réalisés en utilisant essentiellement deux compartiments, avec un volume total de 180 m^3 , et une instrumentation adaptée pour mesurer finement les écoulements afin de valider les logiciels multidimensionnels. La matrice des essais réalisés dans le cadre de ce projet concernait les écoulements avec injection latérale ou centrée de vapeur d'eau ou d'hélium, l'interaction des jets de gaz dans la zone d'injection avec les parois de l'enceinte, l'effet sur la répartition des gaz d'une ouverture des deux compartiments situés en haut de l'enceinte sur ceux du bas. L'installation PANDA offre la possibilité d'étudier des écoulements complexes ; toutefois, le manque de maîtrise de la température des parois de l'installation empêche une caractérisation fine du phénomène de condensation.

Plus récemment, un nouveau programme expérimental, OCDE/SETHII [35], a été réalisé dans les installations PANDA et MISTRA pour obtenir des données supplémentaires sur les écoulements transitoires dans des conditions pouvant entraîner l'homogénéisation d'un milieu initialement stratifié. Ainsi, différentes configurations traitant de l'effet du fonctionnement des recombineurs d'hydrogène, de l'aspersion ou de l'injection de vapeur à différents débits sur la disparition d'une stratification préétablie d'hydrogène ont été étudiées.

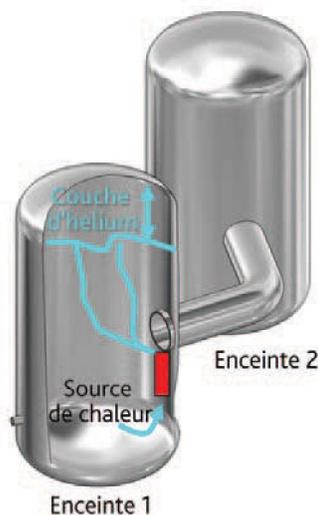


Figure 5.19. Schéma de l'installation PANDA.

► Programme THAI

L'installation THAI, située en Allemagne (Becker Technology), est dédiée à l'étude de phénomènes concernant le « risque hydrogène », la chimie de l'iode ainsi que le transport et le dépôt d'aérosols dans les enceintes de confinement des REP.

L'enceinte de 60 m³ présente une structure interne multicompartimentée avec des parois externes thermiquement isolées. Pour ce qui concerne le risque hydrogène, l'installation THAI est conçue de manière à permettre l'étude de la répartition de l'hydrogène et de sa combustion ainsi que l'étude du fonctionnement des recombineurs catalytiques. Au cours de la période 1998-2002, l'installation THAI a été utilisée pour la réalisation d'essais de thermohydraulique dont un a servi de base au *International Standard Problem* (ISP) n° 47 de l'OCDE qui s'est achevé en 2007 [18]. Lors de cet essai, une stratification du mélange gazeux utilisé (air, hélium, vapeur d'eau) a été créée en injectant l'hélium et la vapeur d'eau en partie haute de l'enceinte (injection verticale) ; une injection latérale de vapeur d'eau de faible débit en partie basse n'a pas pu mettre en mouvement toute l'atmosphère de l'enceinte compartimentée et n'a donc pas pu homogénéiser le mélange gazeux. Ce résultat inattendu a mis en défaut les logiciels existants qui calculaient une homogénéisation de l'atmosphère de l'enceinte et a mis en évidence la nécessité de modéliser plus finement les écoulements dans les zones d'injection.

L'étude des phénomènes gouvernant la création ou la déstabilisation d'une stratification a donc été poursuivie dans le cadre du projet OCDE/THAI [36] afin d'améliorer la

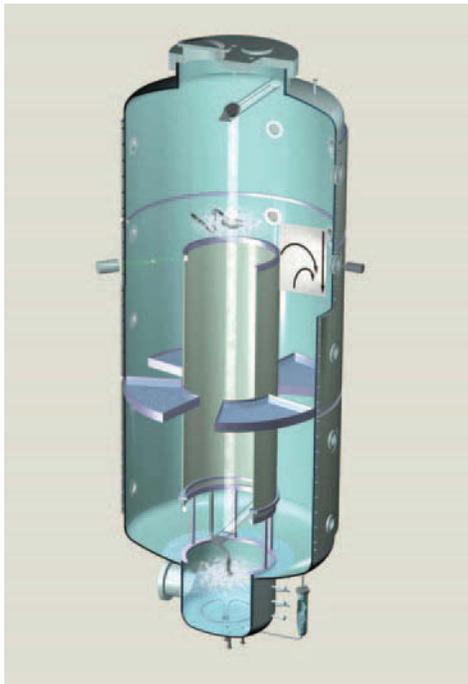


Figure 5.20. Schéma de l'installation THAI [36].

modélisation de la répartition de l'hydrogène dans une enceinte de confinement en cas d'accident de **fusion du cœur**. Comme nous le verrons plus loin, ce projet avait également pour objectifs l'étude de la combustion d'hydrogène, celle du comportement des recombineurs ainsi que celle de la chimie de l'iode. Par ailleurs, des essais réalisés dans le cadre de ce projet ont permis de confirmer que l'hélium se répartissait de la même manière que l'hydrogène dans l'enceinte, ce qui permet de l'utiliser lors des essais pour étudier la répartition de l'hydrogène.

► Programme TOSQAN

L'installation TOSQAN, réalisée et exploitée à Saclay par l'IRSN, est constituée d'une cuve cylindrique en acier d'un volume interne égal à 7 m^3 (en dehors du puisard, volume situé dans la partie basse de l'enceinte qui contient de l'eau). La température des murs de cette enceinte est régulée permettant ainsi de délimiter la surface froide où la condensation a lieu. L'instrumentation du volume gazeux comprend des mesures de pression, de température, des concentrations des espèces gazeuses (par spectrométrie de masse et diffusion Raman spontanée) et de vitesse (par vélocimétrie laser). Les caractéristiques des gouttelettes d'eau d'aspersion sont déterminées en termes de taille (par imagerie), de vitesse (par vélocimétrie laser) et de température (par réfractométrie). Le programme d'essais concerne l'étude des phénomènes de condensation de la vapeur d'eau, d'aspersion dans l'enceinte, de condensation et d'évaporation à l'interface entre le puisard et l'atmosphère de l'enceinte et ainsi que de rabatement des aérosols par l'aspersion [26].

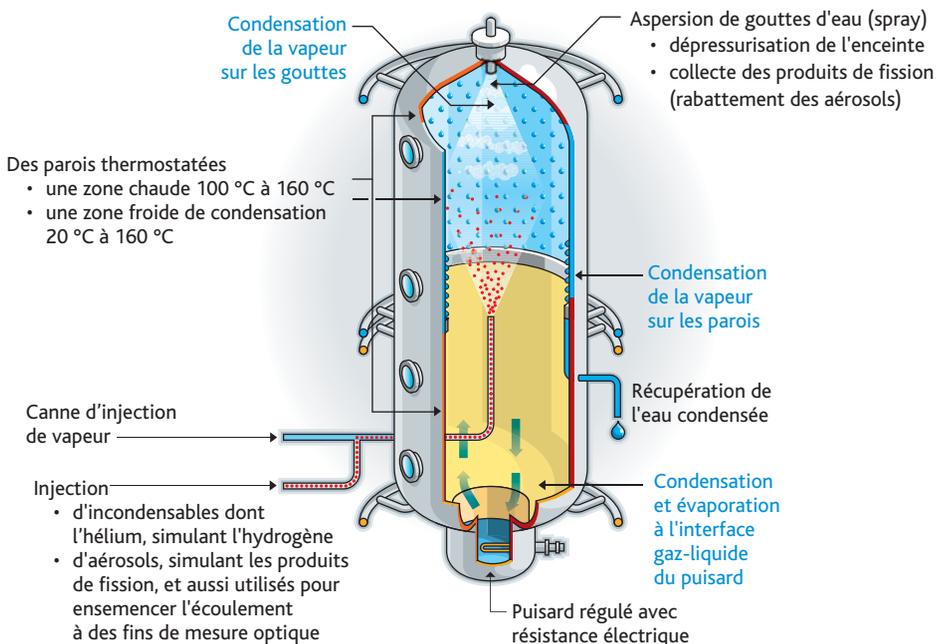


Figure 5.21. Schéma de l'installation TOSQAN.

Les essais relatifs à la condensation, dont un a servi de base à l'ISP47, sont terminés ; ils ont concerné l'étude des régimes stabilisés (débits constants d'injection et de condensation de vapeur d'eau) avec et sans présence d'hélium. Dans l'essai qui a servi de base à l'ISP47, l'hélium ajouté à la vapeur d'eau injectée a commencé par se répartir de façon homogène dans la partie supérieure de l'installation (au-dessus du niveau de l'injection), siège de la principale boucle de convection. Ensuite, la phase d'enrichissement lent en hélium de la partie inférieure de l'atmosphère de l'enceinte a été écourtée par l'apparition d'une instabilité (fluide chauffé par les murs en partie basse de l'enceinte) qui a mis en mouvement toute l'atmosphère de l'enceinte et a ainsi homogénéisé sa composition. En régime stabilisé, l'atmosphère est homogène.

Pour ce qui concerne l'aspersion, des essais avec des buses d'aspersion en position centrée ou en position décentrée ont été réalisés. En outre, un exercice d'intercomparaison international a été organisé sur la base des essais réalisés dans le cadre du réseau européen SARNET. Par ailleurs, les campagnes d'essais concernant les interactions entre l'atmosphère de l'enceinte et le puisard ainsi que le rabattement des aérosols par l'aspersion ont été réalisées et leur analyse achevée.

► Programme MISTRA

Le principal objectif du programme MISTRA réalisé par le CEA est l'étude des phénomènes de condensation sur les murs et sur les gouttes d'eau (aspersion) dans une enceinte plus grande que celle de l'installation TOSQAN et pouvant comporter des compartiments [27]. Plus précisément, l'installation MISTRA se compose d'une enceinte de 100 m³ (diamètre : 4,25 m, hauteur : 7 m), construite en acier inoxydable, isolée thermiquement et équipée de trois surfaces condensantes internes dont les températures sont régulées. L'instrumentation comprend des mesures de pression, de température, de concentrations gazeuses ainsi que de vitesses d'écoulement (par anémométrie laser Doppler). Cette instrumentation est adaptée à la qualification des logiciels de calcul multicompartiments et des logiciels multidimensionnels et à celui de leur couplage.

Les essais de condensation réalisés dans l'installation MISTRA, dont un a servi de base à l'ISP47, ont concerné des régimes stabilisés, permettant d'avoir un équilibre entre les débits d'injection et de condensation de vapeur, avec des injections de vapeur d'eau centrées et décentrées dans l'enceinte libre (pas de compartiment) ou compartimentée. Lors de l'essai utilisé pour l'ISP47, pour lequel de l'hélium a été ajouté au flux d'injection de vapeur d'eau, des résultats similaires à ceux obtenus lors de l'essai TOSQAN utilisé pour le même ISP ont été obtenus en termes de répartition d'hélium. Une atmosphère homogène s'est tout d'abord créée dans la partie haute de l'enceinte sous l'effet de courants de convection ; en dessous du niveau de l'injection d'hélium, la concentration de ce gaz a augmenté lentement jusqu'à l'homogénéisation complète de l'atmosphère de l'enceinte de confinement en environ trois heures. Le mouvement d'ensemble observé lors de l'essai TOSQAN rappelé plus haut ne s'est pas produit car le fond de l'enceinte était plus froid que le reste de celle-ci (configuration stable). Dans les programmes d'essais TOSQAN et MISTRA relatifs à l'aspersion, il a été montré que l'aspersion était efficace pour homogénéiser une atmosphère gazeuse initialement stratifiée. L'enceinte MISTRA est également utilisée dans le cadre du projet OCDE/SETHII pour étudier plus



Figure 5.22. Image de l'installation MISTRA. Essais de sismologie sur la table vibrante de l'installation MISTRA (bâtiment 452) [référence PAR-20050629-003, crédit : A. Gonin/CEA].

précisément l'effet d'injections à faible débit de vapeur sur l'homogénéisation d'une atmosphère initialement stratifiée.

Pour apprécier la possibilité d'utiliser les logiciels de calcul existants pour le bâtiment du réacteur d'un REP, une étude de l'effet d'échelle entre les installations TOSQAN et MISTRA a été réalisée par l'IRSN et le CEA. Cette étude s'est appuyée sur des essais pour lesquels les conditions initiales et les conditions aux limites étaient semblables, conduisant à des mélanges homogènes. L'extension de ce travail aux mélanges de gaz hétérogènes est en cours dans le cadre du projet européen ERCOSAM (2011-2015). Dans ce projet, l'étude porte sur des essais, définis à partir des résultats de calcul de scénarios d'accident grave, et réalisés dans les installations TOSQAN, MISTRA, PANDA (située en Suisse, voir plus haut) et KMS (située en Russie) dont les volumes vont de 7 à 1 920 m³ ; ceci permettra d'apprécier la capacité des modèles développés et validés sur la base d'essais à échelle réduite à prédire la répartition de l'hydrogène dans une enceinte de confinement d'un réacteur de puissance [33].

5.2.2.3.2. Combustion de l'hydrogène

De même que la répartition de l'hydrogène dans l'enceinte de confinement, la propagation d'une flamme dans une atmosphère prémélangée contenant de l'hydrogène a fait l'objet de nombreux programmes expérimentaux. L'objectif de ces essais était double ; il s'agissait, d'une part de déterminer les conditions de la transition d'un régime de flamme lente à un régime de flamme rapide puis d'un régime de déflagration à un régime de détonation, d'autre part de produire une base de données permettant de valider des codes de calcul. Deux types d'essais peuvent être distingués :

- les essais analytiques, visant à déterminer les caractéristiques des flammes laminaires et à bâtir une base de données pour qualifier les différents régimes de flamme ;
- les essais dédiés à l'étude des flammes turbulentes, visant à valider des logiciels de calcul et à élaborer des critères permettant de distinguer les régimes de flamme envisageables.

Comme pour la répartition de l'hydrogène dans l'enceinte de confinement, un rapport sur l'état de l'art relatif à l'accélération de flamme et à la transition déflagration-détonation a été rédigé en 2000 par un groupe d'experts internationaux (dont des experts de l'IRSN) dans le cadre de l'OCDE [21]. Une description des principales expériences réalisées dans les installations BMC, NUPEC, VIEW, HTCF, FLAME, RUT, etc. dédiées à l'étude de l'accélération de flamme et à la transition déflagration-détonation y est présentée. Des critères de transition entre les différents régimes de combustion ont été élaborés sur la base des résultats des essais réalisés dans ces installations ; ces critères ont ensuite été affinés dans le cadre du programme européen HYCOM et du programme ENACCEF ; ces deux programmes sont présentés ci-après. Le rapport précité dresse également un état de l'art des modèles de combustion.

► Programme expérimental RUT

L'installation RUT, exploitée par l'Institut Kurchatov en Russie, a permis d'étudier la combustion turbulente de l'hydrogène dans une installation de grande taille. L'IRSN et FzK (Allemagne) ont contribué à la définition et au financement d'un ensemble d'essais dans cette installation. L'installation a un volume total de 480 m³ pour une longueur totale de 62 m. Elle comporte trois parties : un premier canal totalement rectiligne, un « canyon » (ou cavité) situé en partie intermédiaire, et un second canal, plus court que le premier, comprenant une partie incurvée à son extrémité. Ces différentes parties ont une section rectangulaire et peuvent éventuellement être obstruées par des obstacles.

Ces caractéristiques géométriques permettent d'étudier à la fois l'accélération monodirectionnelle dans les canaux d'une flamme produite lors d'une combustion d'hydrogène, et des effets 3D ou interactions plus complexes dans le « canyon ». Il s'agit de la seule installation de taille aussi importante utilisée pour étudier la combustion turbulente de l'hydrogène, permettant d'obtenir des chargements de pression sur des parois, transposables au cas d'un réacteur de puissance. Les mélanges de gaz utilisés lors des essais, contenant de l'hydrogène, de l'air et éventuellement de la vapeur d'eau,

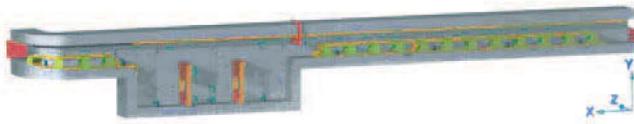


Figure 5.23. Schéma de l'installation RUT.

sont censés être représentatifs des mélanges présents dans une enceinte de confinement lors d'un accident de **fusion du cœur**. L'instrumentation est bien adaptée à la validation de logiciels de calcul CFD [22].

Les régimes de combustion étudiés lors des différentes campagnes d'essais ont concerné :

- la déflagration lente, pour laquelle la vitesse de flamme est inférieure à la célérité du son dans les gaz frais et les niveaux de pression atteints sont inférieurs à la pression de combustion complète adiabatique et isochoire (pression AICC) ;
- la déflagration rapide, pour laquelle la vitesse de flamme est de l'ordre de la célérité du son dans les gaz brûlés et les niveaux de pression atteints sont supérieurs à la pression AICC ;
- les régimes dits « critiques », qui correspondent aux cas où une « transition déflagration détonation » (TDD) se produit mais où la détonation ne se propage pas ou bien ne se transmet pas directement à l'ensemble du mélange ;
- la détonation stable : après une TDD en un point de l'installation, la détonation qui s'est formée, pour laquelle les vitesses et les pics de pression sont voisins des valeurs enveloppes issues de la théorie de Chapman-Jouguet, se propage à l'ensemble du mélange combustible.

Parmi les objectifs des différents programmes menés dans l'installation RUT, ont figuré l'établissement et la validation des critères σ et λ (définis au § 5.2.2.2).

► Programme européen HYCOM

Le programme européen HYCOM a été défini dans la continuité des premiers essais réalisés dans l'installation RUT de l'institut Kurchatov, dans le cadre d'une collaboration entre FzK, l'US NRC, l'IRSN et l'institut Kurchatov ; il avait pour objectif l'étude de l'accélération de la flamme dans les mélanges hydrogène-air, avec comme objectif particulier la validation du critère σ [25]. À cette fin, l'effet de l'expansion des gaz brûlés (effet « piston ») et l'effet du compartimentage sur l'accélération de la flamme ont été étudiés dans l'installation RUT alors que l'effet d'exutoires de pression a été étudié dans les installations DRIVER et TORPEDO, exploitées par FzK, qui sont deux tubes cylindriques de diamètres respectifs 174 mm et 520 mm et de longueurs respectives 12,2 m et 12,4 m.

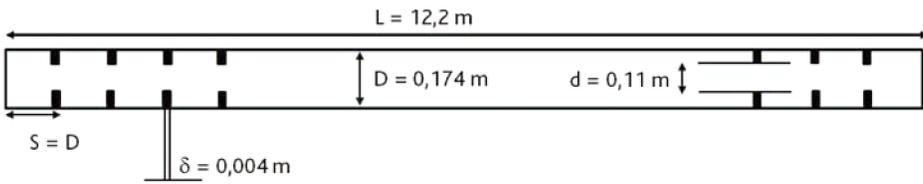


Figure 5.24. Schéma de l'installation DRIVER.

Ce programme, auquel l'IRSN et EDF ont participé, a également permis d'enrichir la base de données sur l'accélération de la flamme et de valider les critères pour des situations particulières pour lesquelles il existe des différences de richesse du mélange gazeux et des différences de géométrie de l'enceinte de confinement.

► Programme ENACCEF

Le programme ENACCEF (Enceinte d'accélération de flamme) réalisé par le CNRS pour le compte de l'IRSN et, pour les premières années, d'EDF, a eu pour objectif premier de valider le critère σ sur des essais réalisés dans une enceinte verticale représentative d'une casemate de générateur de vapeur (GV) ouverte dans le dôme de l'enceinte [17]. L'enceinte ENACCEF comporte un tube d'accélération constituant la partie basse de l'enceinte et un dôme modulable constituant la partie haute de l'enceinte. Le tube d'accélération, d'un diamètre de 168,3 mm et d'une hauteur de 3,2 m, peut être muni d'obstacles de différentes formes conduisant à différents taux de blocage et notamment d'un obstacle simulant un générateur de vapeur d'un volume de 11,12 litres. Le dôme modulable peut avoir un volume de 780,9 litres ou de 957,8 litres.

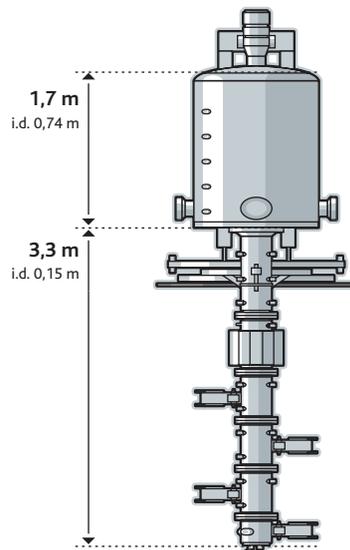


Figure 5.25. Schéma de l'installation ENACCEF [17].

L'instrumentation mise en œuvre comporte des capteurs photomultiplicateurs et des capteurs de pression permettant de mesurer la progression du front de flamme et la pression résultant de la combustion de l'hydrogène. De plus, des points de prélèvement de gaz sont situés le long du tube d'accélération de l'installation pour déterminer la composition du mélange gazeux dans l'enceinte. Enfin, des techniques de mesure LDV (vélocimétrie doppler laser) et PIV (vélocimétrie par image de particules) ont été utilisées pour déterminer le champ des vitesses de l'écoulement gazeux avant l'arrivée de la flamme de combustion. L'enceinte ENACCEF est donc fortement instrumentée et son instrumentation est particulièrement adaptée à la validation des logiciels de calcul CFD. En outre, elle offre la possibilité d'étudier la propagation ascendante et descendante des flammes en considérant des points d'allumage en bas ou en haut de l'installation. En plus des effets dus à la position d'allumage, les effets de la dilution par des gaz simulant la vapeur d'eau, de l'encombrement et de l'hétérogénéité du mélange, ont été étudiés ; cela a permis de confirmer et d'améliorer le critère σ élaboré lors des programmes RUT et HYCOM et de disposer de données pour la validation de logiciels de calcul CFD. Par ailleurs, l'étude de l'effet de la présence de gouttelettes d'eau, issues de l'aspersion, sur la propagation de la flamme a été initiée dans l'installation ENACCEF. Ces résultats montrent que la mise en service de l'aspersion peut, dans certaines conditions, promouvoir l'accélération de flamme. Des essais sont prévus dans le projet OCDE/THAI II (2011-2014) pour compléter ces résultats.

Par ailleurs, certains essais réalisés dans l'installation ENACCEF ont servi et servent de base pour des exercices d'intercomparaison internationaux organisés dans le cadre du réseau européen SARNET et du *International Standard Problem* n° 49 de l'OCDE [34].

5.2.2.3.3. Moyens de réduction du risque hydrogène

Des recombineurs catalytiques (voir la figure 5.26) ont été mis en place dans les enceintes de confinement des REPs français pour réduire la teneur en hydrogène au cours d'un accident avec **fusion du cœur**. Ils se composent d'un matériau catalytique (platine ou palladium sur un support d'alumine), disposé dans un boîtier métallique dont la fonction est d'assurer la circulation des gaz dans le catalyseur (lit de billes ou rangée de plaques verticales). Au contact des plaques catalytiques, l'hydrogène et l'oxygène présents dans l'atmosphère de l'enceinte réagissent pour produire de la vapeur d'eau.

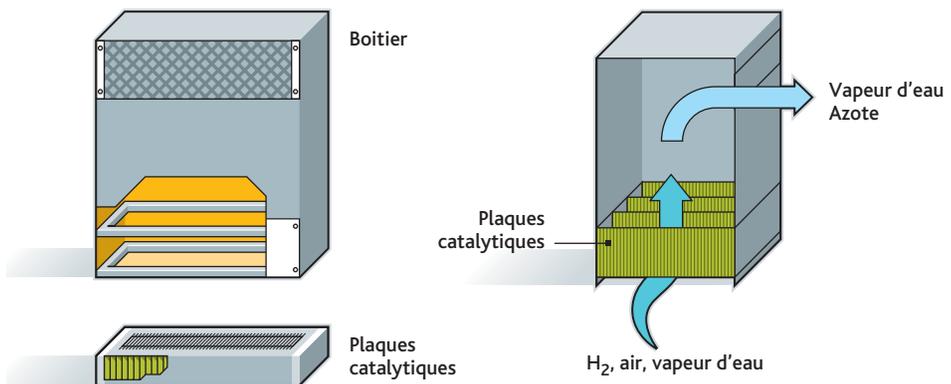


Figure 5.26. Schéma de principe d'un recombineur catalytique passif d'hydrogène.

L'étude du comportement des recombineurs lors d'un accident de **fusion du cœur** a fait l'objet de nombreux programmes d'essais réalisés notamment par les constructeurs de recombineurs (SIEMENS, AECL, etc.) [20] afin d'apprécier leur capacité de recombinaison.

Les principaux objectifs du programme H2PAR, réalisé par l'IRSN dans ses installations de Cadarache avec le soutien financier d'EDF, ont concerné la vérification du maintien des performances des recombineurs catalytiques d'hydrogène [19] dans une atmosphère représentative de celle qui pourrait être présente dans l'enceinte de confinement lors d'un accident et qui comporterait de nombreux composés chimiques sous forme d'aérosols (créant un risque d'empoisonnement du catalyseur). Il a également permis l'étude du risque d'inflammation du mélange présent dans l'enceinte par le recombineur (qui s'échauffe lors des réactions de recombinaison) et la détermination des seuils à partir desquels une telle inflammation se produirait pour un modèle de recombineur donné. La sensibilité de la recombinaison à différents paramètres géométriques (nombre de plaques catalytiques, hauteur du passage entre les plaques catalytiques appelé « cheminée »), physiques (fraction molaire d'hydrogène) et chimiques (plusieurs plaques catalytiques remplacées par des plaques chimiquement neutres) a également pu être étudiée [29]. Ces essais ont notamment démontré le faible impact des aérosols sur l'efficacité de la recombinaison.

Le programme d'essais KALIH2, réalisé par le CEA avec le soutien financier d'EDF, avait des objectifs complémentaires à ceux du programme H2PAR et a concerné le comportement des recombineurs dans des situations particulières (en l'absence d'empoisonnement par les produits de fission). Les effets sur les performances des recombineurs, de l'humidité, de l'exposition à des fumées de feux de câbles et de la présence de monoxyde de carbone, ont été évalués [23, 24]. En outre, le programme KALIH2 s'est distingué du programme H2PAR par l'étude de l'effet, sur l'efficacité des recombineurs, de la mise en service de l'aspersion, ainsi que de l'effet d'une surpression. Les essais ont ainsi mis en évidence un faible effet de la mise en service de l'aspersion mais un effet important d'une surpression sur l'efficacité des recombineurs.

Plus récemment, le projet OCDE/THAI a permis de conforter et de compléter les résultats des programmes H2PAR et KALIH2 concernant les limites d'inflammation par les recombineurs et les performances de ces derniers dans des conditions d'atmosphère pauvre en oxygène.

Par ailleurs, l'effet des panaches chauds issus des recombineurs sur la distribution de l'hydrogène dans l'enceinte de confinement, sujet qui n'a pas été abordé dans les essais des programmes H2PAR et KALIH2, a été étudié dans le cadre du projet OCDE/SETHII et fait l'objet d'études supplémentaires dans le cadre du projet européen ERCOSAM en utilisant des modèles de recombineurs dans les installations PANDA, MISTRA et KMS. Il est également étudié dans le cadre du projet européen SARNET en réalisant des essais avec des recombineurs dans l'installation REKO 4 exploitée par l'institut Jülich.



Figure 5.27. Image de l'installation REKO 4 (crédit : institut JÜLICH).

5.2.2.4. Modélisation et logiciels de simulation

Les logiciels de calcul utilisés pour déterminer la répartition de l'hydrogène dans l'enclenche de confinement reposent sur une approche multicompartiments. On peut notamment citer les logiciels CONTAIN, MAAP, GOTHIC, MELCOR, COCOSYS, le module CPA du code ASTEC et le module multicompartiments du code TONUS. Ces logiciels de calcul ont montré leur capacité à calculer la répartition de l'hydrogène pour des expériences à petite et à grande échelle, avec et sans utilisation du système d'aspersion. Cependant, ces logiciels utilisent des modèles trop simplifiés pour décrire finement les écoulements de gaz complexes susceptibles de se produire localement à l'échelle d'un réacteur de puissance, en particulier dans les volumes où des différences de concentration peuvent apparaître (stratification, jets, etc.).

Les logiciels de calcul utilisant une approche multidimensionnelle, comme le module multidimensionnel du logiciel TONUS ou le logiciel GASFLOW développé par

KIT, permettent de modéliser beaucoup plus finement les écoulements complexes ; ils peuvent ainsi être utilisés pour compléter les études réalisées avec les logiciels cités plus haut dans le cas d'écoulements complexes. Leur utilisation peut toutefois être limitée dans certains cas par la complexité géométrique des structures internes de l'enceinte de confinement et par le coût des calculs qui peut s'avérer conséquent.

Les exercices d'intercomparaison de calcul (ECORA et ISP47) organisés sur la base de résultats expérimentaux des quatre programmes mentionnés ci-dessus permettent de faire le point suivant relatif aux logiciels de calcul.

L'exercice ECORA, qui portait sur un transitoire avec injection de gaz sans condensation de vapeur d'eau, réalisé avec des outils CFD, a montré que la principale limitation dans l'utilisation de ce type de logiciel résidait dans le calcul pour des transitoires lents à grande échelle. Les moyens de calcul existants n'ont pas permis de réaliser d'étude de convergence des calculs, ou de sensibilité au maillage et au pas de temps. Néanmoins, les modèles utilisés ont correctement prédit le transport de la vapeur d'eau entre les compartiments de l'installation PANDA, ce qui constituait un des points essentiels d'investigation pour cet exercice.

Lors de l'exercice ISP47, les outils mis en œuvre ont été des logiciels multicompartiments et multidimensionnels. De plus, plusieurs institutions ayant utilisé un même outil, l'effet de l'utilisateur a pu être mieux estimé. Les conclusions finales de cet exercice ont souligné les points suivants :

- les outils CFD n'ont pas montré d'avantage significatif par rapport aux outils multicompartiments, cela pouvant être lié, pour ce qui est des essais TOSQAN et MISTRA, aux structures des écoulements, relativement simples ;
- les résultats obtenus avec des outils multicompartiments se sont avérés fortement variables en fonction des utilisateurs. Ils ont mis ainsi en exergue la nécessité d'établir et de mettre en œuvre des guides de bonnes pratiques (cette recommandation est également valable pour les logiciels CFD qui utilisent des corrélations) ;
- les exercices en aveugle, importants pour apprécier l'aspect prédictif des codes, ont montré une forte dispersion des résultats ;
- la modélisation de la condensation de la vapeur d'eau sur les parois nécessite des études complémentaires, notamment concernant l'effet de la présence d'hélium ;
- le traitement des effets d'échelle dans les logiciels de calcul n'est pas complètement résolu : c'est l'objectif du projet européen ERCOSAM.

Par ailleurs, le calcul des chargements de pression sur l'enceinte de confinement pouvant résulter d'une combustion d'hydrogène peut être effectué à l'aide de logiciels de calcul utilisant des approches multicompartiments ou multidimensionnelles. D'une manière générale, les codes multicompartiments sont utilisés pour le calcul de flammes lentes pour lesquelles les chargements de pression peuvent être considérés comme statiques. Le calcul des chargements dynamiques de pression nécessite en général l'utilisation de logiciels CFD utilisant des approches multidimensionnelles. À cet égard, il convient de rappeler que le projet HYCOM a permis de dresser un bilan très complet

concernant la combustion d'hydrogène dans les enceintes de confinement des réacteurs et sa modélisation. En particulier, ce projet a mis en évidence que :

- les grandeurs globales telles que la pression maximale, sont relativement bien calculées par les logiciels CFD et par les logiciels multicompartiments. Néanmoins les logiciels CFD donnent de meilleurs résultats pour les flammes rapides alors que les logiciels multicompartiments sont plus adaptés aux flammes lentes ;
- des différences existent entre les résultats obtenus avec les différents logiciels de calcul pour ce qui concerne les grandeurs « dynamiques » telles que la vitesse de flamme ou la vitesse de montée en pression ;
- certains phénomènes observés expérimentalement, tels que l'étouffement de la flamme, ne sont pas correctement calculés par les logiciels de calcul ;
- la modélisation de la dissipation de l'énergie de la flamme au cours de son trajet est un point important et doit être améliorée.

Mais surtout, le projet HYCOM a mis en évidence des difficultés de modélisation de la combustion d'hydrogène dans le cas de mélanges hétérogènes, notamment lorsque l'hétérogénéité du mélange conduit à un changement du régime de combustion. Ces situations, pourtant proches de cas vraisemblables, ne sont pas modélisées de façon satisfaisante et nécessitent des données expérimentales supplémentaires, notamment concernant le niveau de turbulence, pour la validation des logiciels de calcul. Ce constat a été aussi effectué à l'issue des exercices d'intercomparaison de codes réalisés dans le cadre de l'*International Standard Problem* (ISP49) de l'OCDE et du projet SARNET.

5.2.2.5. Bilan et perspectives

Les travaux de recherche et développement réalisés sur le risque hydrogène ont permis d'obtenir un certain nombre de résultats qui confortent la décision d'implanter des recombineurs passifs dans l'ensemble des tranches du parc électronucléaire français. Les études réalisées concernant des scénarios d'accident de **fusion du cœur** à la fois sur les réacteurs existants et sur l'EPR ont toutefois montré qu'il est difficile, malgré l'implantation de recombineurs, de démontrer que la formation d'un mélange hydrogène-oxygène susceptible de conduire à des phénomènes d'accélération locale de flamme peut être exclue en tous points de l'enceinte de confinement et à tout instant.

Par ailleurs, les événements survenus sur les installations de **Fukushima Daiichi** au Japon ont montré la nécessité de poursuivre les études de R&D pour approfondir la connaissance des phénomènes gouvernant le risque hydrogène.

Aussi, et afin d'améliorer les outils nécessaires à l'évaluation du risque hydrogène, des recherches complémentaires sont en cours ; elles concernent :

- pour la répartition de l'hydrogène, l'étude des écoulements transitoires avec une stratification ; cet aspect a été étudié dans le cadre du projet SETHII et est en cours d'étude dans le cadre du projet européen ERCOSAM par la réalisation de programmes d'essais notamment dans les installations TOSQAN, PANDA et MISTRA ;

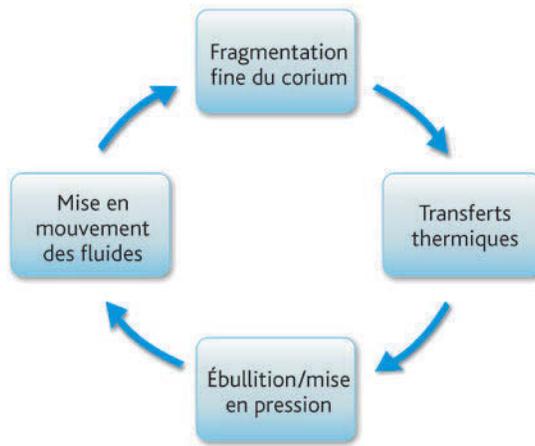
- pour la combustion, l'étude de l'effet de la présence de gouttes d'eau sur l'accélération d'une flamme d'hydrogène ; ce sujet est traité dans le cadre du programme ENACCEF et fait partie du projet OCDE/THAI II en cours ;
- pour les recombineurs, l'étude des effets de la localisation des recombineurs sur le débit de recombinaison et sur l'ignition d'une flamme par les recombineurs. Ces deux sujets sont abordés dans le cadre du réseau européen SARNET et font l'objet d'un programme de travail sur la base des essais réalisés dans les installations REKO3 et REKO4. Les effets de la localisation des recombineurs sur l'atmosphère environnante sont également traités dans le cadre du projet OCDE/SETHII ;
- pour la répartition de l'hydrogène, des développements de modèles de la condensation de la vapeur d'eau en présence de gaz incondensables avec stratification et des mécanismes de « déstratification ». Par ailleurs, l'exercice d'intercomparaison sur l'aspersion organisé par l'IRSN a montré les limites des logiciels de calcul à décrire l'effet de l'aspersion sur la cinétique du mélange de l'atmosphère ;
- pour la combustion d'hydrogène, des travaux supplémentaires d'amélioration et de validation des modèles sont nécessaires pour mieux simuler la propagation de la flamme dans un milieu hétérogène, notamment lorsqu'il existe des différences de concentrations d'hydrogène rendant possible un changement de régime de propagation de la flamme.

En conclusion, les travaux de R&D accomplis ont permis de progresser significativement dans la connaissance des phénomènes gouvernant la répartition des mélanges gazeux et leur combustion dans l'enceinte de confinement lors d'un accident de **fusion du cœur**. En particulier, l'établissement de critères validés à partir de données expérimentales permet aujourd'hui de mieux déterminer les situations pouvant présenter des risques liés à la combustion de l'hydrogène. Pour ce qui concerne les outils de calcul, s'ils ont atteint un degré de maturité significatif, leur caractère prédictif devrait être encore renforcé par l'établissement de règles de bonne utilisation pour atténuer l'effet « utilisateur », par l'amélioration des modèles, notamment ceux de la combustion, ou encore par l'amélioration des performances numériques des logiciels multidimensionnels CFD et l'accroissement de la puissance des calculateurs permettant de généraliser leur utilisation.

5.2.3. *Explosion de vapeur*

5.2.3.1. Introduction

L'explosion de vapeur est, depuis les années 1970, un phénomène relativement bien compris. Lorsque deux fluides, dont l'un (le combustible fondu ou le « corium » résultant de la **fusion du cœur**) est à une température supérieure à la température d'ébullition de l'autre (le réfrigérant), entrent en contact, une interaction explosive peut se produire. Ce phénomène résulte de l'interaction (en chaîne) de trois mécanismes illustrés ci-contre.



La fragmentation très fine du corium en fragments d'un diamètre de l'ordre de la centaine de microns permet un transfert d'énergie des fragments de corium au réfrigérant dans un temps inférieur à celui nécessaire au relâchement de la pression résultant des changements de phase du réfrigérant (évaporation) par le transfert d'énergie. La mise en pression entraîne une mise en mouvement relative des fluides (à cause des différences de densité, l'eau prend plus de vitesse que le combustible). Ceci entraîne une surpression importante suivie d'une détente plus ou moins lente pouvant endommager les structures environnantes (des surpressions allant jusqu'à 1 000 bars ont été mesurées dans les essais KROTOS réalisés au Joint Research Centre (JRC) à Ispra en Italie avec de l'alumine comme matériau simulant le corium [37]).

La condition nécessaire au déclenchement d'une explosion de vapeur est le contact entre les deux fluides, mais les situations dégageant le plus d'énergie sont celles où les deux fluides sont mélangés avant que ne se produise la fragmentation fine (on parle de prémélange). Lors d'un accident de **fusion du cœur** d'un réacteur de puissance de type REP, de tels mélanges peuvent se former après la fusion du cœur pendant la coulée du corium au fond de la cuve s'il y reste de l'eau (explosion « en cuve »), puis éventuellement, lors de la percée de la cuve, dans un puits de cuve noyé (explosion « hors cuve »).

Cette condition n'est toutefois pas suffisante : lorsque les fluides sont en contact ou mélangés, il peut très bien ne pas se produire d'explosion. Le corium reste alors au stade d'une fragmentation grossière (fragments millimétriques ou centimétriques) avec un transfert d'énergie du corium au réfrigérant relativement lent (de l'ordre de la seconde pour une goutte), entraînant une montée en pression lente du milieu (c'est ce qui s'est produit lors de l'accident de **Three Mile Island-2**, décrit au paragraphe 7.1). Pour qu'une explosion se produise, il faut un événement déclencheur « interne » (on parle alors d'explosion spontanée) ou « externe » (propagation d'une onde de surpression) qui amorce la fragmentation fine quelque part dans le prémélange, cette fragmentation fine se propageant ensuite à l'ensemble du prémélange. De telles explosions spontanées

ou déclenchées artificiellement ont été obtenues expérimentalement avec des matériaux fondus entrant dans la composition d'un corium de REP (mélange U-O-Zr-Fe essentiellement).

Dans sa forme la plus extrême, une explosion de vapeur est analogue à une détonation due à une réaction chimique, avec propagation d'une onde de choc à la vitesse du son, les transferts thermiques entre le corium fragmenté et l'eau jouant un rôle équivalent au dégagement d'énergie dans les réactions chimiques. L'analogie est cependant limitée et des approximations plus ou moins réalistes sont nécessaires pour bâtir des modèles analytiques (sur la base de modèles de détonation) dont les possibilités d'applications pratiques sont très limitées. C'est pourquoi le recours à des modèles complexes multiphasiques multidimensionnels est nécessaire pour traiter l'explosion de vapeur. Le logiciel le plus couramment utilisé en France est le logiciel MC3D, développé par l'IRSN en collaboration avec le CEA (§ 5.2.3.3.3).

Le programme SERENA de l'OCDE (*Steam Explosion REsolution for Nuclear Applications*) auquel ont participé les principaux spécialistes mondiaux de l'explosion de vapeur, a permis, lors d'une première phase qui s'est déroulée de 2001 à 2005, de faire un point sur la compréhension du phénomène et sur les capacités de calcul des principaux logiciels dédiés [44]. La deuxième phase du programme s'est déroulée de 2008 à 2012 avec la mise en œuvre d'un programme expérimental dédié à l'étude de l'explosion de vapeur avec des coriums de diverses compositions, susceptibles d'être obtenues lors d'un accident de fusion du cœur d'un réacteur de puissance, visant à améliorer les modélisations existantes (§ 5.2.3.3.2).

5.2.3.2. Phénomènes physiques mis en jeu

Lors de la coulée de corium dans l'eau présente au fond de la cuve ou, après défaillance de la cuve, dans le puits de cuve, l'interaction explosive apparaît comme un phénomène de dispersion et de fragmentation en deux étapes comme schématisé sur la figure 5.28. La première étape, le prémélange, peut, selon la manière dont il se déroule, conduire à l'explosion proprement dite (deuxième étape) due aux mécanismes fondamentaux décrits dans l'introduction qui s'auto-entretiennent : fragmentation fine du corium, transfert d'énergie entre le corium fragmenté et l'eau, mise en pression associée et mise en mouvement différenciée des fluides. Les échelles de temps étant très différentes entre le prémélange et l'explosion (secondes contre millisecondes), cette dernière se déroule au sein d'un prémélange quasi statique ; ce prémélange détermine les conditions initiales de l'explosion.

L'explosion dépend donc très fortement du prémélange au moment du déclenchement, à savoir la composition et la distribution des diverses phases en présence (corium, eau, vapeur d'eau), l'aire interfaciale du corium ainsi que sa température et son état de solidification éventuel. Il est donc essentiel de décrire avec précision cette première étape pour obtenir les conditions initiales de l'explosion. De fait, la modélisation précise de la phase d'explosion n'a d'intérêt pratique que si le prémélange est adéquatement décrit. Cette phase a longtemps été négligée, mais les plus importants efforts de R&D de ces dix dernières années lui ont été consacrés.

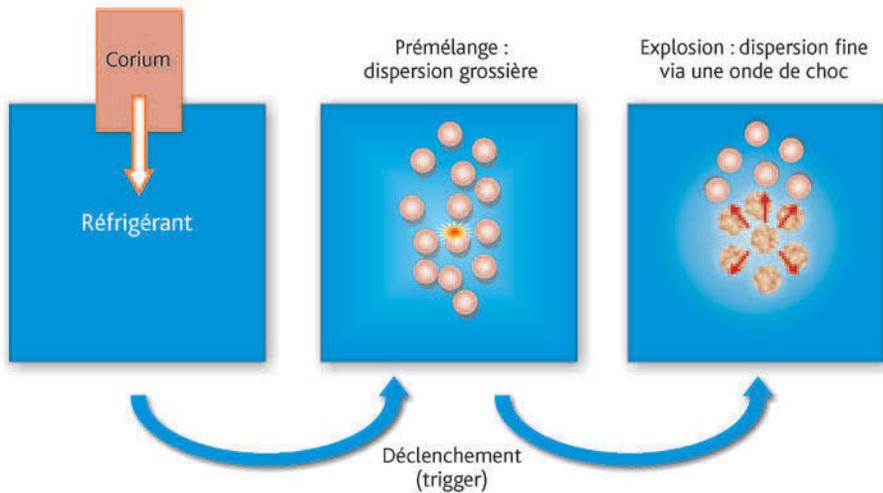


Figure 5.28. Schématisation des étapes du phénomène d'explosion de vapeur.

Entre le prémélange et l'explosion, intervient l'événement déclencheur de la fragmentation fine, communément appelé "*trigger*". L'explosion débute donc par une phase de déclenchement, puis se produit une phase dite d'escalade où l'intensité de l'explosion augmente jusqu'à atteindre un état stationnaire. Ces deux phases ne se différencient pas d'un point de vue phénoménologique et, dans les outils de calcul actuels, elles sont modélisées de la même manière. Dans la suite, on parlera plus généralement de la phase d'explosion pour les décrire. Le prémélange, le déclenchement de l'explosion et l'explosion sont décrits de manière détaillée dans les paragraphes qui suivent.

5.2.3.2.1. Prémélange

L'importance du prémélange a été clairement mise en évidence, en particulier au cours des expériences KROTOS, où les prémélanges très différents observés avec l'alumine et le corium (figure 5.29) ont entraîné des intensités d'explosion très différentes (dix fois plus d'énergie dégagée avec l'alumine qu'avec le corium) [37]. Pour tous les essais réalisés, les informations obtenues sur le prémélange de matériaux à haut point de fusion (supérieur à 2 000 °C) ont été surtout qualitatives, ce qui s'est avéré insuffisant pour expliquer les différences de comportement observées. Des informations plus détaillées sur le prémélange, concernant en particulier les processus de fragmentation et d'ébullition, sont recherchées dans le cadre de la deuxième phase du programme OCDE/SERENA (§ 5.2.3.3.2).

En termes de modélisation, l'évaluation du prémélange est réalisée par des logiciels de thermohydraulique multiphasique multidimensionnels (§ 5.2.3.3.3). Il n'est en effet pas possible de modéliser de manière simple le prémélange tant les interactions dynamiques, thermiques, et chimiques sont nombreuses.

Les trois points essentiels qui font l'objet d'efforts importants de R&D, à savoir la fragmentation du corium, la détermination du taux de vide (fraction du volume occupée par la vapeur d'eau) et la solidification du combustible, sont présentés ci-après. Pour être complet, il faudrait aussi étudier les effets d'oxydation des matériaux du corium qui peuvent modifier fortement chacun de ces trois points.

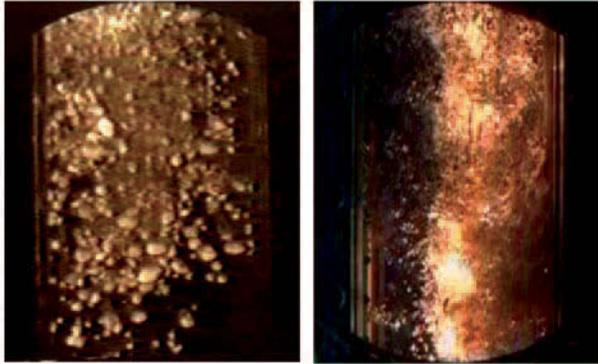


Figure 5.29. Visualisation de prémélanges d'alumine et d'eau (à gauche, expérience KROTOS-57) et de corium et d'eau (à droite, expérience KROTOS-58). Caméra vidéo 24 images/s, fenêtre 10 x 20 cm [37].

► Fragmentation du corium

Dans le prémélange, on distingue la fragmentation, dite primaire, à partir de la phase continue (jet de corium en général), qui produit une première génération de gouttes qui, éventuellement, se fragmenteront elles-mêmes (fragmentation secondaire). En réalité, le phénomène de fragmentation du jet est très complexe et fait intervenir plusieurs processus d'instabilité puis de fragmentation, ainsi qu'en témoigne la figure 5.30.

La fragmentation secondaire se poursuit jusqu'à ce que les gouttes formées atteignent des tailles trop petites pour permettre une fragmentation plus fine (les gouttes sont fragmentées par arrachement de gouttes de plus petite taille par l'écoulement de gaz ; cette fragmentation n'est possible que si la goutte est instable dans les conditions hydrodynamiques de l'écoulement).

La fragmentation primaire des jets de corium a fait l'objet de nombreux travaux de recherche (voir notamment les résultats des travaux de thèse présentés dans les références [42, 43]. Les modèles développés dans le cadre de ces travaux sont essentiellement consacrés à la fragmentation fine (atomisation) directe du jet de corium⁷. Cependant, il a été observé que le jet de corium peut se fragmenter par d'autres mécanismes impliquant des instabilités hydrodynamiques « à grande échelle » à l'origine de la formation de fragments de plus grosse taille et d'une dispersion spatiale plus

7. Ne pas confondre avec le processus de « fragmentation fine » durant l'explosion pour lequel les fragments sont beaucoup plus petits.



Figure 5.30. Illustration de la complexité des processus de fragmentation dans le cas d'un jet liquide dans un flux coaxial d'air [63].

importante des fragments de corium (figure 5.31). Ces mécanismes sont supposés être à l'origine du comportement constaté lors d'essais avec de l'alumine réalisés dans l'installation KROTOS [37], où les fragments occupaient toute la section transversale du tube d'essai (voir la figure 5.29).

De son côté, la fragmentation secondaire a fait l'objet de nombreux travaux jusque dans les années 1980. Ils ont permis de dégager des tendances et des nombres caractéristiques fondamentaux (nombre de Weber : $We = \rho_{amb} V^2 D / \sigma$, temps caractéristique de fragmentation : $(D/V) \times \sqrt{\rho_{comb} / \rho_{amb}}$). Il reste que les connaissances acquises ne permettent de décrire que qualitativement le prémélange.

Hormis le fait que les connaissances théoriques restent à améliorer, la modélisation de la fragmentation dans les logiciels de calcul se heurte à deux difficultés. La première concerne l'aspect local des phénomènes, ce qui conduit à la nécessité d'une résolution spatiale fine. La seconde réside dans l'extrême sensibilité des modèles aux conditions locales d'écoulement qui sont assez instables et qui peuvent d'ailleurs conduire à l'explosion elle-même. Une modélisation paramétrique de la dynamique des écoulements est alors souvent préférée à une modélisation plus fine ; ce type d'approche basée sur des modèles simplifiés de chute gravitaire des fragments de corium est cependant de portée limitée car ces modèles simplifiés ne sont pas suffisamment validés pour réaliser des calculs de prémélange corium-eau lors d'un accident de fusion du cœur d'un réacteur de puissance.

► Production du vide

On appelle taux de vide la fraction volumique des gaz dans le mélange corium-eau. L'effet du taux de vide sur l'explosion de vapeur est encore, à ce jour, l'objet de fortes

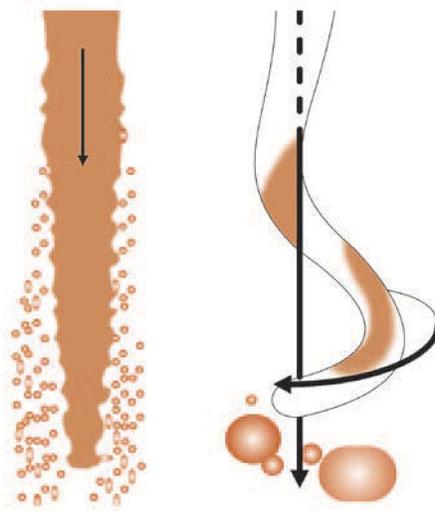


Figure 5.31. Représentation schématique de la fragmentation primaire d'un jet de corium au contact de l'eau : fragmentation du jet liquide par atomisation (à gauche) et fragmentation liée à des instabilités hydrodynamiques « grande échelle » à droite) ; ces instabilités conduisent à une déformation du jet de corium (torsion autour de l'axe vertical de la coulée) et donc à une dispersion plus importante des fragments dans l'espace.

incertitudes. Plus le taux de vide est important, plus la compressibilité moyenne du mélange augmente et plus l'explosion devient difficile. La prédiction du taux de vide lors du prémélange (état initial de l'explosion) est complexe, principalement à cause des températures très élevées du corium (notons qu'à 3 000 K, la vapeur d'eau est déjà fortement dissociée). La production de vapeur par ébullition en film est mal maîtrisée. De la même manière, les processus de condensation de la vapeur sont très délicats à modéliser. Les configurations d'écoulement utilisées dans la modélisation sont issues de travaux sur les écoulements diphasiques isothermes dans des canalisations. Leur adéquation pour la description du prémélange est incertaine. La présence de gaz incondensables produits par l'oxydation des phases métalliques du corium modifie les processus d'ébullition et de condensation et rend donc plus complexe encore la modélisation du taux de vide.

Il s'ensuit une certaine disparité des modèles existants, en grande partie responsable de la disparité des résultats des calculs réalisés lors de la phase 1 du programme SERENA. En l'absence de résultats expérimentaux détaillés, en particulier concernant les taux de vide locaux et la configuration du corium, la validité des divers modèles ne peut pas être établie avec suffisamment de certitude. L'évaluation correcte des taux de vide et de leur distribution est un des objectifs majeurs de la phase 2 du programme SERENA décrit au paragraphe 5.2.3.3.2.

► Solidification du corium

Pour les applications aux réacteurs de puissance, un phénomène supplémentaire doit être pris en considération. Il s'agit de la solidification du corium pendant le prémélange qui inhibe le processus de fragmentation fine et donc l'explosion. Ce phénomène est particulièrement difficile à étudier à cause de la complexité des mélanges de matériaux composant le corium et des conditions complexes du prémélange (écoulements des gaz et du corium, fragmentation du corium, températures élevées, etc.). Il existe donc de très fortes incertitudes sur les processus mêmes de la solidification. Les logiciels traitant de ces processus (dont MC3D) font l'hypothèse d'une solidification en situation d'équilibre thermodynamique, avec l'existence d'une croûte superficielle solide et un front de solidification bien défini.

5.2.3.2.2. Déclenchement de l'explosion

Pour l'évaluation du risque lié à l'explosion de vapeur, la phase de déclenchement de l'explosion de vapeur est sans doute la plus délicate à traiter. Il n'existe pas de modèle fiable permettant de prédire le moment et l'endroit du déclenchement d'une explosion. Les paramètres physiques qui déterminent le déclenchement de l'explosion ne sont pas précisément connus. Les connaissances sont fondées principalement sur des résultats d'expériences. Pour le cas du corium, on constate expérimentalement que des explosions spontanées ont eu lieu lors du contact entre le corium et le fond du dispositif d'essai contenant le mélange corium-eau. Cependant, rien n'indique qu'une explosion ne pourrait pas avoir lieu avant ou après ce contact.

D'un point de vue théorique, on sait qu'une goutte de corium chaud peut exploser sous l'influence d'une perturbation de pression faible, de l'ordre de quelques bars (figure 5.32). Le phénomène comporte une fragmentation isotrope, contrairement au cas d'une fragmentation liée à des effets dynamiques (les fragments se retrouvent dans le sillage). Malgré de nombreux travaux de recherche, ce phénomène dit de « fragmentation thermique » reste mal compris. Toutefois, une thèse réalisée de 2005 à 2008 à l'IRSN [45] a permis de progresser dans la compréhension de ce phénomène et de valider l'hypothèse la plus couramment faite selon laquelle le phénomène serait dû à une déstabilisation du film de vapeur entourant la goutte de corium. Cette déstabilisation engendrerait, par des contacts locaux entre corium et réfrigérant, des montées en pression locales qui déstabiliseraient à leur tour la goutte de corium. Ce phénomène de « fragmentation thermique » du corium n'apparaît possible que pour des conditions assez précises de pression ambiante (approximativement 2 à 15 bars) et de sous-refroidissement de l'eau (supérieur à 70 °C d'après les résultats d'expériences conduites aux Sandia National Laboratories [64] et 40 °C d'après le modèle de la thèse précédemment citée). Il devrait participer au déclenchement et à l'escalade de l'explosion mais son importance réelle reste à déterminer. Ainsi, une explosion spontanée a été observée à 50 bars dans un programme du centre nucléaire anglais Winfrith, dans des conditions apparemment peu favorables à une fragmentation thermique [38].

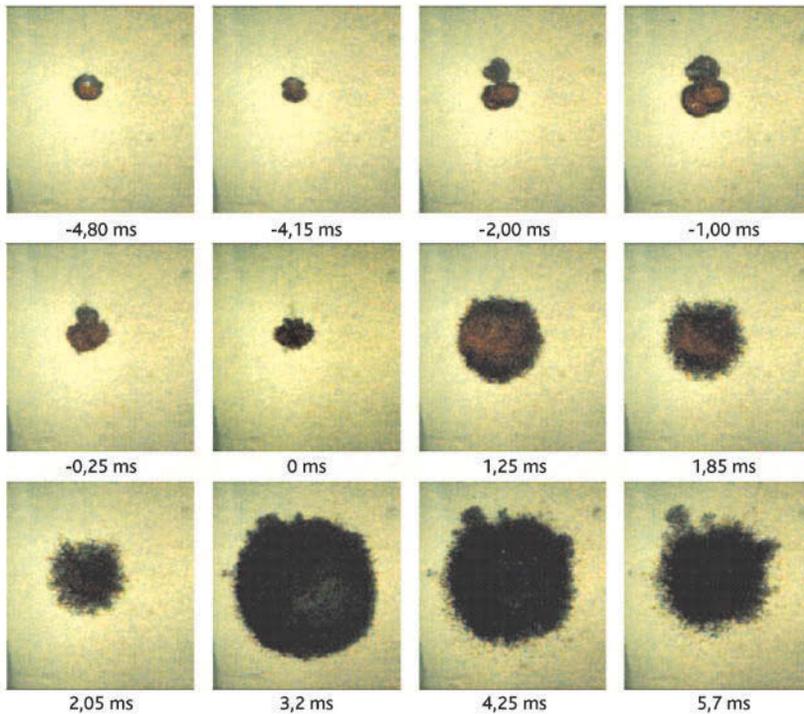


Figure 5.32. Visualisation de l'explosion par « fragmentation thermique » d'une goutte de $\text{WO}_3\text{-CaO}$ (1 500 °C) dans de l'eau à 25 °C [65].

Le déclenchement peut également avoir lieu par un encapsulage de réfrigérant par du corium lorsque celui-ci se dépose sur le sol (fond de la section d'essai), ce qui expliquerait les explosions spontanées ayant lieu lors du contact entre le corium et le sol. Par ailleurs, les petites échelles ne favorisent pas les explosions spontanées. Ainsi, les expériences présentant des sections d'essais larges (programmes FITS [32–34] ou TROI [62]) sont plus sujettes à des explosions spontanées que les géométries à section d'essai étroite (KROTOS [37]).

Dans les études probabilistes de sûreté, une probabilité de déclenchement est quelquefois utilisée. Il n'existe cependant pas de quantification probabiliste qui soit fondée sur des arguments physiques précis. Les incertitudes sur le déclenchement de l'explosion amènent donc à considérer que le risque d'explosion de vapeur ne peut pas être éliminé et à étudier les conséquences d'une telle explosion. Cependant, il faut noter que le déclenchement imposé par une perturbation de pression ne conduit pas nécessairement à une interaction susceptible de mettre en danger les structures si les conditions de température et de pression ne sont pas réunies. Ainsi, dans les calculs comme dans certaines expériences, certaines situations avec notamment un fort taux de vide ou une forte solidification ne conduisent pas à une explosion mettant en danger les structures (voire à pas d'explosion du tout).

5.2.3.2.3. Explosion

L'explosion résulte de transferts thermiques très intenses entre le corium et le réfrigérant et de la vaporisation du réfrigérant qui s'ensuit⁸. Pour les explosions violentes, telles que celles obtenues dans l'installation KROTOS (géométrie monodimensionnelle) avec de l'alumine (pics de pression de 500 à 1 000 bars), l'explosion peut être décrite de la façon approximative suivante :

- propagation d'une onde de choc (de type détonation) avec transferts thermiques intenses en configuration isochoire ;
- détente de la zone de mélange derrière le passage de l'onde de choc.

En raison de limitations évidentes en matière d'instrumentation, les études expérimentales relatives aux mécanismes précis de l'explosion sont extrêmement délicates. On ne dispose donc que de très peu de données, obtenues dans des conditions dont la représentativité est souvent sujette à caution. Les modèles analytiques, s'agissant de phénomènes complexes souvent hors équilibre, arrivent assez rapidement à des limites. Il est cependant intéressant de noter qu'avec l'accroissement des capacités de calcul, il devient envisageable d'étudier ces phénomènes très locaux avec des outils de simulation numérique (par exemple le logiciel MC3D lui-même, voir plus loin).

Mais, paradoxalement, l'explosion est relativement plus « simple » à modéliser que la phase de prémélange, moyennant des approximations pour la fragmentation fine du corium et les transferts thermiques et massiques entre le corium et le réfrigérant, processus qui sont responsables du pic de pression. En effet, d'une part ces processus sont clairement des mécanismes prépondérants, d'autre part de nombreux aspects peuvent être traités de façon simplifiée, voire négligés, à cause de l'échelle de temps de l'explosion (quelques millisecondes). Les études se concentrent alors sur la compréhension des phénomènes prépondérants de fragmentation fine du corium et d'ébullition du réfrigérant, les deux phénomènes clés, rapidement explicités ci-dessous.

► Fragmentation fine

Les mécanismes de fragmentation sont étonnamment complexes (voir par exemple [66]). La fragmentation fine dans l'eau d'une goutte de corium soumise à une onde de choc est illustrée par la figure 5.33, extraite de la référence [46]. Traditionnellement, les phénomènes de fragmentation sont caractérisés en utilisant le nombre de Weber ($We = (\rho V^2 D / \sigma)$ qui exprime le rapport des forces dynamiques déstabilisantes (ρV^2) sur celle de stabilisation par la tension superficielle (σ/D)). Quand le nombre de Weber n'est pas trop grand, il se produit en premier lieu un décollement des couches superficielles de la goutte par les frottements avec l'eau. La fragmentation se fait tardivement à l'arrière du film drainé par les frottements. À fort nombre de Weber, les instabilités se produiraient plus en amont et fragmenteraient directement la goutte.

8. Parler de vaporisation quand la pression dépasse la pression critique peut surprendre. On utilise ici un abus de langage pour décrire le fait que, même en conditions supercritiques, les fluides chauds restent moins denses que les fluides froids, ce qui s'apparente à une évaporation.

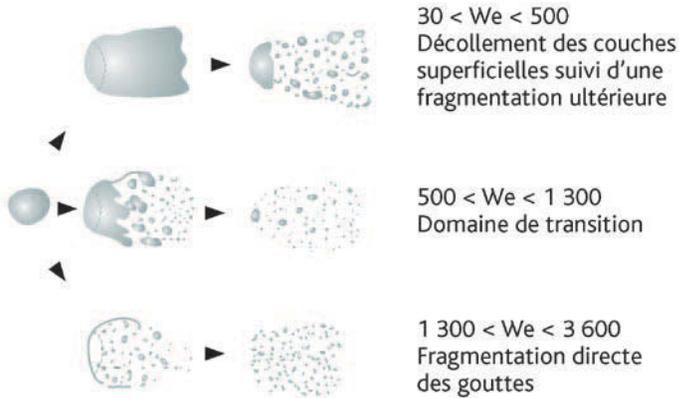


Figure 5.33. Mécanismes de fragmentation fine observés par Bürger *et al.* [46] en fonction du nombre de Weber ($\rho V^2 D / \sigma$).

Lors de la fragmentation fine du corium, la taille des gouttes diminue d'un à deux ordres de grandeur en un temps de l'ordre de la milliseconde. Il existe des divergences d'appréciation sur la façon dont le phénomène se développe. Les études réalisées par l'IRSN avec le logiciel MC3D suggèrent que la fragmentation fine du corium résulte d'instabilités de cisaillement de type Kelvin-Helmholtz (dus à la différence entre les vitesses d'écoulement des gouttes de corium et du réfrigérant). Ces études ont conduit à l'élaboration d'un modèle décrivant l'évolution de la taille des fragments ; ce modèle est intégré dans le logiciel MC3D.

La solidification du corium est bien sûr de nature à modifier voire inhiber le phénomène, ce qui pourrait expliquer la faiblesse (relative) des explosions observées avec du « corium oxyde » ($UO_2 + ZrO_2$). La modélisation de la solidification lors du prémélange s'avère délicate. Son effet sur la fragmentation fine est difficilement quantifié. Pour certains modèles, la croûte a un effet similaire à une coquille élastique. Cependant, les modèles restent fortement paramétriques à cause des nombreuses approximations et incertitudes concernant, par exemple, les propriétés mécaniques des couches de corium solide.

► Mécanismes de mise en pression

Les premiers modèles d'explosion de vapeur [47] supposaient un équilibre instantané entre les fragments de corium produits et le réfrigérant ; dans ces modèles, la montée en température du réfrigérant due au contact direct avec les fragments de corium chauds entraîne directement la montée en pression, soit par ébullition, soit simplement par dilatation thermique. Cette approche a été affinée par Theofanous [48] avec l'approche dite de « micro-interaction » qui considère que seule une fraction de l'eau est chauffée. Le terme de « micro-interaction » traduit le fait

que l'interaction entre le fragment et l'eau est très locale et qu'une partie de l'eau n'intervient pas dans les faits (sauf à transmettre la pressurisation). Les observations montrent qu'en réalité les fragments de corium chauds sont entourés d'un mince film de vapeur qui affecte les transferts thermiques entre les fragments de corium et le réfrigérant et la vaporisation du réfrigérant. Le modèle d'interaction entre les fragments de corium et le réfrigérant introduit dans le logiciel MC3D fait l'hypothèse que la montée en pression résulte de la vaporisation accompagnant les transferts thermiques au travers du film de vapeur entre les fragments de corium chaud et le réfrigérant (modèle dit de « déséquilibre ») ; ce modèle, plus mécaniste *a priori*, suppose cependant la connaissance des transferts massiques associés aux transferts thermiques entre fragments de corium (d'une taille de 100 μm en moyenne dans les expériences KROTOS) et le réfrigérant. Rappelons que ces transferts ont lieu au cours d'un transitoire de pression de quelques centaines de bars en quelques millisecondes, conditions difficilement accessibles à l'expérience.

5.2.3.3. Programmes expérimentaux, modélisations et codes de calcul

5.2.3.3.1. Notion de rendement mécanique

En préalable à l'exposé des principaux programmes expérimentaux, il est important de discuter de la notion de rendement mécanique, souvent utilisée pour caractériser l'intensité d'une explosion dans les expériences (et les premiers modèles thermodynamiques). Cette notion vise à traduire le rendement du transfert de l'énergie thermique contenue dans le combustible, source d'énergie de l'explosion (hors phénomènes chimiques), en énergie mécanique. Cette notion est en réalité assez floue. L'énergie mécanique en question peut en effet être définie de plusieurs manières. Dans les premières estimations, l'énergie considérée était celle liée à la mise en pression globale du système, c'est-à-dire de l'atmosphère gazeuse dans la section d'essai (compression supposée adiabatique). Cette définition a en fait posé de grosses difficultés et l'expression de l'énergie a été revue plusieurs fois. Par la suite, il a été jugé préférable d'utiliser l'énergie cinétique du mélange. Pour éviter les confusions, on parlera dans la suite de rendement cinétique. Cette énergie cinétique est également impossible à mesurer avec précision et est en général obtenue *via* l'évaluation de l'impulsion du chargement (intégrale de la mise en pression, $I = S \int \Delta P dt$, S étant la surface du fond de la section d'essai sur laquelle s'applique le chargement de pression ΔP). En effet, si le mélange est supposé indéformable (tel un bouchon) et est expulsé par l'explosion, l'énergie cinétique du mélange est alors approximée par l'expression $I^2/2M$, M étant la masse du mélange. Cette approximation minimise l'énergie réelle mais donne des ordres de grandeurs acceptables.

La notion de rendement doit donc être utilisée avec précaution et la comparaison d'une expérience à une autre doit être uniquement qualitative.

5.2.3.3.2. Programmes expérimentaux

Le tableau 5.4 indique les principaux programmes qui ont permis d'étudier le prémélange ou l'explosion de vapeur à partir de jets de corium ou de matériaux

simulants, et dont les résultats ont servi de base à l'élaboration et à la qualification de modèles de calcul. Le programme FITS a été le programme « pionnier » en la matière ; il a été réalisé par les laboratoires Sandia aux États-Unis et a comporté de nombreuses expériences, dans des configurations diverses et avec divers matériaux [38–41]. En particulier, des explosions spontanées et violentes ont été obtenues avec un corium constitué d'un mélange $\text{UO}_2 + \text{ZrO}_2$ -acier (les essais correspondants sont malheureusement très peu documentés) [49]. Le programme s'est terminé par la destruction inattendue de la boucle lors de l'essai RC2. Ces expériences ne sont cependant pas utilisées pour la qualification des logiciels car les conditions expérimentales de mise en contact des fluides sont souvent mal connues et peuvent difficilement être reproduites dans les calculs.

Concernant le prémélange, la base de résultats de référence est celle des expériences FARO (réalisées par le Joint Research Centre de la Commission européenne (JRC) à Ispra en Italie) [54] qui ont mis en œuvre 100 à 200 kg de « corium oxyde » $\text{UO}_2 + \text{ZrO}_2$. L'analogue du programme FARO pour l'étude de l'explosion a été le programme KROTOS (réalisé également au JRC Ispra) [37], à une échelle plus petite cependant (volume de combustible de l'ordre d'un litre) ; ce programme a mis en évidence une plus faible propension à l'explosion ainsi que des chargements en pression moindres pour un « corium oxyde » $\text{UO}_2 + \text{ZrO}_2$ comparativement aux cas avec de l'alumine Al_2O_3 . Ce résultat a fait l'objet de nombreuses spéculations sur l'« effet matériau ». Cependant, la différence de densité entre le « corium oxyde » et l'alumine peut expliquer ce résultat ; la plus faible densité de l'alumine a un double effet : une fragmentation des jets en particules plus grosses d'où une moindre vaporisation et une moindre solidification ; une augmentation du volume de combustible dans le mélange à cause d'une moins grande vitesse de dépôt sur le fond de la section d'essai. Les rendements cinétiques (§ 5.2.3.3.1) des explosions les plus fortes ont été évaluées à environ 2 %, valeurs similaires à celles des explosions dans le programme FITS.

Il faut mentionner de plus des programmes dont les résultats ont été peu exploités soit à cause d'une complexité particulière, soit à cause de limitations dans la diffusion des résultats. Dans la première catégorie, se trouvent en particulier les essais ZREX d'Argonne National Laboratory aux États-Unis [50] qui ont mis en évidence une augmentation très importante de l'intensité de l'explosion due à l'oxydation du zirconium contenu dans des mélanges $\text{Zr} + \text{ZrO}_2$ et Zr -acier.

Le programme TROI, conduit par le Korea Atomic Energy Research Institute (KAERI) en Corée du Sud, a permis de confirmer la possibilité d'explosions spontanées avec du corium [56].

Tableau 5.4. Programmes expérimentaux relatifs à l'étude de l'explosion de vapeur lors d'une interaction entre un jet de corium ou de matériaux simulants et le réfrigérant (eau).

Pro-gramme	Laboratoire	Type d'essais	Matériaux	Conditions et faits marquants
FITS [38 à 41]	Sandia (États-Unis)	Explosion	Thermite Al_2O_3 -Fe ou corium Quelques kilo-grammes	<ul style="list-style-type: none"> • 1^{er} programme important. • Nombreux essais. • Série d'essais MDC avec du corium : explosions spontanées de rendement de l'ordre de 2 %. • Série d'essais RC avec de la ther-mite : expérience RC2 avec le plus haut rendement observé (8-15 %, travail de compression du gaz).
CCM [53]	ANL (États-Unis)	Prémélange	Mélanges UO_2 + ZrO_2 -acier à 2 800 °C Quelques kilo-grammes	<ul style="list-style-type: none"> • Conditions bien maîtrisées. • 6 essais dans différentes conditions (dont géométrie, diamètres de jet et température de l'eau). • Pas d'explosion spontanée.
FARO [54, 55]	CCR Ispra (Commission européenne)	Prémélange Explosion	UO_2 + ZrO_2 à 2 800 °C 100 à 200 kilo-grammes	<ul style="list-style-type: none"> • Programme très important. • Référence pour la qualification des modèles de prémélange. • Masses importantes. • Pas d'explosion spontanée. • Un essai d'explosion avec "trigger" (rendement faible).
KROTOS [37]	CCR Ispra (Commission européenne)	Explosion	Sn à 1 000 °C Al_2O_3 à 2 300-2 800 °C UO_2 + ZrO_2 à 2 800 °C 1 litre	<ul style="list-style-type: none"> • Programme de référence pour validation des logiciels d'explo-sion. • Monodimensionnel (section d'essai étroite). • Influence de la composition (alumine ou corium UO_2 + ZrO_2). • Pas d'explosion spontanée avec du corium.
ZrEX-ZrSS	Sandia (États-Unis)	Explosion	Mélanges Zr + ZrO_2 Zr-acier Quelques kilo-grammes	<ul style="list-style-type: none"> • Explosions initiées ("trigger"). • Très fort impact du taux de Zr sur rendement.
TROI [56]	KAERI (Corée du Sud)	Explosion + Prémélange	Corium UO_2 + ZrO_2 Environ 10 kilo-grammes	<ul style="list-style-type: none"> • Conditions mal définies. • Explosions spontanées. • Faibles rendements. • Seulement 2 kilogrammes dans le mélange au moment de l'explosion. • Influence de la composition du corium.

En support à la modélisation, des programmes, souvent nationaux, ont été menés dans l'objectif d'étudier des phénomènes particuliers (transferts thermiques, fragmentation, etc.). En particulier, les essais TREPAM (CEA/IRSN) ont permis de préciser les transferts de chaleur associés aux fragments de corium dans des conditions tout à fait représentatives (pressions pouvant aller jusqu'à 240 bars, différences de vitesse entre fragments et eau pouvant aller jusqu'à 46 m/s, températures de l'ordre de 2 200 °C). Concernant la fragmentation fine, les programmes DROPS (réalisés à l'Institut für Kernenergetik und Energiesysteme (IKE) de Stuttgart en Allemagne puis au CEA) [60] et MISTEE (réalisé au Royal Institute of Technologie (KTH) de Stockholm en Suède) [61] ont été consacrés à l'étude de la fragmentation des gouttes de corium dans l'eau en utilisant des matériaux simulants (métaux liquides en général) à des températures relativement basses.

Pour la validation des codes, divers programmes ont également cherché à représenter les jets de corium par des jets de billes solides, ce qui permet de s'affranchir des difficultés liées à la fragmentation pour se concentrer sur les aspects liés aux transferts thermiques et aux frottements. En particulier le programme QUEOS réalisé par le Forschungszentrum Karlsruhe en Allemagne [51] a permis d'étudier le prémélange de paquets de sphères solides pour des températures allant jusqu'à 2 200 °C.

À l'issue des programmes décrits plus haut, il subsistait au début des années 2000 de nombreuses incertitudes sur les explosions de vapeur pouvant résulter d'interactions entre un corium chaud et le réfrigérant. Ce constat a motivé le lancement du programme international SERENA, décrit plus bas, dans la ligne des conclusions du "*Technical opinion paper on fuel coolant interaction*" de l'OCDE et du rapport de synthèse publié en 2001 par l'OCDE concernant les recherches en [sûreté nucléaire](#) conduites dans les pays de l'OCDE qui indiquaient l'intérêt de maintenir un effort de R&D sur l'interaction corium-eau [52].

Le programme international SERENA (OCDE) s'est déroulé de 2001 à 2005, avec pour objectif d'établir un état de l'art relatif à l'explosion de vapeur par interaction entre le corium chaud et le réfrigérant lors d'un accident de [fusion du cœur](#) et d'évaluer la capacité des logiciels existants à décrire cette interaction. Il a permis de montrer qu'il existait de nombreuses divergences entre les experts, liées principalement au faible nombre de résultats expérimentaux, d'où la nécessité d'un nouveau programme expérimental.

Ce programme a été mis en œuvre dans le cadre d'une seconde phase du programme, dite SERENA-II qui s'est déroulée de 2008 à 2012 ; elle a eu pour principal objectif d'étudier l'effet de la composition du corium sur l'explosion lors d'essais globaux réalisés avec du corium et d'obtenir des résultats permettant d'accroître la compréhension sur certains points et de qualifier des outils de calcul.

Les études menées lors de la première phase du programme ont permis de conclure que le risque de défaillance de l'enceinte de confinement du fait d'une explosion de vapeur dans la cuve du réacteur (mode « ALPHA ») était faible et que les études lors

de la deuxième phase du programme devaient porter en priorité sur les explosions de vapeur qui pourraient survenir dans le puits de cuve après une défaillance de la cuve. Du point de vue des phénomènes mis en jeu, il n'y a pas de différences fondamentales entre les deux cas d'interaction en cuve et hors cuve (dans le puits de cuve). La différence se situe dans les conditions de mises en contact entre les fluides. En particulier, le mode de transfert du corium dans l'eau est différent : dans le cas hors cuve, il dépend des conditions de percée de la cuve et a lieu plutôt sous la forme d'un jet large, non central, éjecté éventuellement sous pression. La nature du corium peut également être différente, avec en particulier une forte probabilité de séparation (dans le corium en fond de cuve) des phases métalliques (oxydables) et des phases oxydées. La pression dans l'enceinte est bien sûr beaucoup plus basse en général que dans la cuve, et la température de l'eau est supposée plus froide. Les études menées dans ce cadre ont également permis de déduire que les principales incertitudes relatives à l'explosion de vapeur provenaient d'un manque de résultats détaillés sur la zone de prémélange et sur les différences de comportement entre le corium et les matériaux simulants comme l'alumine (effet du matériau) lors de l'interaction avec le réfrigérant. Le caractère moins énergétique de l'interaction entre le corium et l'eau par rapport à l'interaction entre l'alumine et l'eau a été mis en évidence lors d'un nombre réduit d'expérimentations. Cette constatation méritait d'être confirmée et expliquée.

La seconde phase du programme SERENA a été proposée par le CEA (appuyé par l'IRSN et EDF) et les deux instituts sud-coréens KAERI et KINS (Korea Institute of Nuclear Safety) dans le but d'obtenir les informations supplémentaires sur la configuration d'écoulement du prémélange, ainsi que sur les effets des matériaux et de la géométrie. Quatorze organisations y participent : le CEA, l'IRSN et EDF pour la France, les instituts KAERI et KINS pour la Corée du Sud, IKE-Stuttgart (Institut für Kernenergetik und Energiesysteme) et GRS (Gesellschaft für Anlagen und Reaktorsicherheit) pour l'Allemagne, le JNES (Japan Nuclear Energy Safety) pour le Japon, l'AECL (Atomic Energy of Canada Limited) pour le Canada, l'US NRC (US Nuclear Regulatory Commission) et l'université de Washington pour les États-Unis, le JSI (Jozef Stefan Institute) pour la Slovénie, le SKI (Swedish Nuclear Power Inspectorate) et le KTH pour la Suède, le PSI (Paul Scherrer Institute) pour la Suisse, le VTT (Technical Research Centre) pour la Finlande et SUEZ/TRACTEBEL pour la Belgique. Cette phase comporte des expérimentations dans l'installation KROTOS du CEA et l'installation TROI de KAERI [62] :

- l'installation KROTOS est composée d'une section d'essai de petites dimensions (20 cm de diamètre, 1 m de hauteur d'eau) qui permet de mettre en œuvre de 3 à 5 kg de corium ou de matériau simulant. L'installation a été transférée du JRC ISPRA à Cadarache et a été améliorée. Elle est maintenant équipée en particulier d'un dispositif de radioscopie qui permet d'obtenir des informations plus détaillées sur le prémélange et sur l'état initial de l'explosion. Cependant, l'installation KROTOS reste essentiellement dédiée à l'étude de l'explosion car la faible masse de corium permet *a priori* difficilement de valider les modèles développés pour le prémélange (certains aspects du prémélange, tels que la fragmentation du jet de corium sont sensibles aux effets d'échelle) ;

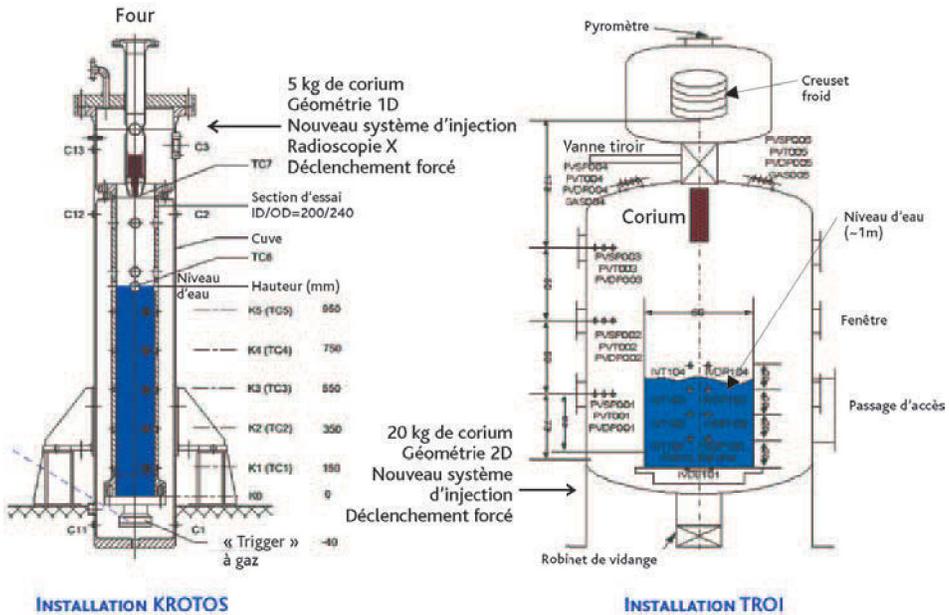


Figure 5.34. Installations expérimentales KROTOS (CEA, France) [37] et TROI (KAERI, Corée du Sud) [62] – Principales caractéristiques et instrumentations.

- l'installation TROI a été améliorée pour les besoins du programme et permet d'injecter jusqu'à 30 kg de corium ou de matériau simulant dans un bac de dimensions plus importantes que celles de l'installation KROTOS ; elle permet notamment l'étude du développement de l'explosion en géométrie tridimensionnelle.

La deuxième phase du programme SERENA prévoit la mise en œuvre de mélanges de coriums de diverses compositions, typiques de celles attendues lors d'un accident de fusion du cœur d'un réacteur de puissance. Ses objectifs principaux sont :

- de fournir des informations sur la distribution des fragments de corium lors du prémélange en vue de valider les logiciels ;
- d'étudier l'effet des matériaux et de comprendre le comportement faiblement énergétique des interactions corium-eau observées jusqu'ici en appréciant en particulier si ce comportement peut être transposé au cas d'un réacteur de puissance ou s'il est lié à certaines spécificités expérimentales.

5.2.3.3.3. Les logiciels

Le logiciel MC3D est développé et utilisé en France pour la simulation numérique, en particulier des deux phases de prémélange et d'explosion [58, 59]. Son développement par le CEA pour simuler l'explosion de vapeur a été largement financé par l'IRSN et en partie par EDF. EDF a interrompu son soutien au développement de ce code en 2002, puis l'a repris en 2009 en même temps que sa décision de participer à la phase 2 du programme SERENA. Depuis 2003, l'IRSN gère et développe le logiciel avec une

collaboration du CEA. Depuis 2006, participent également au développement ou à la qualification du logiciel l'institut slovène JSI (thèse sur la solidification) et l'université allemande IKE de Stuttgart (analyse des modèles et des résultats fournis par le code). Le logiciel MC3D est maintenant considéré comme un des outils les plus évolués pour la simulation de l'explosion de vapeur (avec principalement JEMI/IDEMO [Allemagne, GRS/IKE], PM-ALPHA/ESPROSE [États-Unis, UCSB], et JASMINE [Japon]) [59]. MC3D dispose d'un grand nombre de fonctionnalités décrites plus loin. Il est distribué à divers organismes internationaux pour l'étude de l'interaction combustible-réfrigérant (également de l'échauffement direct de l'enveloppe (DCH)) dans les réacteurs nucléaires.

Un logiciel de calcul de l'explosion de vapeur doit traiter les nombreuses interactions entre les différentes phases du corium et du réfrigérant. Ceci implique une modélisation très complexe avec des schémas numériques précis, en particulier pour en assurer la robustesse. En outre, certains logiciels tels que MC3D sont conçus avec le double objectif de fournir des résultats utilisables pour l'appréciation de la sûreté des installations nucléaires et pour aider à la compréhension des phénomènes. Cette double finalité (études/recherche) implique des contraintes souvent difficiles à concilier (robustesse contre précision, nombre de paramètres laissés au choix de l'utilisateur).

Dans l'application PREMELANGE du logiciel MC3D, le corium peut être modélisé de trois manières différentes selon qu'il se trouve dans le jet, sous forme de gouttes ou sous forme de fragments fins :

- le jet de corium est modélisé par un champ continu en utilisant une méthode de suivi de volume (VOF-PLIC, voir la figure 5.35) ; cette particularité numérique est difficile à gérer mais sa prise en compte est une spécificité du logiciel MC3D qui permet un domaine d'investigation plus large que celui des autres logiciels de calcul ;
- les gouttes de corium sont modélisées par un champ de gouttes en utilisant une méthode eulérienne ; les gouttes sont issues de la fragmentation du champ continu ;
- les fragments fins peuvent être modélisés par un champ de fragments fins qui est optionnel.

Autre spécificité, le logiciel MC3D permet de prendre en compte un grand nombre de gaz incondensables et l'oxydation du corium en utilisant un modèle paramétrique. On rappelle en effet que l'oxydation pendant l'explosion peut induire une augmentation considérable de l'énergie de l'explosion. Malheureusement, l'oxydation, dans les conditions de l'explosion de vapeur, est un phénomène mal caractérisé (voire mal compris) et pour l'heure, le modèle n'est pas suffisamment prédictif.

Pour la modélisation de l'explosion, il existe moins de différences de fonctionnalités entre les logiciels et la plupart utilisent deux champs pour le combustible, à savoir un champ de gouttes et un champ de fragments issus de la fragmentation des gouttes [59].

Un certain nombre de logiciels tels que PM-ALPHA et IDEMO utilisent l'approche dite de « micro-interaction » où le chauffage d'une fraction de l'eau conduit à la montée

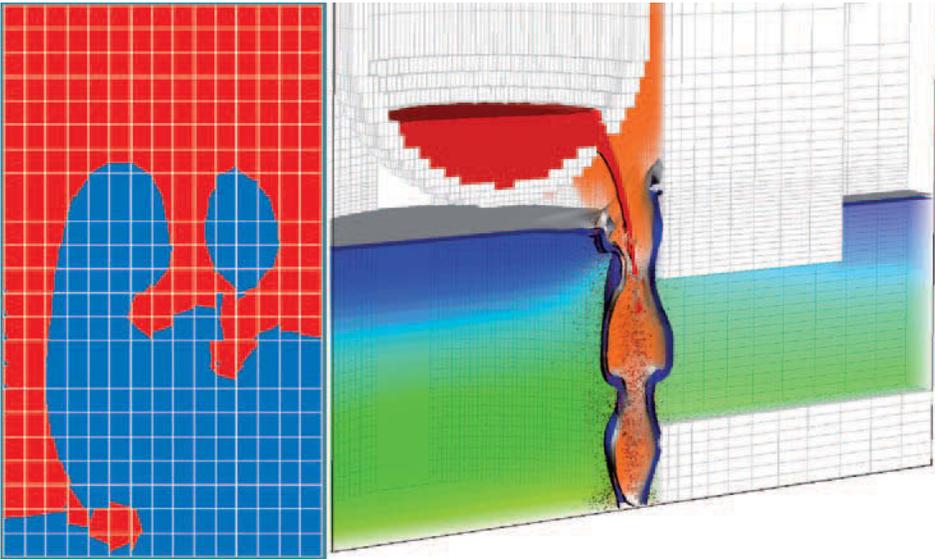


Figure 5.35. Illustrations de la méthode de suivi de volume de type VOF-PLIC du logiciel MC3D pour un jet continu de corium (champ continu en rouge à droite ou marron à gauche, champ de gouttes représenté par les points). De gauche à droite : instabilités de Rayleigh-Taylor, éjection de corium d'une cuve sous pression (passage à un écoulement diphasique à la brèche), calcul 3D d'une situation d'interaction hors de la cuve avec visualisation de l'éjection du combustible hors de la cuve [58] et interaction avec l'eau (en bleu) dans le puits de cuve..

en pression. Les modèles des logiciels MC3D et JASMINE supposent, comme pour le prémélange, que la montée en pression est obtenue par la vaporisation en film autour des fragments produits lors de l'explosion. La différence entre les deux approches fait l'objet d'analyses conjointes de l'IRSN et de IKE (logiciel IDEMO) afin de mieux comprendre les implications des diverses approximations et hypothèses.

Bien que les capacités de prédiction de ces différents outils restent encore limitées (c'est-à-dire qu'ils présentent des incertitudes importantes), ils ont permis de réelles avancées dans la compréhension globale des phénomènes et des multiples interactions. Le logiciel MC3D, malgré des efforts constants pour l'amélioration de l'interface avec l'utilisateur, reste difficile à utiliser par sa complexité due elle-même à la complexité des phénomènes mis en jeu.

5.2.3.4. Bilan et perspectives

Le bilan des recherches sur l'explosion de vapeur peut paraître mitigé compte tenu des problèmes qui restent à résoudre. Cela est dû d'une part à la complexité des phénomènes mis en jeu lors des interactions entre le corium chaud et le réfrigérant, d'autre part à la difficulté d'obtenir des données expérimentales relatives à ces interactions pour des matériaux avec une composition typique d'un corium formé lors d'un accident de [fusion du cœur](#) d'un réacteur de puissance.

Sur le plan expérimental, la complexité et le coût élevé des essais d'interaction mettant en œuvre des coriums contenant de l'uranium, ont conduit à une mutualisation internationale des efforts qui s'est traduite, en particulier, par le programme SERENA de l'OCDE. Ce programme vise à combler le manque de données expérimentales pour des coriums représentatifs d'un accident d'un réacteur de puissance.

Sur le plan de la modélisation, les outils de calcul intègrent une description de plus en plus précise de la phase de prémélange et de la phase d'explosion. Dans ce domaine également, une mutualisation des efforts est nécessaire ; elle se fait *via* des partenariats ou *via* des échanges, en particulier dans le cadre du réseau d'excellence européen SARNET (§ 1.3.2). Les points-clés les plus délicats à décrire sont la fragmentation du jet lors du prémélange, la solidification du corium et son impact sur l'explosion. Une meilleure description des processus de mise en pression pendant l'explosion est également nécessaire.

Sur le plan de la sûreté des réacteurs de puissance, il existe un large consensus pour penser que le risque de défaillance directe d'une enceinte de confinement dû à une explosion de vapeur dans la cuve est faible (au moins pour les réacteurs avec une large enceinte comme les REP français). En revanche, dès lors que le noyage du puits de cuve lors d'un accident de [fusion du cœur](#) est une des mesures de limitation des conséquences de ce type d'accident qui est mise en place ou envisagée pour les réacteurs en exploitation (en vue de refroidir le corium dans le puits de cuve et de ralentir l'interaction entre le corium et le béton du puits de cuve, voir le paragraphe 5.3), le risque de défaillance de l'enceinte de confinement du fait d'une explosion de vapeur dans le puits de cuve doit être apprécié. Les questions à résoudre concernent également la tenue des structures en béton de l'enceinte de confinement, du fait des chargements de pression induits par une explosion de vapeur.

Il est à noter que, dans le cas du réacteur EPR, le risque d'explosion de vapeur dans le puits de cuve doit être « pratiquement éliminé » par la mise en place de dispositions visant à garantir que le puits de cuve ne contienne pas d'eau au moment de la coulée du corium.

Références

- [1] *Nuclear Engineering and Design*. Special issue on DCH, Vol. 164, 1996.
- [2] J.L. Binder, L.M. McUmbler, B.W. Spencer, Direct Containment Heating Integral Effects Tests at 1/40 Scale in Zion Nuclear Power Plant Geometry, NUREG/CR-6168, ANL-94/18, 1994.
- [3] T.K. Blanchat, M.D. Allen, M.M. Pilch, R.T. Nichols, Experiments to Investigate Direct Containment Heating Phenomena with Scaled Models of the Surry Nuclear Power Plant, NUREG/CR-6152, SAND93-2519, 1994.
- [4] T.K. Blanchat, M.M. Pilch, M.D. Allen, Experiments to Investigate Direct Containment Heating Phenomena with Scaled Models of the Calvert Cliffs Nuclear Power Plant, NUREG/CR-6469, SAND96-2289, 1997.

- [5] L. Meyer, G. Albrecht, M. Kirstahler, M. Schwall, E. Wachter, G. Wörner, Melt Dispersion and Direct Containment Heating (DCH) Experiments in the DISCO-H Test Facility, FZKA 6988, 2004.
- [6] L. Meyer, M. Gargallo, M. Kirstahler, M. Schwall, E. Wachter, G. Wörner, Low Pressure Corium Dispersion Experiments in the DISCO Test Facility with Cold Simulant Fluids, FZKA 6591, 2002.
- [7] L. Meyer, G. Albrecht, C. Caroli, I. Ivanov, Direct containment heating integral effects tests in geometries of European nuclear power plants, *Nuclear Engineering and Design* **239** (10), 2070-2084, 2009.
- [8] M.M. Pilch, M.D. Allen, Closure of the direct containment heating issue for Zion, *Nuclear Engineering and Design* **164**, 37-60, 1996.
- [9] K.K. Murata, D.C. Williams, J. Tills, R.O. Griffith, R.G. Gido, L.G. Tagios, F.J. Davis, G.M. Martinez, K.E. Washington, Code Manual for CONTAIN 2.0: A Computer Code for Nuclear Reactor Containment Analysis, NUREG/CR-6533, SAND97-1735, 1997.
- [10] D.C. Williams, R.O. Griffith, Assessment of cavity dispersal correlations for possible implementation in the CONTAIN code, SAND94-0015, 1996.
- [11] R. Meignen, S. Mikasser, C. Spengler, A. Bretault, Synthesis of analytical activities on Direct Containment Heating, ERMSAR-2007, FzK GmbH, Germany, 12-14 June 2007, session-3, 2007.
- [12] R. Meignen, S. Mikasser, C. Spengler, A. Bretault, D. Plassart, L. Meyer, Direct Containment Heating: Comparison and Analysis of ASTEC, CONTAIN and MAAP, Calculations of the LACOMERA L-1 Test, SARNET-CONT-P09, 2004.
- [13] R. Meignen, D. Plassart, C. Caroli, L. Meyer, D. Wilhelm, Direct Containment Heating at Low Primary Pressure: Experimental Investigation and Multi-dimensional Modeling, NURETH-11, Avignon, France, 2005.
- [14] S. Mikasser, R. Meignen, Computation and analysis of the Direct Containment Heating dispersion process with the multiphase flow software MC3D, *Proceedings of ICAPP 2007*, Nice, France, May 13-18, 2007.
- [15] W.W. Tarbell, M. Pilch, Pressurized melt ejection into water pools, Sandia National Laboratories, NUREG/CR-3916, 1991.
- [16] D. Karwat *et al.*, State-of-the-Art Report on containment thermalhydraulics and hydrogen distribution, rapport [NEA/CSNI/R\(1999\)16](#).
- [17] H. Cheikhavat, Étude expérimentale de la combustion de l'hydrogène dans une atmosphère inflammable en présence de gouttes d'eau, Thèse de l'université d'Orléans, septembre 2009.
- [18] H. J. Allelein, K. Fischer, J. Vendel, J. Malet, E. Studer, S. Schwarz, M. Houkema, H. Paillère, A. Bentaib, International Standard Problem ISP-47 on containment thermalhydraulics, Rapport Final, rapport [NEA/CSNI/R\(2007\)10](#).

- [19] (a) D. Leteinturier *et al.*, Essais H2PAR : période mi-98 à fin 2000 synthèse des essais conclusions du programme, Rapport IRSN/DPEA/DIR/02/01 – Référence non publique.
- (b) E. Studer, M. Durin, M. Petit, P. Rongier, J. Vendel, D. Leteinturier, S. Dorofeev, Eurosafe Forum, <http://www.eurosafe-forum.org/files/b4.pdf>
- [20] J. Loesel-Sitar *et al.*, Environmental Qualification of Hydrogen Recombiners, Test Report, Rapport AECL 00-68460-TR-001 – Référence non publique.
- [21] W. Breitung *et al.*, OECD State-of-the-Art Report on Flame Acceleration and Deflagration-to-Detonation Transition In Nuclear Safety, [NEA/CSNI/R\(2000\)7](#).
- [22] S. Dorofeev *et al.*, Large scale experiments for validation of hydrogen combustion models and criteria, article présenté au Jahrestagung Kerntechnik, Stuttgart, mai 2002.
- [23] E. Bachellerie *et al.*, Generic approach for designing and implementing a passive autocatalytic recombiner PAR-system in nuclear power plant containments, *Nuclear Engineering and Design* **221** (1-3), 151-165, 2003.
- [24] E. Bachellerie *et al.*, EC PARSOAR project - State-of-the-art report on passive autocatalytic recombiners - Handbook guide for implementing catalytic recombiners, Report EUR, juin 2002.
- [25] W. Breitung *et al.*, Integral large scale experiments on hydrogen combustion for severe accident code validation HYCOM, *Nuclear Engineering and Design* **235** (2-4), 253-270, 2005.
- [26] J. Malet *et al.*, OECD International Standard Problem ISP-47 on containment thermal-hydraulics - Conclusions of the TOSQAN part, *Nuclear Engineering and Design* **240** (10), 3209-3220, 2010.
- [27] E. Studer, J.-P. Magnaud, F. Dabbene, I. Tkatchenko, International Standard Problem on containment thermal-hydraulics ISP47, step 1 – Results from the MISTRA exercise, *Nuclear Engineering and Design* **237** (5), 536-551, 2007.
- [28] D. Paladino, J. Dreier, PANDA: a multipurpose integral test facility for LWR safety investigations, *Science and Technology of Nuclear Installations*, vol. 2012, Article ID 239319, 9 pages.
- [29] P. Rongier, T. Bonhomme, C. Perez, 1^{er} Synthèse H2PAR – Résultats expérimentaux : Fiches d'expériences, expériences E1 à E19 et PHEB 02, Rapport IPSN/DPRE/SERE n° 98/014 (I) – Référence non publique.
- [30] P. Rongier, T. Bonhomme, C. Perez, 2^e Synthèse expérimentale H2PAR - Détermination des conditions d'inflammation d'un mélange Air/H₂/H₂O par les recombinateurs Siemens et AECL – Fiches d'expériences, Rapport IPSN/DPRE/SERLAB n° 99/004 (I) – Référence non publique.

- [31] A.A. Dehbi, The effects of noncondensable gases on steam condensation under turbulent natural convection conditions, Ph.D. Thesis, MIT, USA, 1991.
- [32] W. Ambrosini, N. Forgiome, A. Manfredini, F. Oriolo, On various forms of the heat and mass transfer analogy: discussion and application to condensation experiments, *Nuclear Engineering and Design* **236**, 1013–102, 2006.
- [33] ERCOSAM: containment thermal-hydraulics of current and future LWRs for severe accident management, SP5-Euratom, collaborative project, small or medium-scale focused research project, FP7-Fission-2009, Grant agreement n° 249691, 2010.
- [34] ISP-49 on hydrogen combustion, Rapport [NEA/CSNI/R\(2011\)9](#).
- [35] OECD/NEA SETH-2 project PANDA and MISTRA experiments, final summary report, Rapport [NEA/CSNI/R\(2012\)5](#).
- [36] OECD/NEA THAI project final report – Hydrogen and fission product issues relevant for containment safety assessment under severe accident conditions, Rapport [NEA/CSNI/R\(2010\)3](#).
- [37] I. Huhtiniemi, D. Magallon, H. Hohmann, Insight into steam explosions with corium melts in KROTOS, *Nuclear Engineering and Design* **204**, 391-400, 2001.
- [38] G. Berthoud, L'interaction corium-eau, synthèse et analyse des résultats expérimentaux, Note STT/LPML/87/28/C, 1987. Référence non publique.
- [39] D.E. Mitchell, M.L. Corradini, W.W. Tarbell, Intermediate Scale Steam Explosion Phenomena: Experiments and Analysis, NUREG/CR-2145, SAND81-0124, 1981.
- [40] D.E. Mitchell, N.A. Evans, Steam Explosion Experiments on Intermediate Scale: FITSB Series, NUREG/CR-3983, SAND83-1057, 1986.
- [41] B.W. Marshall Jr., Recent Fuel-Coolant Interaction Experiments Conducted In The FITS Vessel, SAND87-2467C, 1988.
- [42] R. Meignen, G. Berthoud, Fragmentation of molten fuel jets, *Proceedings of the International Seminar of Vapor Explosions and Explosive Eruptions*, pp. 83–89, 1997.
- [43] J. Namiech, G. Berthoud, N. Coutris, Fragmentation of a molten corium jet falling into water, *Nuclear Engineering and Design* **229** (2-3), 265-287, 2004.
- [44] SERENA – Steam Explosion Resolution for Nuclear applications, final report, December 2006. NEA/CSNI/R(2007)11. <http://www.oecd-nea.org/nsd/docs/2007/csni-r2007-11.pdf>.
- [45] J. Lamome, R. Meignen, On the explosivity of a molten drop submitted to a small pressure perturbation, *Nuclear Engineering and Design* **238** (12), 3445-3456, 2008.

- [46] M. Bürger, S.H. Cho, E.V. Berg, A. Schatz, Modelling of drop fragmentation in thermal detonation waves and experimental verification, *Specialists Meeting on FCI*, Santa Barbara, California, USA, Jan 5-8, 1993.
- [47] S.J. Board, R.W. Hall, R.S. Hall, Detonation of fuel coolant explosions, *Nature* **254** (3), 319–321, 1975.
- [48] W.W. Yuen, T.G. Theofanous, On the existence of multiphase thermal detonations, *International Journal of Multiphase Flow* **25** (6-7), 1505-1519, 1999.
- [49] M. Berman, Light water reactor safety research program, quaterly report, Janvier-mars 1981, NUREG CR-2163/lof4, SAND81-1216/lof4, 1981.
- [50] D.H. Cho, D.R. Armstrong, W.H. Gunther, Experiments on Interactions Between Zirconium-Containing Melt and Water, NUREG/CR-5372, 1998.
- [51] L. Meyer, QUEOS, An Experimental Investigation of Pre-mixing Phase with hot spheres, *Proc. OECD/CSNI Specialist Meeting on FCI*, Tokai-Mura, Japan, 19-21 mai 1997, p 155-166.
- [52] (a) Technical opinion paper on fuel coolant interaction. Rapport NEA/CSNI/R(99)24, 1999.
- (b) Nuclear Safety Research in OECD Countries, Major Facilities and Programmes at Risk. Rapport NEA#03145, ISBN: 92-64-18468-6, 2001.
- [53] S.K. Wang, C.A. Blomquist, B.W. Spencer, L.M. Mc UMBER, J.P. Schneider, Experimental Study of the Fragmentation and Quench Behaviour of Corium Melts in Water, *Proc. 5th Nuclear Thermal Hydraulics*, San Francisco, 1989, pp. 120-135.
- [54] D. Magallon, H. Hohmann and I. Huhtiniemi, Lessons Learnt from FARO/TERMOS Corium Melt Quenching experiments, *Nuclear Engineering and Design* **189**, 223-238, 1999.
- [55] D. Magallon, I. Huhtiniemi, Energetic event in fuel-coolant interaction test FARO L-33, *ICONE-9 Conference*, Nice, France, 8-12 avril 2001.
- [56] J.H. Song, J.H. Kim, S.W. Hong, B.T. Min, H.D. Kim, The effect of corium composition and interaction vessel geometry on the prototypic steam explosion, *Annals of Nuclear Energy* **33** (17-18), 1437-1451, 2006.
- [57] Characterization of Molten-Fuel Coolant Interaction Processes, EUR 19567 EN, 4th EC Framework Program, 1999.
- [58] R. Meignen, Status of the Qualification Program of the Multiphase Flow Code MC3D, *Proceedings of ICAPP '05*, Seoul, KOREA, 15-19 mai 2005, papier 5081.
- [59] R. Meignen *et al.*, Comparative Review of FCI Computer Models Used in the OECD-SERENA Program, *Proceedings of ICAPP '05*, Seoul, KOREA, 15-19 mai 2005, papier 5087.

- [60] M. Bürger, Comparison and Theoretical Interpretation of Experiments on Hydrodynamic Drop Fragmentation, IKE 2-FB-16, (CEC-RCAMFCI Project, Report INV-MFC(98)-D014), Universität Stuttgart, juillet 1998 – Référence non publique.
- [61] H.S. Park, R.C. Hansson, B.R. Sehgal, Fine fragmentation of molten droplet in highly subcooled water due to vapor explosion observed by X-ray radiography, *Experimental Thermal and Fluid Science* **29** (3), 351-361, 2005.
- [62] J.H. Song, I.K. Park, Y.S. Shin, J.H. Kim, S.W. Hong, B.T. Min, HD Kim, Fuel coolant interaction experiments in TROI using a UO_2 - ZrO_2 mixture, *Nuclear Engineering and Design* **222** (1), 1-15, 2003.
- [63] P. Marmottant, E. Villermaux, On spray formation, *Journal of Fluids Mechanics* **498**, 73-111, January 2004.
- [64] L.S. Nelson, P.M. Duda, Steam explosion experiments with single drops of iron oxide melted with a CO_2 laser, NUREG/CR-2295, SAND81-1346, 1981.
- [65] R.C. Hanson, An experimental study on the dynamics of a single droplet vapor explosion, Doctoral thesis, School of Engineering Science, KTH, Sweden, 2010.
- [66] E. Villermaux, Fragmentation, *Annu. Rev. Fluid Mech.*, 419-446, 2007.

5.3. Phénomènes pouvant mener à une défaillance différée de l'enceinte de confinement : l'interaction corium-béton (ICB)

5.3.1. Introduction

En cas de défaillance de la cuve lors d'un accident de **fusion du cœur**, le corium résultant de cette fusion du cœur et de la fusion des structures internes se répand sur le radier en béton du puits de cuve. La mise en contact du corium et du béton conduit à ce que l'on appelle l'interaction corium-béton (ICB⁹). Cette interaction se traduit par une érosion progressive du béton du radier (figure 5.36) et des parois du puits de cuve pouvant entraîner la traversée du radier et, par là, un relâchement de produits radioactifs à l'extérieur de l'enceinte de confinement dans le sous-sol. La mise en contact du corium avec l'eau éventuellement présente dans le puits de cuve et dans des locaux adjacents peut, par ailleurs, contribuer à la mise en pression de l'enceinte de confinement par vaporisation de cette eau, voire conduire à une explosion de vapeur (§ 5.2.3). Les gaz résultant des réactions du corium avec le béton contribuent également à accroître la pression dans l'enceinte de confinement. En tenant compte des incertitudes, la durée de traversée du radier en béton serait comprise entre un et plusieurs jours suivant la quantité de corium, son refroidissement éventuel et le type de béton (siliceux ou calcaire). Il est à noter enfin que la production d'aérosols qui accompagne l'ICB influence également l'évolution du comportement des aérosols radioactifs dans l'enceinte de confinement et donc les rejets qui peuvent en résulter.

5.3.2. Phénomènes physiques mis en jeu

La puissance résiduelle dégagée par les produits de fission au sein du corium étalé sur le radier du bâtiment réacteur (20 à 30 MW au début de l'accident pour un REP de 900 MWe) ne peut pas être évacuée par conduction à travers le radier en raison de la très faible conductivité thermique du béton et de sa forte épaisseur ; elle ne peut l'être que partiellement par rayonnement de la surface du corium. Celui-ci, plus ou moins liquide selon sa composition (qui dépend de l'évolution de la dégradation du cœur au cours de l'accident), s'échauffe donc jusqu'à atteindre la fusion, au moins partielle, des matériaux oxydés (UO_2 , ZrO_2) et des métaux en provenance de la cuve (température de l'ordre de 2 200 °C), entraînant la formation d'un bain de corium à une température supérieure à la température de fusion du béton. La chaleur dégagée par les produits de fission est transmise par convection aux frontières du bain de corium et déclenche la fusion des parois en béton du puits de cuve et leur perte d'intégrité par décomposition du béton (ce processus est généralement appelé érosion ou ablation). L'érosion du béton survient à partir de 1 330 °C pour un béton siliceux ou silico-calcaire et à température plus élevée (de plusieurs centaines de degrés) pour un béton calcaire. L'ICB conduit donc, après une phase initiale d'échauffement du corium, à une phase d'érosion continue des parois de béton. Durant cette phase, la puissance résiduelle est dissipée en majeure partie aux interfaces du corium avec le béton par érosion de celui-ci et, pour une partie minoritaire, par rayonnement de la surface du bain de corium (figure 5.36).

9. MCCI pour "Molten Core-Concrete Interaction" en anglais.

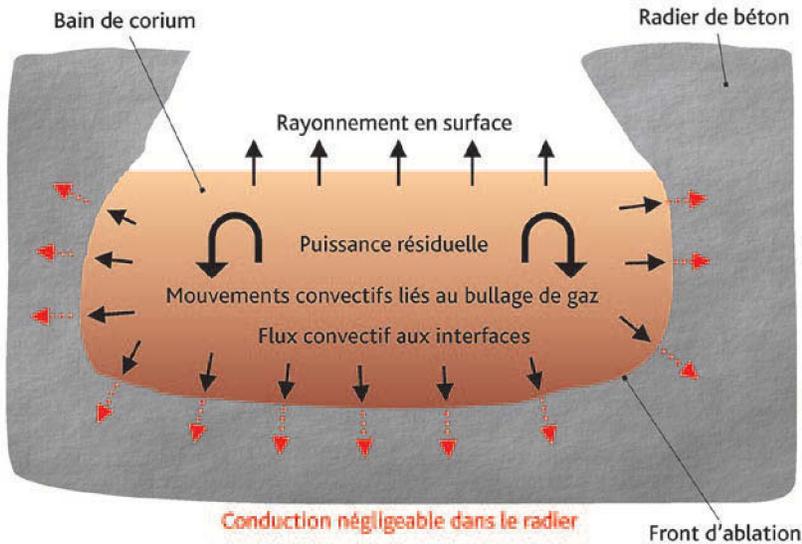


Figure 5.36. Formation d'une cavité par érosion du béton du radier du puits de cuve.

Le béton étant composé majoritairement de SiO_2 , CaCO_3 et H_2O , sa décomposition conduit au relâchement dans le bain de phases condensées (SiO_2 , CaO) et gazeuses (H_2O , CO_2). Le bain de corium contient donc des oxydes lourds en provenance du cœur du réacteur (UO_2 , ZrO_2), des oxydes légers en provenance du béton (principalement SiO_2 et CaO) et des métaux (Fe , Cr , Ni , Zr), le tout étant soumis au brassage induit par les gaz de décomposition du béton. Le mélange des métaux avec des oxydes sous forme condensée ou gazeuse peut donner lieu à des réactions d'oxydation exothermiques et productrices d'espèces gazeuses, telles que H_2 , CO et $\text{SiO}(\text{g})$. Enfin, la mise en contact du corium chaud avec le béton plus froid peut entraîner localement la formation d'une croûte par solidification, des fragments de cette croûte pouvant être mis en suspension dans le corium liquide. Le bain de corium est donc un milieu comportant plusieurs constituants et plusieurs phases (liquide, solide, gaz) dont la composition et les propriétés physiques évoluent constamment au cours de l'ICB du fait de la décomposition du béton et des réactions chimiques.

La vitesse d'érosion des parois verticales et horizontales en béton étant directement corrélée au rapport entre le flux de chaleur reçu par les parois et l'énergie volumique nécessaire à leur érosion, déterminer la vitesse d'érosion de ces parois suppose de calculer la répartition du flux de chaleur aux frontières du bain de corium. Du fait du brassage induit par les gaz, la (ou les) phase(s) liquide(s) constituant le bain produit par l'ICB est (sont) homogène(s), tandis que de forts gradients de température et de concentration peuvent exister aux interfaces (figure 5.37). Le flux de chaleur aux frontières du bain peut alors être évalué à l'aide d'un coefficient d'échange convectif de chaleur (h_{conv}), de la température du bain (T_b) et de la température d'interface (T_i) entre le bain de corium et une couche d'interface séparant le béton du corium

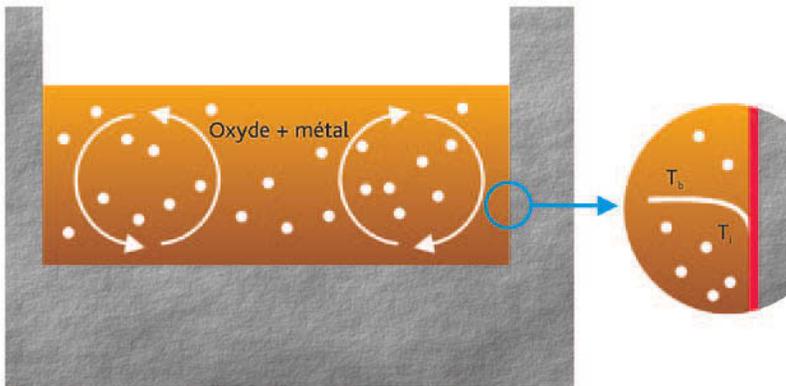


Figure 5.37. Bain oxyde-métal (ox + met) parfaitement mélangé produit par ICB. À droite : gros plan sur l'interface entre le bain et le béton.

(les composition et température de cette couche d'interface sont intermédiaires entre celles du bain de corium et celles du béton ; elle peut être liquide ou solide selon les conditions) ; la température d'interface est fonction de la nature de l'interface entre le corium et le béton (apparition ou non d'une croûte stable). Suivant le débit de gaz relâché par le béton et les densités des phases oxydes et métalliques (qui ne sont que partiellement miscibles), peuvent apparaître des configurations du bain produit par l'ICB comportant une seule couche (oxyde et métal mélangés) ou à deux couches (oxyde et métal stratifiés en fonction de leurs densités respectives). Dans le dernier cas (figure 5.38), la détermination de la température à l'interface et celle du coefficient d'échange de chaleur sont donc nécessaires, non seulement pour l'interface entre les couches et le béton, mais également pour l'interface entre le liquide « oxyde » et le liquide « métallique ».

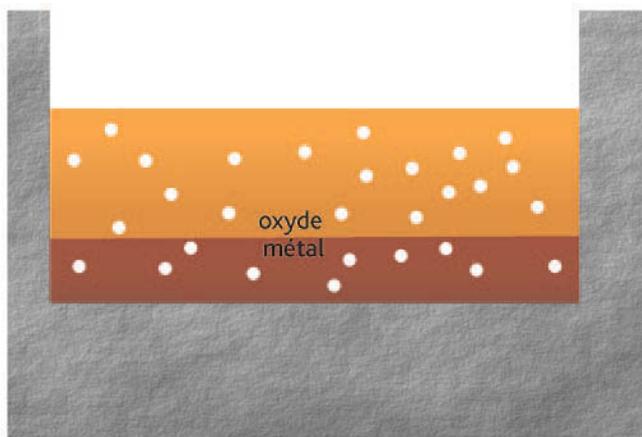


Figure 5.38. Bain produit par ICB en configuration stratifiée.

Pour faciliter la lecture de la suite de ce paragraphe, trois phases de l'ICB sont distinguées, respectivement à court terme, à moyen terme et enfin à long terme. Comme nous le verrons ci-après, le comportement du bain produit pendant l'ICB dépend :

- de ses propriétés physiques de transport (densité, conductivité thermique, chaleur spécifique, viscosité et, dans une moindre mesure, tension de surface liquide-gaz) et de ses propriétés thermochimiques, elles-mêmes fonction de la composition du bain et notamment de la teneur en composés provenant de l'érosion du béton ;
- du flux de chaleur aux interfaces du bain, fonction du volume du bain et donc de la quantité de matière provenant de l'érosion du béton ;
- de la vitesse superficielle des gaz (débit volumique des gaz par unité de surface) le long de l'interface entre le bain et le béton, proportionnelle au flux de chaleur.

Il s'avère donc approprié de distinguer différentes phases de l'ICB en fonction de la teneur du bain en oxydes de béton :

- la phase à court terme correspond à une fraction massique d'oxydes de béton dans le bain inférieure à environ 25 % (en pratique, dans le cas d'un réacteur de puissance cela correspond aux premières heures de l'ICB), avec des propriétés physiques et thermochimiques peu modifiées par rapport à celles des matériaux provenant du cœur et un fort bullage des gaz ;
- la phase à moyen terme correspond à une fraction massique d'oxydes de béton dans le bain plus élevée (jusqu'à environ 50 %), soit, en pratique, dans le cas d'un réacteur de puissance, à la période comprise entre environ 5 et 15 heures après le début de l'ICB, où les propriétés physiques et thermochimiques sont notablement modifiées par rapport à celles des matériaux provenant du cœur mais où le flux de chaleur aux interfaces du bain et le bullage des gaz restent élevés ;
- enfin la phase à long terme correspond à une fraction massique d'oxydes de béton dans le bain supérieure à 50 %, soit, en pratique, dans le cas d'un réacteur de puissance, à la période au-delà de 15 heures après le début de l'ICB, avec un flux de chaleur aux interfaces du bain et un bullage des gaz nettement plus faibles.

5.3.3. Programmes expérimentaux

L'étude de l'interaction corium-béton comprend des expérimentations et de la modélisation. Les expérimentations visent à identifier et à comprendre les phénomènes correspondants (transferts de chaleur, solidification, mélange, etc.) ; elles sont complétées par des études à l'aide de logiciels de simulation qui intègrent des modèles qualifiés sur la base des données expérimentales.

Les essais dédiés à l'étude de l'interaction corium-béton peuvent être classés en deux catégories :

- les essais à caractère analytique, qui permettent d'étudier à échelle réduite un ou plusieurs phénomènes particuliers à l'aide de matériaux simulants ; ces essais permettent de déterminer certaines grandeurs physiques relatives aux phénomènes étudiés (températures d'interface, coefficients d'échange de chaleur, etc.) ;
- les essais globaux lors desquels sont mesurées les vitesses d'érosion du béton et, pour certains, la température du bain lors de l'interaction corium-béton pour des coriums composés de matériaux simulants (contenant de l'alumine ou de la thermitite) et pour des coriums plus représentatifs de la composition attendue lors d'un accident de fusion du cœur d'un réacteur de puissance (contenant généralement un mélange $UO_2 + ZrO_2$).

5.3.3.1. Essais analytiques

► Coefficients d'échange de chaleur

De nombreux essais analytiques [1-3] visant à déterminer les coefficients d'échange de chaleur entre un bain liquide et une paroi poreuse traversée par du gaz ont été réalisés au cours des années 1980 à 2010. L'examen des résultats de ces différents essais [5] montre que les propriétés physiques des liquides utilisés ont été souvent proches de celles de l'eau et que les données disponibles concernent principalement des parois horizontales. Pour l'eau, les mesures effectuées au cours des différents programmes expérimentaux donnent des résultats voisins pour une même vitesse superficielle des gaz. Les données pour les liquides visqueux (cas d'un corium « enrichi » de composés d'érosion du béton) et les parois verticales sont assez rares [4]. Les résultats d'essais en eau montrent toutefois que les coefficients d'échange de chaleur d'un fluide avec une paroi verticale sont voisins de ceux obtenus pour une paroi horizontale. Le programme expérimental CLARA [6] décrit plus loin a été engagé en 2007 en vue de combler les lacunes de connaissances sur la distribution des coefficients d'échange le long des interfaces du bain, qui influence la répartition des flux de chaleur et l'érosion radiale et verticale du béton en situation d'ICB.

Les résultats relatifs aux coefficients d'échange de chaleur entre deux liquides non miscibles traversés par un gaz (configuration de bain stratifié, voir la figure 5.38) sont encore moins nombreux [7, 8]. L'examen de ces résultats montre notamment une dispersion importante des résultats (environ un facteur 5). Par ailleurs, les essais ne sont pas représentatifs des situations où il y a solidification à l'interface entre le bain et le béton. Cependant les essais ABI [9] réalisés jusqu'en 2008 montrent que l'ordre de grandeur du coefficient d'échange entre deux couches stratifiées d'oxyde et de métal est comparable à celui déterminé à l'aide de la corrélation déduite des essais de Werle [8] et que ce coefficient d'échange entre couches est probablement grand par rapport au coefficient d'échange de chaleur entre un bain liquide et une paroi poreuse mentionné ci-dessus. Ces résultats signifieraient que les transferts de chaleur de la couche d'oxyde vers la couche de métal en configuration stratifiée pourraient favoriser l'érosion de la paroi de béton au contact de la couche métallique (en partie basse, voir la figure 5.38).

Ceci souligne également l'intérêt d'une prédiction fiable de la stratification du bain (phénomènes de mélange et de démixtion).

► Températures d'interface aux frontières d'un bain de corium

Le programme ARTEMIS [10], réalisé par le CEA de 2003 à 2008 est le seul qui a visé à déterminer les températures aux frontières d'un bain de corium. Il a permis d'étudier le couplage entre la physico-chimie et la thermohydraulique grâce aux matériaux simulants mis en œuvre qui sont des sels (LiCl et BaCl_2) dont le diagramme des phases a une allure voisine de celle des espèces rencontrées lors d'une interaction corium-béton dans le cas d'un réacteur de puissance, comme le montre la figure 5.39.

Les essais effectués dans des configurations monodimensionnelles (interface corium-béton horizontale) ont confirmé que, dans des conditions d'essais représentatives de la phase d'ICB à long terme pour un réacteur de puissance en termes de vitesse d'érosion du béton et de bullage des gaz, la température d'interface aux frontières du bain était proche de la température liquidus du bain et que la température du bain décroissait avec la température liquidus du fait de l'enrichissement du bain en composés provenant de l'érosion du béton. Cependant la structure de l'interface apparaît plus complexe que prévu avec la formation au voisinage de l'interface d'une zone solide poreuse hors d'équilibre thermodynamique (c'est-à-dire avec une température d'interface liquide-solide et une composition s'écartant de celles imposées par l'équilibre thermodynamique entre les phases liquide et solide). L'examen des résultats des expériences ARTEMIS 1D [11, 12] montre aussi que, dans des conditions comparables à celles de l'ICB à court et moyen

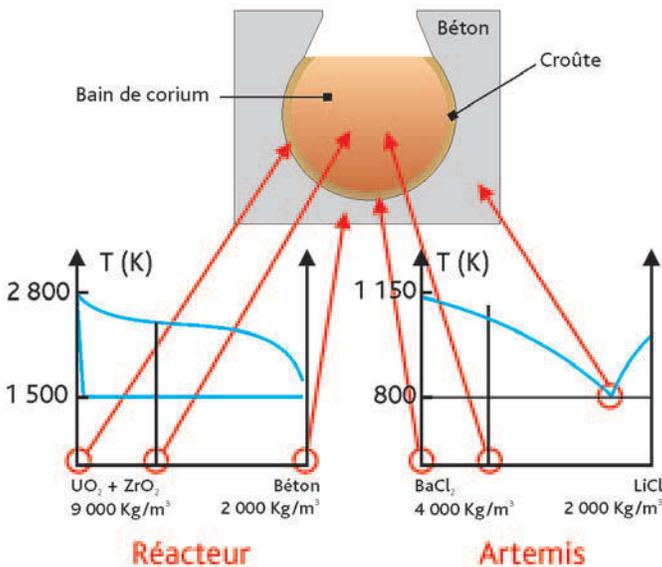


Figure 5.39. Analogie entre les diagrammes de phases des simulants des essais ARTEMIS et ceux des matériaux d'un corium qui se formerait lors d'un accident de fusion du cœur d'un réacteur de puissance (le sel BaCl_2 simule le comportement réfractaire du corium et le mélange eutectique $\text{LiCl}-\text{BaCl}_2$ simule le comportement du béton) [10].

termes dans le cas d'un réacteur de puissance, les résultats ne sont pas compatibles avec une hypothèse d'équilibre thermodynamique : la température de l'interface bain-croûte s'écarte de la température liquidus, le bain devient pâteux en cas de bullage de gaz important, des croûtes se forment à l'interface corium-béton avec une composition moins réfractaire que celle déduite des diagrammes de phases.

Après un premier volet du programme ARTEMIS consacré à des essais avec une érosion purement axiale, le second volet (ARTEMIS 2D) a été consacré à l'étude de configurations avec une érosion du béton bidimensionnelle (dans les directions axiale et radiale) lors d'essais d'interaction corium-béton avec contraste de composition entre bain et béton et d'essais « béton-béton » sans écart de composition entre bain et béton. Les résultats ont montré, pour tous les essais, une érosion importante du béton dans la partie haute des parois latérales en béton, une érosion très faible à l'interface inférieure entre le bain et le béton lors des essais d'interaction béton-béton et la formation d'une croûte pâteuse de corium très épaisse lors des essais d'interaction corium-béton (sur environ un tiers du bain) à l'interface inférieure entre le bain et le béton ; lors des essais, cette croûte est restée chaude et s'est enfoncée dans le béton. Ces résultats inattendus en termes d'érosion du béton (dans tous les cas, une érosion du béton plus importante était attendue dans la partie basse du bain) s'expliquent probablement par un contournement du bain par les gaz injectés en partie basse, en raison de la formation de croûtes stables et étanches à l'interface inférieure entre le bain et le béton ; ces croûtes n'auraient pas laissé passer les gaz pendant une grande partie des essais. À l'échelle d'un réacteur de puissance, il est peu probable qu'une croûte non fissurée de grandes dimensions se forme à l'interface inférieure entre le bain et le béton. Les résultats des essais ARTEMIS 2D ne sont donc pas directement transposables au cas d'un réacteur de puissance ; cependant, ils ont mis en évidence la forte dépendance du profil d'érosion 2D du béton aux conditions d'écoulement des gaz dans le bain.

► Mélange et démixtion de liquides non miscibles traversés par un écoulement de gaz

L'étude du mélange et de la démixtion de liquides non miscibles traversés par un écoulement de gaz a été réalisée dans le but de prédire la configuration du bain de corium au cours de l'ICB (bain mélangé ou stratifié). Les principaux travaux expérimentaux menés sur ce sujet ont été réalisés avec des matériaux simulants aux États-Unis, au laboratoire national d'Argonne [13], à l'université du Wisconsin [14], et plus récemment, au CEA de Grenoble (essais BALISE) [15] ; ils ont été purement hydrodynamiques (pas d'étude des effets de changement de phase). Ils ont visé à déterminer les valeurs limites en termes de vitesse superficielle des gaz (ou de taux de vide) conduisant à un bain mélangé ou stratifié en fonction de la différence de densité entre les liquides. La synthèse des résultats rapportés dans [15] montre une dispersion parfois importante de ces résultats, due partiellement à des différences des propriétés physiques des liquides utilisés. Néanmoins, ces expériences ont clairement montré que la stratification d'un bain de corium ne peut se produire que pour de faibles vitesses superficielles des gaz qui ne sont possibles que lors de la phase à long terme de l'ICB dans le cas d'un réacteur de puissance.

► Propriétés physiques des matériaux

Des essais analytiques avec des matériaux prototypes d'un corium, qui se formerait lors d'un accident de fusion du cœur d'un réacteur de puissance, ont également été réalisés pour valider et compléter les connaissances sur les propriétés thermophysiques (en particulier la viscosité [21]) et thermochimiques du corium nécessaires à la modélisation des transferts de chaleur et des phénomènes de solidification du bain de corium hors de la cuve. Ces essais ont permis d'améliorer l'évaluation de la viscosité d'un corium formé d'un mélange d'oxydes en fonction de la teneur en silice et celle des températures solidus et liquidus des mélanges corium-béton.

5.3.3.2. Essais globaux

Les essais globaux permettent d'obtenir une vue d'ensemble de l'interaction corium-béton, tous les phénomènes impliqués intervenant alors de façon couplée. Ces essais sont difficiles à réaliser compte tenu des difficultés technologiques associées (très hautes températures, matériaux utilisés, etc.). L'ensemble des essais globaux d'ICB réalisés jusqu'en 2012 est résumé dans le tableau 5.5 ci-dessous.

Tableau 5.5. Synthèse des essais globaux d'ICB.

Programme	Caractéristiques	Masse de corium	Géométrie	Paramètres
SURC (1D)	Matériaux prototypes d'un corium + produits de fission	200 kg	Cylindre d'un diamètre de 0,4 m	Composition du béton, puissance
ACE (1D)	Matériaux prototypes d'un corium + produits de fission	250 à 450 kg	Parallélépipédique 0,5 m x 0,5 m x 0,4 m	Composition du béton, puissance
MACE (1D)	Matériaux prototypes d'un corium injection d'eau	100 à 1 800 kg	Parallélépipédique (0,5 à 1,2 m) x (0,5 à 1,2 m) x 0,4 m	Composition du béton, puissance, débit d'eau
BETA (2D)	Thermite-alumine + fer bain stratifié oxyde-métal	450 kg	Tronconique de diamètre 0,4 m	Composition du béton, puissance
COMET-L (2D)	Thermite-alumine + fer bain stratifié oxyde-métal	920 kg	Cylindre d'un diamètre de 0,6 m	Composition du béton, puissance
MCCI-OCDE (2D)	Matériaux prototypes d'un corium	350 à 550 kg	Parallélépipédique 0,5 m x (0,5 m ou 0,7 m) x 0,6 m	Composition du béton, puissance, géométrie du bain
ARTEMIS 2D	Simulants (sels)	110 kg	Cylindre d'un diamètre de 0,3 m et d'une hauteur de 0,6 m	Puissance, débit de gaz
VULCANO-ICB (2D)	Matériaux prototypes d'un corium	40 kg	Demi-cylindre d'un diamètre de 0,3 m et d'une hauteur de 0,3 m	Composition du béton, puissance

L'interprétation de ces essais globaux est complexe du fait du nombre limité de mesures et de l'imprécision attachée à certaines d'entre elles, de l'évaluation délicate

des pertes thermiques et parfois de la difficulté à quantifier l'influence de certains phénomènes liés au dispositif d'essais et affectant les transferts de chaleur au-dessus du bain : effets du mode de chauffage et effets d'échelle qui peuvent affecter la formation du bain, l'éjection de matière qui modifie l'inventaire de corium participant à l'ICB, l'ancrage de la croûte sur les parois. Malgré ces difficultés, les essais réalisés ont mis en évidence des phénomènes jusqu'alors non identifiés qui peuvent s'avérer importants : la forte influence du type de béton sur la progression de l'érosion axiale et radiale et sur l'éjection de corium lors d'une ICB sous eau au cours des essais MACE ; l'ICB sous eau est présentée plus en détail dans le paragraphe 5.4.2.

D'un point de vue chronologique, les essais 1D avec des oxydes (ACE, MACE, SURC) datent d'une vingtaine d'années, voire plus. Leur analyse a permis d'améliorer la compréhension de l'ICB, de conforter certaines hypothèses sur les modèles de comportement du corium (décroissance de la température du bain voisine de la température liquidus) et de valider partiellement les logiciels de simulation.

Les essais 2D [16, 17], réalisés entre 2003 et 2012 avec des oxydes prototypes d'un corium qui se formerait lors d'un accident de fusion du cœur d'un réacteur de puissance, ont apporté des informations sur la distribution 2D du flux de chaleur au cours de l'ICB. Les résultats de ces essais tendent à montrer que, tout au moins au début de l'ICB (4 premières heures), l'érosion du béton se ferait préférentiellement dans la direction radiale dans le cas d'un béton siliceux et qu'elle se ferait de manière équivalente dans les directions radiale et axiale dans le cas d'un béton silico-calcaire [18] comme le montre la figure 5.40.

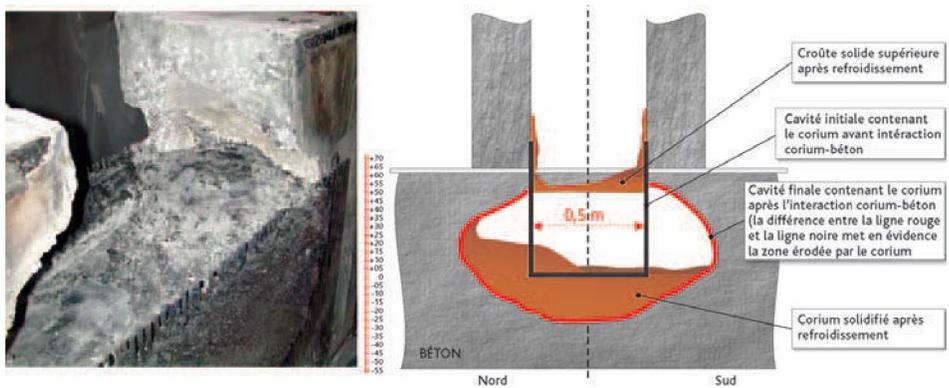


Figure 5.40. Cavité finale obtenue lors de l'expérience MCCI-OCDE CC12 réalisée avec un béton silico-calcaire ; la photo de gauche montre la cavité formée par l'érosion du béton ; celle-ci est représentée en rouge (coupe selon l'axe vertical) sur le schéma de droite.

Les essais mettant en œuvre un béton siliceux indiquent un effet d'échelle possible sur l'anisotropie de l'érosion au cours de la phase initiale de l'ICB. L'analyse et l'interprétation de ces résultats se poursuivent en 2013 pour mieux comprendre l'effet du type de béton sur l'érosion 2D et élaborer un modèle permettant l'extrapolation au cas d'un réacteur de puissance.

Il existe très peu de résultats d'essais réalisés avec des matériaux prototypiques d'un corium qui se formerait lors d'un accident de **fusion du cœur** d'un réacteur de puissance et avec un chauffage du bain représentatif de la puissance résiduelle d'un corium pour des configurations stratifiées oxyde-métal. Les essais BETA et COMET ont été réalisés avec des matériaux simulants et leur mode de chauffage (par induction) implique que la puissance a été injectée dans la phase métallique alors qu'elle se trouverait dans la phase « oxyde » dans le cas d'un réacteur de puissance. Les essais BETA indiquent une érosion privilégiée du béton dans la direction axiale ; cependant ce comportement n'est pas extrapolable au cas d'un réacteur de puissance pour les raisons évoquées précédemment et parce que la masse de métal est surestimée par rapport au cas d'un réacteur de puissance [19]. Seuls les essais VULCANO réalisés avec une composition en oxydes et en métaux du bain [20] et un mode de chauffage plus représentatifs pourraient permettre de répondre aux questions posées par l'ICB sur l'existence d'une stratification du bain qui pourrait conduire à une vitesse d'érosion axiale rapide, comme l'illustrent les applications au cas d'un réacteur de puissance présentées dans le paragraphe 5.3.5.

5.3.4. Modélisation et logiciels de simulation

5.3.4.1. Les modèles

► Comportement du bain et températures aux interfaces entre le bain et le béton

L'approche la plus ancienne pour déterminer le comportement du bain de corium et les températures aux interfaces entre le bain et le béton lors d'une ICB a consisté à supposer que, si la température moyenne du bain de corium est comprise entre la température liquidus et la température solidus, le bain est dans un état « pâteux », intermédiaire entre une phase solide et une phase liquide. La croûte qui se forme aux interfaces a la même composition que le bain de corium et la même fraction solide que le corium à l'interface bain-croûte. L'interface entre le bain (avec ou sans croûte) et le béton est composée d'un film de béton fondu, appelé en anglais "*slag layer*". La température d'équilibre solide-liquide est alors la température solidus et la totalité de la zone pâteuse est supposée participer aux mouvements de convection près de l'interface solide. Cependant, cette hypothèse ne permet pas de retrouver les évolutions de température mesurées lors de certains essais ACE et MCCI-OCDE.

En 2000, le CEA a élaboré un modèle dit « modèle de ségrégation de phases » pour décrire le comportement du bain de corium lors d'une ICB. Ce modèle est déduit du modèle, couplant la thermohydraulique et la physico-chimie, utilisé pour décrire le comportement du corium dans la cuve [21]. Il y est supposé que le bain est liquide et que des croûtes composées d'éléments réfractaires (UO_2 , ZrO_2) se forment à l'interface entre le bain de corium et le béton. Ces croûtes peuvent être instables. Les mécanismes de formation des croûtes aux interfaces et les mécanismes qui peuvent affecter leur stabilité sont mal connus ; notamment ceux pouvant expliquer les instabilités des croûtes formées aux interfaces avec les parois verticales en béton, la présence de

croûtes lors du contact corium-béton initial, puis à plus long terme la disparition de croûtes même au fond du bain, comme l'indiquent certains examens réalisés après les essais VULCANO avec un bain d'oxydes. Pour les applications aux réacteurs de puissance, compte tenu des durées de l'ICB et des volumes importants du bain, l'existence permanente de croûtes aux interfaces est estimée plausible. Aux interfaces du bain et des croûtes, un équilibre thermodynamique est supposé exister entre les phases physiques présentes, d'une part le liquide du bain, d'autre part le solide des croûtes, avec comme température à l'interface la température liquidus du bain. Si un écart à l'équilibre survient, la ségrégation liquide-solide est partielle ou absente dans le bain qui devient pâteux et la transition bain-croûte pourrait correspondre alors à un seuil de fraction solide au-delà duquel la conduction prend le relais de la convection. La température d'interface bain-croûte serait alors inférieure à la température liquidus du bain. Ce type d'approche est retenu dans la modélisation du logiciel MEDICIS développé à l'IRSN [27] et est détaillée au paragraphe 5.3.4.2.

Le modèle de ségrégation de phases a été partiellement validé à partir des résultats des essais ARTEMIS 1D pour ce qui concerne les interactions avec une paroi horizontale et pour des vitesses d'érosion et de bullage faibles correspondant à la phase à long terme de l'ICB dans le cas d'un réacteur de puissance. Cependant, ce modèle « idéal », qui suppose un équilibre thermodynamique à l'interface bain-béton, ne permet pas d'expliquer de manière satisfaisante les résultats des essais ARTEMIS 1D avec érosion rapide et bullage important correspondant à la phase initiale très transitoire de l'interaction ; en outre, ce modèle n'est pas non plus pertinent pour la phase à long terme pour un réacteur de puissance, malgré le bon accord indiqué plus haut avec les résultats des essais ARTEMIS 1D correspondant à ces conditions, en raison cette fois de la forte concentration de silice dans le bain, qui réduit la diffusion des espèces chimiques dans celui-ci et ralentit l'établissement de l'équilibre à l'interface [22].

► Distribution des flux de chaleur à l'interface corium-béton

De nombreuses corrélations d'échange de chaleur entre un bain et une paroi poreuse horizontale traversée par un gaz sont mentionnées dans la « littérature » [1-4, 7]. Elles ont été établies à partir de données expérimentales rappelées précédemment ou à partir d'approches plus théoriques. Elles s'expriment sous la forme de corrélations qui donnent le nombre de Nusselt Nu en fonction des nombres de Reynolds Re et de Prandtl Pr dans l'hypothèse où l'échange de chaleur est lié à une convection forcée induite par les gaz de décomposition du béton ou Nu en fonction du nombre de Rayleigh Ra et de Pr dans l'hypothèse où l'échange de chaleur est lié à la convection naturelle ; le nombre de Prandtl Pr ne dépend que des propriétés du fluide, le nombre de Reynolds Re dépend des propriétés de transport du bain et de la vitesse superficielle des gaz ; le nombre de Rayleigh Ra dépend des propriétés de transport du bain et du taux de vide et donc indirectement de la vitesse superficielle des gaz. Les plages de variation des propriétés physiques des fluides utilisés pour les essais avec des matériaux simulants (§ 5.3.3.1) sont réduites et ne couvrent pas toujours celles d'un bain de corium représentatif d'une interaction corium-béton [23]. Bien que ces corrélations donnent des résultats identiques pour les conditions expérimentales des essais réalisés avec des matériaux simulants, une grande dispersion des résultats est observée

lorsque ces corrélations sont utilisées avec des paramètres représentatifs du cas d'un réacteur de puissance. Cette dispersion indique probablement que les nombres adimensionnels retenus dans les corrélations ne reflètent pas correctement l'intégralité des phénomènes physiques ou les poids respectifs des différents paramètres physiques en raison du domaine restreint des données expérimentales qui ont permis d'établir les corrélations. C'est pourquoi un modèle fondé sur une approche plus phénoménologique a été proposé en 2005 [24] ; il donne des résultats satisfaisants pour les conditions des données expérimentales disponibles (paroi horizontale et paroi verticale [5]) mais aurait besoin d'une validation complémentaire pour les liquides visqueux. Enfin, il est important de noter que, plus que la valeur locale du coefficient d'échange thermique du bain avec les croûtes, c'est la distribution de la valeur de ce coefficient à la surface du bain qui est cruciale pour déterminer la distribution des flux de chaleur et des vitesses d'érosion locales pendant le régime quasi stationnaire qui existe durant la majeure partie de l'ICB.

C'est pourquoi le programme d'essais analytiques CLARA a été lancé par le CEA et l'IRSN pour améliorer la connaissance de la distribution des coefficients d'échange thermique le long des interfaces du bain et de leurs variations en fonction de la vitesse superficielle des gaz et du niveau de viscosité du bain.

Pour ce qui concerne les échanges de chaleur entre les deux couches d'oxydes et de métaux qui se forment lors de la stratification du bain, on trouve également plusieurs modèles dans la bibliographie, déduits d'essais analytiques [7, 8, 25]. En raison des manques de résultats expérimentaux et de la dispersion des résultats disponibles, ces modèles ont été revus en 2010 [1] en tenant compte des résultats plus récents obtenus sur la mesure du coefficient d'échange convectif dans le cadre du programme expérimental ABI réalisé au CEA de Grenoble [9]. La conclusion majeure de ce travail [1] est que le transfert de chaleur convectif entre les couches est grand devant le transfert de chaleur radial, ce qui conduit à une vitesse d'érosion axiale du béton beaucoup plus rapide que celle de l'érosion radiale ; cependant la formation éventuelle d'une croûte perméable à l'interface entre les deux liquides, qui réduit ce transfert de chaleur, est difficile à modéliser précisément en raison de l'instabilité très probable de cette croûte.

► Mélange et démixtion de liquides non miscibles traversés par un gaz

Les résultats des essais réalisés avec des matériaux simulants sont à la base du développement de corrélations expérimentales [15] permettant d'estimer les seuils de vitesse superficielle des gaz conduisant au mélange ou au contraire à la stratification du bain ; les valeurs obtenues présentent une dispersion non négligeable (plusieurs dizaines de %). Ces corrélations n'ont de plus pas été validées sur des résultats d'essais avec des matériaux réels et leur utilisation pour le cas d'un réacteur de puissance peut conduire à des configurations très variées : configuration largement mélangée ou configuration stratifiée voire partiellement stratifiée pendant une durée plus ou moins longue de l'ICB. Les incertitudes concernent notamment la dépendance des corrélations aux propriétés physiques des liquides, aux volumes respectifs des couches d'oxyde et de métal ainsi qu'à la taille des bulles.

5.3.4.2. Les logiciels de simulation

Les logiciels développés pour les études relatives à l'ICB [26, 27, 30] reposent sur des hypothèses de base identiques :

- le bain de corium est constitué de différentes couches (d'oxydes ou de métaux) présentant chacune une température et une composition chimique homogènes ;
- le bain de corium peut se trouver dans une configuration mélangée ou stratifiée ;
- la structure de l'interface est décrite par un modèle de résistance thermique tenant compte de la formation éventuelle d'une croûte solide ou d'une zone de produits de décomposition du béton (film de béton fondu ou "*slag layer*") La vitesse d'érosion du béton est évaluée à l'aide de la relation de Stefan qui permet de déterminer la quantité de chaleur provenant du bain de corium non évacuée par conduction dans le béton et servant à l'érosion du béton.

Ces logiciels se distinguent principalement par leurs modèles de comportement du corium et par les sous-modèles (ou corrélations) qu'ils utilisent (corrélations pour calculer le taux de vide, les échanges de chaleur, etc.).

Le logiciel TOLBIAC-ICB [26], développé par le CEA, repose sur le modèle de ségrégation de phases décrit plus haut qui suppose le bain de corium liquide et la formation de croûtes de matériaux réfractaires à l'interface : la température d'interface est la température liquidus du bain (supérieure à 2 200 K durant une grande partie de l'ICB). Elle est calculée à partir de la composition du bain grâce à un couplage avec le logiciel de calculs thermodynamiques GEMINIZ.

Le logiciel CORCON [30] développé par Sandia National Laboratories aux États-Unis considère, en revanche, que le bain est un mélange de liquide et de débris solides en suspension et suppose l'existence d'une zone pâteuse si la température du bain est comprise entre les températures liquidus et solidus. Le modèle de film de béton fondu ou "*slag layer*" est utilisé pour décrire les interfaces entre le corium et le béton. Dans cette approche, la température d'interface bain-croûtes est proche de la température de fusion du béton.

Le logiciel MEDICIS [27], développé par l'IRSN, utilise une modélisation plus souple pour décrire le comportement des interfaces du bain : il y est fait l'hypothèse de l'existence d'une zone pâteuse à l'interface entre le bain liquide et le béton, comprenant une zone de convection et une zone de conduction. Dans cette approche, la température d'interface utilisée pour les transferts convectifs du bain vers l'interface est la température seuil délimitant la partie convective du bain et la partie conductive de la zone pâteuse ($T_{\text{solidification}}$ sur la figure 5.41). Comme aucun modèle ne permet de déterminer cette température d'interface de manière satisfaisante dans tous les cas, celle-ci est fixée arbitrairement par l'utilisateur entre la température liquidus et la température solidus ou bien déduite d'une valeur seuil de la fraction fondue du corium du bain. Les choix extrêmes correspondent respectivement à la modélisation de l'interface dans TOLBIAC (température liquidus) et à celle retenue dans le logiciel CORCON (température solidus). La validation de MEDICIS conduit à recommander pour la température d'interface

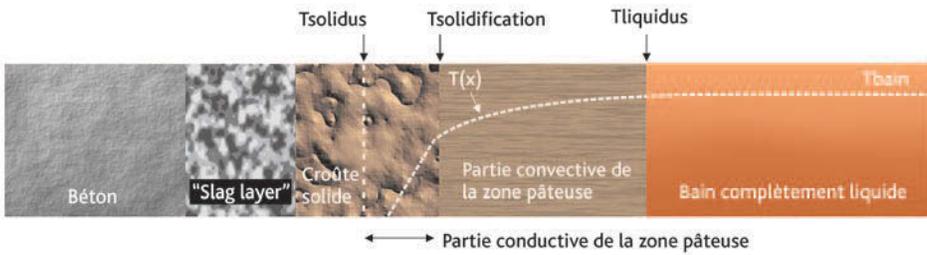


Figure 5.41. Modélisation de l'interface corium-béton dans le logiciel MEDICIS.

une valeur un peu inférieure à la température liquidus ou bien une fraction fondue seuil d'environ 50 %. La ségrégation de phases dans les croûtes n'est pas prise en compte, car les croûtes à l'interface corium-béton ont une épaisseur faible dans la plupart des cas ; mais les températures liquidus et solidus ainsi que la relation entre la fraction fondue du corium, sa composition et sa température, sont évaluées, préalablement au calcul d'une ICB, à l'aide de calculs avec le logiciel GEMINI2. Entre le béton et le bain (avec ou sans croûtes), est également supposée l'existence d'un film de béton fondu ("slag layer").

Les principales étapes du calcul d'une ICB sont les suivantes :

- calcul des propriétés physiques du bain ;
- calcul (éventuel) de la fraction solide dans le bain ;
- détermination de la température d'interface ;
- calcul des coefficients d'échange de chaleur ;
- estimation des vitesses d'érosion du béton ;
- bilan de masse en tenant compte des réactions chimiques et bilan d'énergie intégrant le rayonnement à la surface, permettant d'obtenir la composition et la température de chaque zone du bain ;
- calcul des épaisseurs des croûtes et des érosions ;
- mise à jour de la forme de la cavité et des surfaces d'échange.

Les logiciels de simulation sont validés à l'aide des résultats des essais décrits au paragraphe précédent. Cette validation est rendue complexe dans le cas des essais globaux du fait des nombreux phénomènes observés lors de ces essais et non traités dans les logiciels (éjection de corium, dépôts de matières sur les parois des sections d'essais, etc.), et des spécificités des installations expérimentales déjà mentionnées.

D'une façon générale, la validité des logiciels de simulation pour leur application au cas d'un réacteur de puissance est limitée par les incertitudes sur les effets d'échelle, puisque les modèles implémentés dans ces logiciels n'ont pu être validés qu'à partir des résultats d'essais de taille 10 à 20 fois inférieure à celle d'un réacteur de puissance. Les solutions pour surmonter cette difficulté sont *a priori*, d'une part la réalisation d'essais avec des matériaux prototypiques à plus grande échelle, d'autre part le développement d'outils de simulation

maillés capables de décrire la thermohydraulique et la physique des transferts de chaleur à différentes échelles afin de conforter l'extrapolation de l'échelle des essais à celle d'un réacteur de puissance. La première solution se heurte à des questions de faisabilité technologique et de coût. La seconde solution suppose le développement et la validation de modèles de turbulence applicables à un bain en présence d'un bullage de gaz ; ces modèles ne seront applicables qu'à des situations idéalisées pour ce qui concerne la structure des interfaces du bain et nécessiteront la mise au point d'outils de simulation qui ne pourront être disponibles qu'au-delà de plusieurs années.

5.3.5. Applications au cas d'un réacteur de puissance

Ce paragraphe présente, à titre d'illustration, des applications au cas d'un réacteur REP 900 MWe réalisées avec le logiciel MEDICIS [27, 28] pour le cas d'un radier en béton siliceux d'une épaisseur axiale de 4 m avec ferrailage. Des hypothèses très enveloppes sur les conditions initiales et sur les conditions aux limites ont été utilisées pour obtenir des résultats enveloppes en termes d'érosion du béton ; en particulier, tout le cœur du réacteur transformé en corium a été supposé présent dans le puits de cuve au début de l'ICB et les effets de la présence d'eau et de l'érosion radiale du radier ont été ignorés.

Les principales hypothèses de calcul retenues sont similaires à celles utilisées pour l'interprétation d'essais d'ICB du programme MCCI d'ANL [16] conduisant à une érosion 2D isotrope [29]. Un modèle de transfert de chaleur indépendant de l'orientation des interfaces et une température d'interface légèrement inférieure à la température liquidus dans le cas d'un bain homogène ont été retenus. Le coefficient d'échange par convection entre les couches d'oxydes et de métaux qui s'applique en configuration stratifiée a été déduit de la corrélation de Greene [7] qui tend à surestimer les échanges.

De larges incertitudes existent concernant la configuration du bain et son évolution. C'est pourquoi trois scénarios très différents sont considérés pour calculer l'érosion du béton.

(1) Un scénario avec une configuration de bain homogène maintenue durant toute l'ICB (figure 5.42), qui conduit à une érosion lente et à un délai de traversée du radier d'environ 5 à 9 jours, suivant l'épaisseur de béton à éroder (3 m à 4 m).

Les vitesses d'érosion axiale et radiale restent faibles en raison de la distribution uniforme du flux de chaleur aux interfaces du bain avec le béton, conduisant à une érosion uniforme et à une zone de béton érodée très étendue comme le montre la figure 5.42.

(2) À titre d'illustration, un scénario peu réaliste avec une configuration de bain stratifiée où la couche de métal est supposée au-dessous de la couche d'oxydes dès le début de l'interaction, qui conduit à une érosion axiale très rapide avec un délai de traversée du radier compris entre 14 et 24 heures selon l'épaisseur de celui-ci. La raison de l'érosion rapide dans ce cas est le coefficient d'échange de chaleur élevé à l'interface oxydes-métal, qui conduit à concentrer l'évacuation de la puissance résiduelle au fond du bain et par conséquent à favoriser l'érosion axiale (figure 5.43).

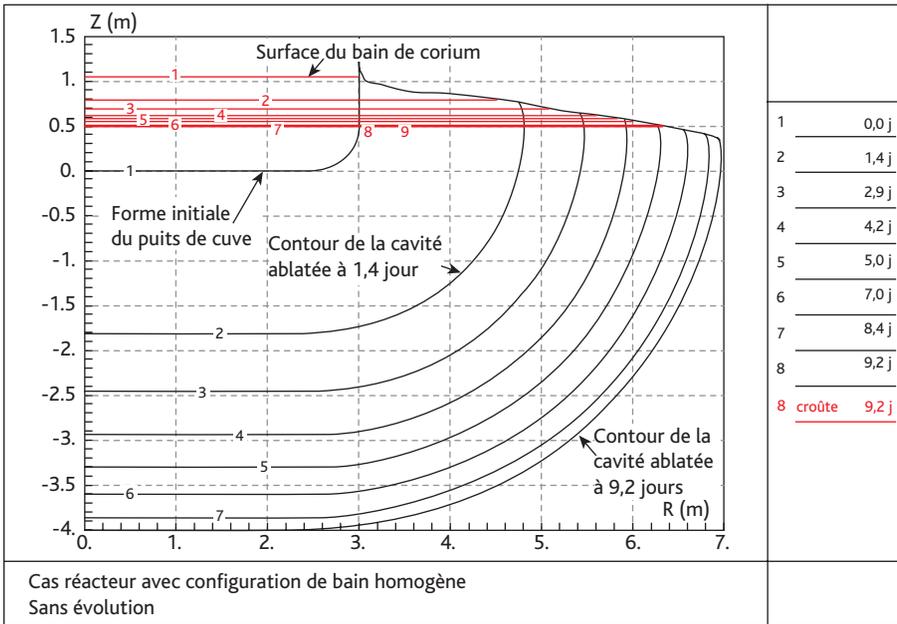


Figure 5.42. Cas d'un réacteur de puissance avec une configuration de bain homogène : évolution calculée de la cavité résultant de l'érosion du béton (érosion axiale selon l'axe Z et radiale selon l'axe R) jusqu'à la traversée du radier au bout de 9,2 jours. La dernière courbe correspond à l'instant de traversée axiale du radier.

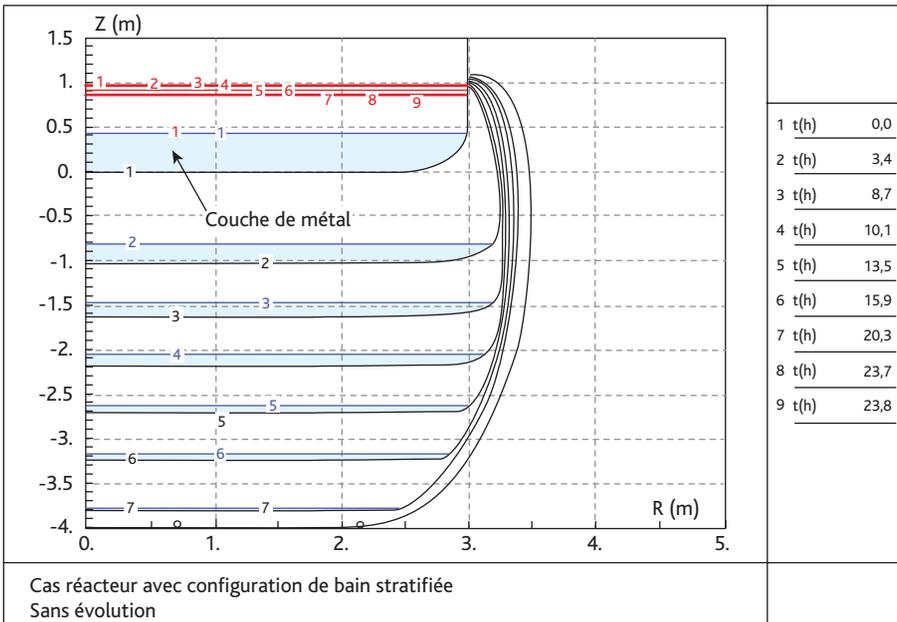


Figure 5.43. Cas d'un réacteur de puissance avec une configuration stratifiée – évolution calculée de la cavité résultant de l'érosion du béton (érosion axiale selon l'axe Z et radiale selon l'axe R) par intervalle d'environ 3 heures, traversée axiale au bout d'environ 24 heures, La dernière courbe correspond à l'instant de traversée axiale du radier.

(3) Un scénario plus réaliste qui comporte quatre phases successives d'évolution de la configuration du bain (figure 5.44). Dans ce scénario, le bain est supposé initialement stratifié avec la couche d'oxydes sous la couche de métaux en raison de la densité plus élevée des oxydes (première phase à court terme), puis il est homogénéisé en raison du bullage de gaz important (seconde phase à moyen terme) ; ensuite, dans une troisième phase (début de la phase à long terme), le bain est à nouveau stratifié avec, cette fois, la couche de métaux en dessous de la couche d'oxydes en raison de l'allègement des oxydes par apport de composés provenant de l'érosion du béton ; enfin, dans une quatrième phase à plus long terme, le bain redevient homogène du fait de la disparition de la couche de métaux par oxydation. L'évolution de la configuration du bain est déterminée à l'aide de critères déduits des essais BALISE [15] mentionnés précédemment au paragraphe 5.3.3.1. La prise en compte de l'évolution de la configuration conduit à repousser le délai de traversée du radier d'au moins 24 heures par rapport au cas d'une configuration stratifiée fixe avec les métaux en dessous de la couche d'oxydes (comparer les figures 5.43 et 5.44).

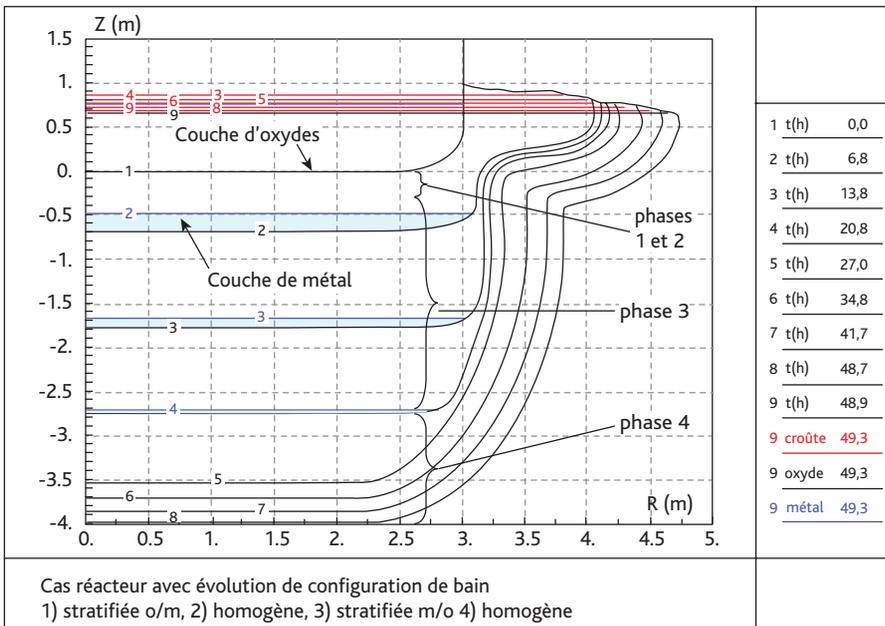


Figure 5.44. Cas d'un réacteur de puissance avec évolution de la configuration du bain – évolution calculée de la cavité résultant de l'érosion du béton par intervalle d'environ 6 heures, traversée axiale au bout d'environ 49 heures (o/m : la couche d'oxydes est sur la couche de métaux ; m/o : la couche de métaux est sur la couche d'oxydes).

Les résultats des calculs concernant le délai de traversée du radier sont représentés sur la figure 5.45 ci-après. Cette figure montre que l'effet de la stratification du bain sur le délai de traversée du radier ne pourrait disparaître que si le coefficient d'échange entre les couches d'oxydes et de métaux était fortement réduit, de plus d'un facteur 20, par rapport aux données expérimentales disponibles. Or les valeurs élevées du coefficient d'échange de chaleur oxydes-métaux dues au brassage résultant

du bullage des gaz sont confirmées, au moins en ordre de grandeur, par les expériences du programme ABl [9] mentionnées au paragraphe 5.3.3.1.

Il est à souligner que les calculs présentés ci-dessus reposent sur certaines hypothèses prudentes :

- le critère d'évolution de la configuration du bain suppose que la stratification de celui-ci a lieu dès le début de la démixtion des phases oxydes et métaux et que cette stratification se maintient même pour une faible épaisseur de la couche métallique ; un critère d'évolution de configuration plus réaliste prenant en compte la limitation de la stratification en cas de faible épaisseur de métal qui reste à confirmer conduira très probablement à des délais de traversée axiale excédant plusieurs jours ;
- le coefficient d'échange de chaleur à l'interface bain-béton est supposé indépendant de l'orientation de l'interface dans le cas d'un bain d'oxydes (et dans le cas d'un bain métallique). Cependant, dans le cas d'un béton siliceux et dans la configuration d'un bain d'oxydes, les transferts de chaleur pourraient être plus faibles à l'interface inférieure qu'à l'interface latérale comme le montrent certains résultats du programme MCCI-OECD [16] ; une modélisation tenant compte de ces résultats conduira à ralentir l'érosion axiale ;
- le renoyage du corium en cas d'injection d'eau est ignoré.

La figure 5.45 montre que la traversée des parois du puits de cuve (conduisant à un déversement partiel de corium hors du puits de cuve dans l'enceinte de confinement)

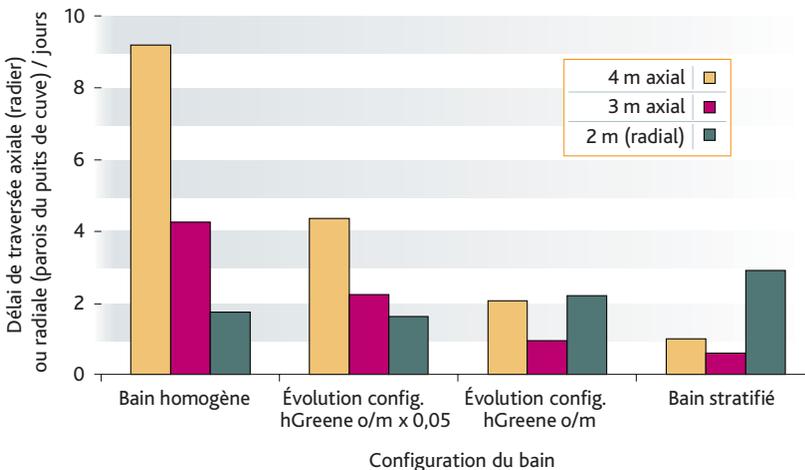


Figure 5.45. Délai de traversée du radier et des parois du puits de cuve selon la configuration du bain (bain homogène (voir la figure 5.42), bain stratifié (voir la figure 5.43), évolution de la configuration du bain pour un calcul réalisé avec le coefficient d'échange par convection entre les couches d'oxydes et de métaux déduit de la corrélation de Greene (hGreene o/m, voir la figure 5.44), évolution de la configuration du bain pour un calcul réalisé avec un coefficient d'échange réduit d'un facteur 20 par rapport à celui donné par la corrélation de Greene (hGreene o/m x 0,05) et les transferts de chaleur par convection entre les couches d'oxydes et de métaux.

a lieu avant la traversée axiale dans les cas d'érosion axiale lente à modérée et ralentit l'érosion axiale ultérieure par réduction de l'inventaire de corium présent dans le puits de cuve.

Il est à noter enfin que l'érosion axiale est plus lente pour un béton silico-calcaire que pour un béton siliceux :

- la vitesse des gaz est plus grande pour un béton silico-calcaire en raison de la teneur en gaz élevée du béton, ce qui a pour effet de réduire la durée pendant laquelle une stratification est possible ;
- l'enthalpie d'érosion est plus élevée, ce qui ralentit les vitesses d'érosion axiale et radiale en configuration homogène.

5.3.6. *Bilan et perspectives*

Les résultats des expériences et les calculs réalisés pour un réacteur de puissance avec les logiciels MEDICIS et TOLBIAC-ICB mettent en évidence les principaux sujets d'incertitudes suivants [31] :

- la nature et les propriétés des interfaces du bain de corium : température de solidification du bain et transferts de chaleur et de masse aux interfaces corium-béton ;
- la répartition 2D (en axial et en radial) des flux de chaleur par convection dans un bain homogène ;
- les transferts de chaleur et de masse entre les couches de métaux et d'oxydes dans une configuration stratifiée ;
- l'évolution de la configuration du bain (stratification).

La connaissance de la structure des interfaces a progressé ces dix dernières années mais demeure insuffisante. En effet l'analyse des expériences ARTEMIS 1D réalisées avec un bain homogène et une interface horizontale montre que le modèle de ségrégation de phases à l'équilibre thermodynamique (avec une température d'interface bain-croûtes voisine de la température liquidus) s'applique bien en cas d'érosion lente du béton et de faible vitesse des gaz, situation pouvant correspondre à la phase à long terme pour le cas d'un réacteur de puissance ; cependant la forte viscosité du bain dans cette phase ralentit la diffusion des espèces et peut conduire à un écart de composition à l'interface par rapport à l'équilibre thermodynamique. En cas d'érosion plus rapide, situation qui correspond aux phases à court et moyen termes pour le cas d'un réacteur de puissance, le modèle de ségrégation de phases n'est plus adapté en raison d'un fort déséquilibre thermodynamique. Par ailleurs, l'analyse des essais d'ICB 2D réalisés avec des matériaux réels montre aussi que le bain est souvent pâteux et la température d'interface bain-croûtes inférieure à la température liquidus, notamment pour un béton siliceux [29], de plus, les examens associés ne mettent pas en évidence de croûte quelle que soit l'interface corium-béton, y compris l'interface horizontale, contrairement à ce qui est observé lors des essais avec des matériaux simulants (essais ARTEMIS 1D).

Des incertitudes majeures existent aussi sur les trois derniers points mentionnés ci-dessus, à savoir la distribution des flux de chaleur aux interfaces du bain, les transferts de chaleur entre les couches de métaux et d'oxydes en configuration stratifiée et l'évolution de la configuration du bain. En particulier, l'amélioration des connaissances relatives aux transferts de chaleur entre les couches de métaux et d'oxydes et aux types de configuration du bain et à leurs évolutions permettrait de réduire fortement les incertitudes concernant les vitesses d'érosion axiale et radiale pour une configuration de bain stratifiée, qui restent considérables [33].

En 2013, la poursuite des programmes expérimentaux VULCANO ICB avec des matériaux prototypiques d'un corium de réacteur de puissance et des travaux associés tels que l'interprétation des essais et les exercices de comparaison de résultats obtenus avec différents logiciels visent à progresser dans la compréhension des phénomènes physiques régissant la structure des interfaces et à compléter les connaissances sur la répartition 2D des flux de chaleur pour une configuration de bain homogène. Les essais VULCANO-ICB pour des configurations de bain stratifié ont pour objectif de contribuer à réduire les incertitudes restantes en fournissant des résultats sur les transferts de chaleur entre les oxydes et les métaux et sur l'évolution de la configuration du bain.

En matériaux simulants, le programme CLARA qui s'est achevé en 2012 vise à une meilleure compréhension de l'érosion 2D pour une configuration de bain homogène en étudiant en détail les transferts de chaleur par convection entre un bain chauffé et une paroi poreuse traversée par un écoulement de gaz en situation 2D avec des conditions aux limites simplifiées (sans érosion) et ce pour un large domaine de viscosité du bain.

En raison d'effets d'échelle probables sur la convection de la chaleur et sur la structure des interfaces corium-béton, une qualification sur un essai à grande échelle serait nécessaire. Un tel essai, avec une taille initiale du bain de l'ordre du mètre, a été envisagé en Russie dans le cadre des programmes de l'International Science and Technology Centre (ISTC) en 2011 mais le projet n'a pas pu aboutir en raison de difficultés administratives.

Les critères de stratification du bain devront être également précisés et mieux validés, en particulier le seuil de vitesse superficielle des gaz et l'épaisseur de métal maximale en dessous desquelles une stratification stable du bain apparaît.

Par ailleurs, un programme d'études complémentaires visant à réduire les incertitudes sur les propriétés thermochimiques du corium est en cours dans le cadre du programme ISTC (projet PRECOS) et concerne principalement la détermination de diagrammes de phases de certains mélanges d'oxydes et de métaux de compositions choisies dans un domaine où les données thermochimiques sont insuffisantes ou incertaines. L'analyse des résultats expérimentaux associés doit permettre de compléter les bases de données thermochimiques utilisées par les logiciels utilisés pour le calcul des grandeurs thermodynamiques du corium (GEMINI2 [32] par exemple).

Références

- [1] [S.S. Kutateladze](#), Boiling and bubbling heat transfer under free and forced convection of liquid, *Int. J. Heat Mass Transfer* **22**, 1979.
- [2] [M.R. Duignan](#), G.A. Greene, T.F. Irvine Jr, Heat transfer from a horizontal bubbling surface to an overlying water pool, *Chem. Eng. Comm.* **87**, 1990.
- [3] J.M. Bonnet, Thermal-hydraulic phenomena in corium pools for ex-vessel situations: the BALL experiments, *8th Int. Conf. On Nuclear Engineering*, 2000.
- [4] [D.K. Felde](#), H.S. Kim, S.I. Abdel-Khalik, Convective heat transfer correlations for molten core debris pools growing in concrete, *Nuclear Engineering and Design* **58**, 1980.
- [5] [B. Tourniaire](#), O. Varo, Assessment of two-phase flow heat transfer correlations for molten-core concrete interaction study, *Nuclear Technology* **164**, 2008.
- [6] M. Amizic, E. Guyez, J.-M. Seiler, Experimental investigation on heat transfer for two-phase flow under gas-driven convection, *Proceedings of ICONE20-PWER2012, 20th Int. Conf. on Nuclear Engineering*, July 30-August, 2012, Anaheim, California, USA.
- [7] [G.A. Greene](#), Heat, mass and momentum transfer in a multi-fluid bubbling pool, *Advances in Heat Transfer* **21**, 1991.
- [8] H. Werle, Enhancement of heat transfer between two horizontal liquid layers by gas injection at the bottom, *Nuclear Technology* **59**, 1982.
- [9] J. Excoffon, Rapport d'essais ABI- Gallium, Rapport CEA/ DEN/DTN/SE2T/ LPTM/ RT/008-312a – 2008 - Référence non publique.
- [10] J.M. Veteau, ARTEMIS program: investigations of MCCI by means of simulating materials experiments, *Proceedings of ICAPP '06*, Reno, NV USA, June 4-8, 2006.
- [11] [M. Guillaumé](#), H. Combeau, J.-M. Seiler, An improved interface model for MCCI for LCS or Limestone concrete, *Nuclear Engineering and Design* **239** (6), 1084-1094, 2009.
- [12] [B. Michel](#), M. Cranga, Interpretation and calculations for the first series of tests for the ARTEMIS program (corium-concrete interaction with simulating materials), *Nuclear Engineering and Design* **239** (3), 600-610, 2009.
- [13] [M. Epstein](#), D.J. Petrie, J.H. Linehan, G.A. Lambert, D.H. Cho, Incipient stratification and mixing in aerated liquid-liquid or liquid-solid mixture, *Chem. Eng. Science* **36**, 1981.
- [14] J.L. Casas, M.L. Corradini, Study of void fractions and mixing of immiscible liquids in a pool configuration by an upward gas flow, *Nuclear Technology* **99**, 1992.
- [15] B. Tourniaire, J.M. Bonnet, Study of the mixing of immiscible liquids by sparging gas: results of the BALISE experiments, *10th NURETH*, 2003.

- [16] M.T. Farmer, S. Lomperski, S. Basu, A summary of findings from the melt co-ability and concrete interaction (MCCI) program, *Proceedings of ICAPP07*, Nice, France, May 13-18, 2007.
- [17] C. Journeau, J.M. Bonnet, E. Boccaccio, P. Piluso, T. Sevón, P.H. Pankakovski, S. Holmström, J. Virta, Current European Experiments on 2D Molten Core Concrete Interaction: HECLA and VULCANO, *Proc. ICAPP'08*, Anaheim, California, 2008.
- [18] M. Farmer, S. Lomperski, The results of the CCI2 reactor material experiment investigating 2-D core-concrete interaction and debris coolability, *11th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-hydraulics (NURETH-11)*, Avignon, France, 2005.
- [19] H. Alsmeyer, BETA experiment in verification to the WECHSL code: experimental results on the melt concrete interaction, *Nuclear Engineering and Design* **103**, 1987.
- [20] C. Journeau, P. Piluso, J. F. Haquet, E. Boccaccio, S. Saretta, J.M. Bonnet, Oxide-Metal Corium-Concrete Interaction Test in the VULCANO facility, *Proc. ICAPP'07*, Nice, France, 2007.
- [21] J.M. Seiler, K. Froment, Material effects on multiphase phenomena in late phases of severe accidents of nuclear reactor, *Multiphase Science and Technology* **12**, 2000.
- [22] Ch. Journeau, C. Jegou, J. Monerris, P. Piluso, K. Frolov, Phase macrosegregation during the slow solidification of prototypic corium, *10th NURETH*, 2003.
- [23] D.R. Bradley, Modelling of heat transfer between core debris and concrete, *ANS Proceedings of the 1988 Nat. Heat Transfer Conf.*, 1988.
- [24] B. Tourniaire, A heat transfer correlation based on a surface renewal model for molten core concrete interaction study, *Nuclear Engineering and Design* **236**, 2006.
- [25] F.G. Blottner, Hydrodynamics and heat transfer characteristics of liquid pools with bubbles agitation, NUREG Report CR-0944, 1979.
- [26] B. Spindler, B. Tourniaire, J.M. Seiler, K. Atkhen, MCCI analysis and applications with the TOLBIAC-ICB code based on phase segregation model, ICAPP'5, 2005.
- [27] M. Cranga, R. Fabianelli, F. Jacq, M. Barrachin, F. Duval, The MEDICIS code, a versatile tool for MCCI modelling, ICAPP'5, 2005.
- [28] M. Cranga, B. Michel, F. Duval, C. Mun, Relative impact of MCCI modeling uncertainties on reactor basemat ablation kinetics, *MCCI-OECD seminar*, Cadarache, St-Paul-lez-Durance, France, October 10-11, 2007.
- [29] M. Cranga, C. Mun, B. Michel, F. Duval, M. Barrachin, Interpretation of real material 2D MCCI experiments in homogeneous oxidic pool with the ASTEC/MEDICIS code, *Proc. ICAPP'08*, Anaheim, California, June 8-12, 2008.

-
- [30] D.R. Bradley, D.R. Gardner, J.E. Brockmann, R.O. Griffith, CORCON-MOD3: an integrated computer model for analysis of molten core concrete interactions, NUREG Report CR-5843, 1993.
- [31] B. Tourniaire, B. Spindler, V. Coulon, A.C. Augé, M. Cranga, Transfert de chaleur entre le bain de corium et le béton en cours d'interaction corium/béton – Analyse du groupe de travail CLARA, Rapport CEA/DEN/DTN/SE2T/LPTM/05-105 – 2005 – Référence non publique.
- [32] B. Cheynet, P.Y. Chevalier, E. Fischer, Thermo suite, *Calphad* **26** (2), 167-174, 2002.
- [33] M. Cranga, L Ferry, J.F. Haquet, C. Journeau, B. Michel, C. Mun, P. Piluso, G. Ratel, K. Atkhen, MCCI in an oxide-metal pool: lessons learnt from VULCANO, Greene and BALISE experiments, *ERMSAR-10 Conference*, Bologna, Italy, May 11-12, 2010.

5.4. *Rétention et refroidissement du corium dans la cuve et hors de la cuve*

5.4.1. *Rétention du corium dans la cuve*

5.4.1.1. Phénomènes physiques et questions de sûreté associées

La rétention du corium dans la cuve suppose le maintien de l'intégrité de la cuve en cas d'accident entraînant la [fusion du cœur](#) du réacteur.

La maintien du corium dans la cuve peut être le résultat soit d'un renoyage du cœur conduisant à un arrêt de la progression de sa fusion, soit d'un noyage du puits de cuve visant à évacuer la chaleur du corium (débris ou bain) lorsqu'il est dans le plénum inférieur de la cuve et à éviter ainsi une défaillance de cette dernière.

La recherche d'une rétention du corium dans la cuve est apparue possible après l'accident du réacteur de [Three Mile Island 2](#) (TMI-2) survenu en 1979 (§ 7.1). Lors de cet accident, une partie du cœur (environ 20 tonnes de corium) s'est retrouvée dans le fond de la cuve et celle-ci n'a pas cédé [1]. La tenue de la cuve aux chargements thermiques induits par la puissance résiduelle dégagée par ce corium a été attribuée [2] au fait que la coulée du corium fondu au fond de la cuve s'est faite sous eau (cuve noyée et en pression (~100 bars)) mais ceci n'a pas pu être complètement confirmé.

Le renoyage d'un cœur pourrait cependant ne pas être bénéfique dans certaines conditions ; les différents phénomènes suivants pouvant survenir lors d'un renoyage :

- production massive de vapeur, associée à une production d'hydrogène et à une montée en pression du circuit primaire ;
- explosion de vapeur par interaction corium-eau ;
- poursuite de la [fusion du cœur](#) malgré l'apport d'eau ;
- relâchement plus rapide de produits de fission.

Un renoyage pourrait *a priori* intervenir dans toutes les configurations possibles du cœur (crayons intacts, crayons peu dégradés mais avec un ballonnement des gaines, crayons fondus ayant conduit à une ou plusieurs coulées de matériaux fondus, lit de débris, bain de corium, etc.). Il est donc nécessaire de déterminer ses effets sur le développement ultérieur de l'accident selon la configuration du cœur au moment où l'eau est injectée dans le cœur.

Pour ce qui concerne la possibilité de rétention du corium dans la cuve qui résulterait d'un noyage du puits de cuve (refroidissement par l'extérieur de la cuve), les études réalisées après l'accident de [TMI-2](#) ont conduit, 15 ans plus tard, à des projets de réacteurs utilisant cette possibilité (notamment l'AP600 et l'AP1000 de Westinghouse aux États-Unis [3], l'APR1400 de KAERI en Corée du Sud et l'ESBWR européen). Cependant, la démonstration de l'efficacité d'un refroidissement externe pour retenir le corium dans la cuve reste délicate.

5.4.1.2. Rétention du corium dans la cuve par noyage du circuit primaire

5.4.1.2.1. Phénomènes physiques mis en jeu et état des connaissances

► Situations pour lesquelles les crayons sont intacts ou peu dégradés

En cas de renoyage du cœur alors que les crayons combustibles sont intacts ou peu dégradés (températures des crayons comprises entre 1 200 °C et 1 800 °C environ), une forte production d'hydrogène est possible comme l'ont montré les résultats des essais QUENCH réalisés par Forschungszentrum Karlsruhe (FzK) en Allemagne (le programme a été décrit au § 5.1.1.3.1). La vitesse de la réaction d'oxydation des gaines par la vapeur d'eau est fonction de la température des gaines et du débit de vapeur d'eau traversant le cœur, lui-même lié à la progression du front de trempe. Les logiciels actuels évaluent de façon satisfaisante la progression du front de trempe pour une géométrie de crayons combustibles intacts, situation pour laquelle de nombreux résultats expérimentaux ont permis de valider la modélisation [25] (notamment les essais PERICLES réalisés au CEA et les essais RBHT réalisés à l'université de Pennsylvanie aux États-Unis). La précision des modèles thermohydrauliques est encore suffisante lorsqu'apparaissent les premières déformations de gaines de crayons ou les premières coulées de matériaux fondus (en effet, ces déformations ne sont pas suffisamment importantes pour conduire à des perturbations significatives des écoulements). Les principales incertitudes de calcul sont alors dues à des imprécisions relatives à la géométrie des crayons au moment du renoyage (en particulier, à la surface d'échange) et aux lois d'échange thermique associées. Pour ces configurations où la géométrie du cœur est peu modifiée, si le débit d'eau est suffisant, l'arrêt de la progression de la dégradation du cœur est probable, à condition que le renoyage n'entraîne pas, du fait du choc thermique, la destruction mécanique et l'écroulement d'une part importante des crayons combustibles ; en effet, le lit de débris obtenu dans ces conditions pourrait ne plus pouvoir être refroidi correctement. Les conditions d'écroulement des crayons combustibles ainsi que la taille des débris qui en résulteraient sont inconnues mais des données intéressantes à ce sujet ont été déduites des résultats des essais du programme OCDE réalisé dans le réacteur HALDEN de l'Institut pour les technologies de l'énergie de Norvège (accumulation de débris de pastilles combustibles irradiées dans un crayon gonflé lors d'un APRP). Le programme d'essais ISTC-1648, financé dans le cadre de l'ISTC (International Science and Technology Centre) et conduit par NIIAR en Russie (Scientific Research Institute of Atomic Reactors), visant à étudier le renoyage d'un tronçon de crayon irradié (§ 5.1.1.3.1) a également apporté des éléments. Les éléments obtenus peuvent être résumés comme suit, de manière schématique, en distinguant trois gammes de températures des crayons combustibles :

- en dessous de 1 200 °C, il est peu probable que se produise une fragmentation des crayons combustibles et le dégagement d'hydrogène dû à l'oxydation des gaines est faible ; le refroidissement du cœur peut alors être assuré si le débit d'eau est suffisant ;
- entre 1 200 °C et 1 600 °C, les crayons combustibles peuvent être fragmentés et s'effondrer en formant un lit de débris si la gaine a été fragilisée par une oxydation

importante ; si les crayons ne s'effondrent pas, la production d'hydrogène reste réduite et le refroidissement du cœur peut sans doute être assuré si le débit de vapeur est suffisant ;

- au-dessus de 1 600 °C, l'oxydation des gaines en zircaloy conduit à un emballage de la réaction d'oxydation avec pour conséquences une forte production d'hydrogène et une forte dégradation des crayons accompagnée éventuellement de coulées de matériaux liquéfiés. Le refroidissement du cœur peut ne plus être assuré, au moins localement, là où les coulées de matériaux fondus se sont produites.

► Situations avec formation d'un lit de débris

Dès lors que les crayons combustibles se sont effondrés dans le cœur, les fragments de combustible forment un milieu poreux appelé lit de débris ; la formation d'un lit de débris augmente sensiblement les pertes de charge et rend beaucoup plus difficile l'accès de l'eau aux zones effondrées. Lorsque l'eau de renoyage ne peut pas atteindre certaines parties du lit de débris, ces parties ne peuvent être refroidies que si le débit de vapeur produit en aval, au niveau du front de trempe, est suffisant ; sinon, elles s'échauffent jusqu'à leur température de fusion, ce qui donne naissance à un bain fondu. Il est à noter qu'un lit de débris peut aussi se former au fond de la cuve, lors de la coulée du corium dans l'eau. La puissance maximale qui peut être évacuée d'un lit de débris par de l'eau, avant assèchement et fusion, est appelée « flux critique » (elle est rapportée à 1 m² de surface supérieure du lit de débris). Les phénomènes intervenant lors du renoyage d'un lit de débris sont compris de manière satisfaisante car de nombreuses expériences et modélisations ont été réalisées depuis les années 1980, mais seuls des modèles points ou 1D validés sur les résultats d'expérimentation 1D ont été élaborés. Il subsiste des incertitudes sur l'extrapolation des résultats des calculs de renoyage à des géométries multidimensionnelles et hétérogènes. En particulier, des calculs et des observations expérimentales (malheureusement incomplètes) laissent supposer que la puissance extraite d'un lit de débris pour une configuration multidimensionnelle pourrait être plus élevée que la puissance extraite d'un lit de débris pour une configuration monodimensionnelle (jusqu'à un facteur 2) et que, même après assèchement du lit de débris, le débit de vapeur traversant le lit permettrait de maintenir une partie des débris en dessous de la température de fusion. Cependant, les incertitudes restent grandes puisque, dans le cas de l'accident de TMI-2 (exposé en détail § 7.1), c'est probablement à cause de l'hétérogénéité des débris formés (présence de « poches » liquides) et de la présence de débris de petite taille (< 1 mm) que la progression de la fusion du corium n'a pas pu être évitée après le renoyage. Le renoyage d'un cœur fortement dégradé ou d'un lit de débris reste mal modélisé par les logiciels de calcul.

Les principaux modèles thermohydrauliques multidimensionnels existants pour un milieu poreux sont intégrés dans les logiciels ICARE/CATHARE (IRSN), WABE (IKE/GRS) et MC3D (CEA/IRSN). Les effets multidimensionnels, notamment sur la puissance extraite par renoyage, restent à confirmer expérimentalement à l'aide de dispositifs expérimentaux de taille suffisante, permettant des mesures fiables des températures locales et de la production de vapeur d'eau pendant le renoyage. C'est précisément

l'objectif du programme expérimental PEARL lancé par l'IRSN en 2010, en partenariat avec EDF, et avec une participation du réseau européen SARNET-2.

► Situations avec présence d'un bain de corium liquide

Que s'est-il passé lors de l'accident de TMI-2 ? Au moment de la coulée du corium vers le fond de la cuve, celle-ci était remplie d'eau. Quelque dix tonnes de corium sous forme d'oxyde ($\sim 1 \text{ m}^3$) s'étaient écoulées sous forme compacte au fond de la cuve et quelque dix autres tonnes étaient sous forme de débris au-dessus du corium sous forme compacte. L'étude des échantillons de cuve prélevés a montré que la température du fond de la cuve était montée à environ $1\,100 \text{ }^\circ\text{C}$ pour la surface interne au contact de la masse de corium compacte et à environ $800 \text{ }^\circ\text{C}$ pour la surface externe. La pression interne dans la cuve était alors de l'ordre de 100 bars. La cuve s'est ensuite refroidie très lentement. Tous les calculs thermiques ont montré que, en supposant un contact parfait entre le corium compact et la cuve, la température de celle-ci aurait dû continuer à monter, entraînant la défaillance de la cuve. L'explication qui a été avancée pour la tenue de la cuve suppose qu'un interstice (gap) se serait formé entre le corium et la cuve. La formation de cet interstice serait due à deux phénomènes :

- une ébullition de traces d'eau restant dans les porosités de l'acier, empêchant un contact entre le corium et l'acier ;
- un processus de dilatation différentielle entre le corium qui se solidifiait et la cuve qui s'échauffait.

L'intrusion et la circulation d'eau dans cet interstice auraient permis un refroidissement suffisant et durable de la cuve et évité ainsi sa défaillance.

Un certain nombre de travaux expérimentaux ont été réalisés pour conforter l'hypothèse de l'existence d'un interstice entre le corium et la cuve lors de l'accident de TMI-2. Des essais de coulée de corium dans des fonds de cuve (à petite échelle) contenant de l'eau ont été réalisés afin de reproduire expérimentalement les conditions de la coulée de corium de TMI-2 et d'analyser les résultats obtenus. De tels essais ont été entrepris par FAI (FAUSKE et associés, Illinois, États-Unis) [11], par JAERI (Japon) et par KAERI (Corée du Sud) [12]. Tous ces essais ont été conduits en utilisant un mélange de thermitite d'alumine pour simuler le corium. Des essais relatifs à la détermination du maximum de puissance (ou du flux critique) susceptible d'être évacué par de l'eau circulant dans un interstice entre le corium et la cuve ont été réalisés par IBRAE (Russie) [13], Siemens (Allemagne) [14] et KAERI [15].

Ces essais ne sont en fait pas très probants et la conclusion est que l'interstice ne se serait formé que par l'ébullition des traces d'eau, le processus de dilatation différentielle envisagé étant moins plausible. Par ailleurs, comme le suggère une analyse faite par le CEA [4], la possibilité d'évacuation de chaleur par ébullition d'eau dans un interstice est également très réduite ; elle ne permet pas d'expliquer de façon certaine pourquoi la cuve a résisté lors de l'accident de TMI-2.

De manière plus générale, pour un accident de fusion du cœur d'un réacteur de puissance, cette analyse du CEA montre que la quantité de chaleur (ou le flux

critique) qu'il est possible d'évacuer par ébullition d'eau dans un interstice est, en première approximation, proportionnelle à la racine carrée de la pression. Par exemple, pour un interstice de 3 mm et pour une pression de 1 bar, le flux critique est de l'ordre de 0,02 MW/m² à comparer aux 0,5 MW/m² qu'il serait nécessaire d'évacuer dans l'hypothèse où la moitié de la masse du cœur se trouverait au fond de la cuve sous la forme d'un bain de corium. La conclusion est qu'il y a trop d'inconnues sur les conditions réelles au fond de la cuve (présence permanente d'eau ou non, valeur du flux critique, existence d'un interstice en cas de fusion de la cuve, etc.) pour que le mécanisme de refroidissement par formation d'interstice soit considéré comme plausible pour la plupart des cas envisageables d'accident de **fusion du cœur** d'un réacteur REP à basse pression.

En l'absence de résultats expérimentaux plus pertinents, si le circuit primaire est dépressurisé, il semble difficile, en l'absence de renoyage du puits de cuve, de démontrer que le renoyage du circuit primaire permettrait d'éviter la défaillance de la cuve à partir du moment où un bain fondu de grande taille s'est formé dans le cœur.

5.4.1.2.2. Programmes expérimentaux

Les principaux programmes expérimentaux réalisés pour étudier le renoyage du cœur d'un réacteur à eau sous pression sont LOFT-FP, PBF-SFD, CORA, QUENCH, ISTC 1648 (QUENCH) et PARAMETER. Une description sommaire de ces programmes figure au paragraphe 5.1.1.3.1.

5.4.1.2.3. Bilan et perspectives

Deux documents de synthèse [22, 23] de 2005 et de 2006 font le point des connaissances concernant les différents risques associés au renoyage d'un cœur de REP. Les principales incertitudes y sont identifiées ainsi que les programmes de R&D qu'il serait nécessaire de mener.

Concernant la thermohydraulique et le comportement du combustible lors d'un accident de **fusion du cœur**, il est nécessaire de modéliser plus finement le développement de l'accident dans le cœur d'un réacteur de puissance. Cela implique une modélisation plus précise et plus détaillée des situations transitoires, en particulier pour les deux transitions « clés » : du cœur dégradé au bain fondu, puis du bain fondu dans le cœur au bain fondu au fond de la cuve. À ce sujet, les modèles de dégradation des crayons combustibles dans le cœur utilisés dans les logiciels s'appuient sur une description multidimensionnelle des transferts de matériaux pour mieux calculer les évolutions transitoires des matériaux dans la cuve du réacteur mais il manque des résultats expérimentaux d'essais à relativement grande échelle pour s'affranchir des effets d'échelle et valider ces modèles multidimensionnels.

Les trois points prioritaires à étudier sont :

1. l'évolution de la géométrie d'un cœur fortement dégradé ou d'un lit de débris lors d'un renoyage (peut-on refroidir ou non un cœur dégradé ?) : des essais seraient nécessaires pour préciser la progression du front de trempe dans un

cœur dégradé en fonction de la géométrie et notamment pour le cas d'un lit de débris, des paramètres géométriques des débris formés à partir des crayons combustibles irradiés. La distribution en taille des débris serait un résultat important et pourrait être obtenue à l'aide d'essais hors pile complémentaires, avec des crayons réels ; c'est notamment l'objectif des essais de renouage du programme ISTC 1648 (QUENCH) réalisés avec des tronçons de crayons combustibles ;

2. l'évolution d'un lit de débris asséché et sa transformation en un bain fondu (si le refroidissement n'est pas possible) : il conviendrait notamment d'étudier les phénomènes de dissolution et d'oxydation qui ont un impact sur la stratification du bain ;
3. l'arrivée du corium dans le fond de la cuve, en particulier lorsque celui-ci est rempli d'eau : il conviendrait d'étudier la fragmentation, l'oxydation et le refroidissement du corium lors de son arrivée dans l'eau et lors de son étalement sur le fond de la cuve. Ces aspects ont été partiellement traités dans les programmes portant sur l'explosion de vapeur (§ 5.2.3).

5.4.1.3. Rétention dans la cuve avec noyage du puits de cuve

5.4.1.3.1. Approche générale : quelques ordres de grandeur

Le maintien de l'intégrité de la cuve dans le cas d'un accident de [fusion du cœur](#) entraînant des coulées de corium fondu au fond de celle-ci dépend de :

- la tenue mécanique de la cuve en tous points, en particulier dans les zones soumises aux chargements thermiques les plus importants ;
- la tenue mécanique de la cuve si une explosion de vapeur due à une interaction corium-eau survenait à l'intérieur de la cuve.

Un calcul d'ordre de grandeur montre que les matériaux constituant un cœur de REP 900 occuperaient un volume de l'ordre de grandeur de la demi-sphère du fond de la cuve s'ils formaient, après dégradation du cœur, un amas très compact au fond de la cuve sans aucun volume mort (par exemple un bain de corium). En supposant que la puissance résiduelle de ces matériaux est de 20 MW et qu'ils délivrent un flux de chaleur uniforme, le flux de chaleur calculé à la périphérie du bain est de l'ordre de 0,8 MW/m². Ce flux de chaleur est extrêmement important et ne peut être extrait que s'il existe une convection efficace à la surface libre du bain de corium et aux interfaces entre le bain de corium et la cuve. Même dans ce cas, une partie de la paroi de la cuve serait fondue et son épaisseur solide résiduelle ne serait plus que de quelques centimètres. Un calcul simple montre également que, si ce flux de chaleur n'est pas extrait efficacement (par exemple s'il n'y a plus de circulation de vapeur au-dessus du bain de corium), la cuve est percée au bout de quelques minutes. Pour maintenir l'intégrité de la cuve, il faut donc qu'il soit possible d'extraire le flux de chaleur en provenance du bain de corium en tout point de la cuve. Cette condition

est nécessaire mais n'est pas suffisante : il faut également que la cuve amincie résiste mécaniquement. Compte tenu des faibles épaisseurs résiduelles d'acier, la cuve en effet ne peut pas résister à une pression élevée dans le circuit primaire qui doit donc être dépressurisé. La tenue mécanique de la cuve est donc appréciée à la pression finale après dépressurisation et en tenant compte des chargements thermomécaniques induits par le bain de corium. Elle doit également être appréciée pour un pic de pression dans le circuit primaire ; un tel pic de pression pourrait, par exemple, résulter d'une explosion de vapeur consécutive à un retour d'eau dans le circuit primaire sur un bain de corium au fond de la cuve [10].

5.4.1.3.2. Tenue mécanique de la cuve selon la configuration du bain de corium

Pour apprécier la tenue mécanique de la cuve lorsqu'un bain de corium vient au contact de celle-ci lors d'un accident de [fusion du cœur](#), son comportement est étudié pour les conditions aux limites jugées les plus pénalisantes : absence de renoyage de la cuve, coulée de toute la masse de corium dans le fond de la cuve et régime stationnaire pour la thermohydraulique du bain fondu. Ces conditions visent à maximiser le flux de chaleur reçu par la cuve.

La distribution du flux de chaleur sur la paroi de la cuve dépend de la configuration, stratifiée ou non, du corium au fond de la cuve. Pour définir les configurations possibles du corium pour un inventaire du cœur donné (masses d'oxydes, de zirconium et d'acier dans le cœur), la répartition des matériaux en couches fondues peut être faite selon leurs densités respectives. Cependant, d'autres paramètres ont un effet sur la configuration du bain de corium :

- le degré d'oxydation du zirconium (entre 25 % et 80 % selon les scénarios accidentels considérés, voir § 5.1.2.1) ;
- la masse d'acier fondue (entre quelques tonnes et quelques dizaines de tonnes) ;
- l'existence possible de couches solides (débris et croûtes solides) notamment aux interfaces du bain de corium.

L'une des configurations les plus critiques pour la cuve est la configuration où des métaux fondus de faible densité (contenant en majorité de l'acier) surnagent sur un bain de corium « oxydes » de densité élevée (masse volumique de l'ordre de 8 000 kg/m³) (figure 5.46). C'est la situation enveloppe en termes de chargements thermiques sur la cuve qui a été le plus étudiée et pour laquelle les conditions aux limites et les transferts de chaleur dans le bain ont été déterminés. C'est aussi cette configuration qui a servi de support aux premières études de refroidissement externe de la cuve (concept AP600 en particulier). Cette configuration sera ci-après dénommée « configuration de référence ».

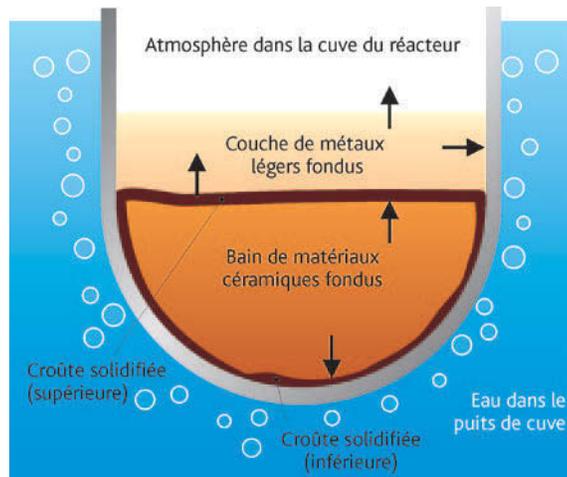


Figure 5.46. Configuration du bain de corium au fond de la cuve avec refroidissement externe.

5.4.1.3.3. Étude de la configuration stratifiée du bain de corium

► Distribution des flux de chaleur et refroidissement pour la configuration stratifiée

Pour une configuration donnée du corium, la distribution des flux de chaleur dépend des conditions aux limites entre la masse en fusion et la paroi solide (croûte ou acier de la cuve) et des coefficients de transfert de chaleur par convection naturelle. La détermination des températures à la frontière d'un bain de corium a fait l'objet de plusieurs études dont une synthèse est rapportée dans la référence [5]. La principale difficulté est liée au fait que les matériaux en fusion sont formés de mélanges d'oxydes et de métaux. La fusion de ces mélanges se produit sur un intervalle de températures qui peut être important et qui dépend de la composition du mélange. Pour un tel mélange, se pose la question de l'existence possible d'une zone pâteuse entre le bain liquide et la croûte solide au niveau de la paroi de la cuve, qui pourrait affecter les transferts de chaleur. Il a été montré [5] qu'en régime thermohydraulique permanent (c'est-à-dire lorsque les flux de chaleur sont établis), une telle zone pâteuse ne peut pas exister parce que la composition du bain devient homogène et sa solidification se produirait de la même manière que celle d'un corps pur (avec une interface plane entre le solide et le liquide). De plus, lorsque le refroidissement extérieur est suffisant, l'épaisseur de la croûte solide est constante (la vitesse d'avancée du front de solidification est nulle). Dans ce cas, la température à l'interface entre le liquide et le solide tend vers la température liquidus correspondant à la composition du mélange liquide. La séparation entre le solide et le liquide est nette. Cette conclusion a été confirmée expérimentalement par différents essais (PHYTHER au CEA (décrits dans [5] puis RASPLAV (Kurchatov Institute, Russie) [16], et SIMECO (Royal Institute of Technology, Suède). Le transitoire de solidification a été étudié à l'IRSN en 2005 [17].

L'hypothèse d'équilibre thermochimique pour déterminer les températures aux interfaces s'applique également à la couche métallique dans le cas d'un bain de corium stratifié : si la température liquidus correspondant à la composition de la couche métallique (formée principalement d'acier et de zirconium) est inférieure à la température de fusion de l'acier, l'acier peut être dissous par le métal fondu. La température d'interface avec l'acier solide de la cuve s'établit alors à cette température liquidus. En clair, selon la composition de la couche métallique liquide, la température de la paroi interne de la cuve pourra être sensiblement inférieure à la température de fusion de l'acier. Les températures à l'interface entre le liquide et le solide sont calculées à l'aide de logiciels thermodynamiques (comme GEMINI) en fonction de la composition de la couche liquide considérée. Le corollaire de ce choix est que le bain est complètement liquide et que les lois de transfert de chaleur déduites d'essais avec des matériaux simulants (corps purs comme l'eau) sont transposables aux matériaux réels.

Des corrélations de transfert de chaleur ont été déduites d'essais avec des matériaux simulants (BALI, COPO, ACOPO, RASPLAV-Salt, etc.) pour différentes configurations géométriques [9]. Des efforts ont également été faits pour valider des logiciels de calculs CFD en convection naturelle. Les résultats obtenus sont encourageants mais des améliorations sur la modélisation de la turbulence restent nécessaires pour améliorer la précision des résultats. Ainsi, l'utilisation de ces logiciels à l'échelle d'une cuve de réacteur de puissance donne des résultats avec un large intervalle d'incertitudes et il est préférable dans l'état actuel des connaissances d'utiliser une approche plus simple faisant appel à des corrélations déduites des essais.

► Ordre de grandeur des flux de chaleur et effet de concentration du flux

En ordre de grandeur, pour la configuration de référence représentée sur la figure 5.46 et en supposant que l'ensemble de la masse d'oxydes du cœur se retrouve au fond de la cuve, la puissance résiduelle se répartit de la manière suivante :

- la moitié de la puissance résiduelle dégagée dans le bain d'oxydes est transmise au fond de la cuve ;
- l'autre moitié est transmise du bain d'oxydes à la couche supérieure de métaux liquides.

En l'absence d'eau à l'intérieur de la cuve, la couche métallique transmet l'essentiel de la puissance reçue du bain d'oxydes et de la puissance dégagée en son sein à la paroi en acier de la cuve mouillée par la couche de métal liquide. La couche de métal peut donc jouer un rôle de concentration du flux de chaleur ("*focusing effect*" en anglais) à la surface de la paroi de la cuve mouillée par le métal liquide. Au droit de la couche métallique, le flux de chaleur est en première approximation inversement proportionnel à l'épaisseur de la couche métallique ; pour une épaisseur supérieure à environ 50 cm (ce qui correspond à environ 50 tonnes d'acier), le flux de chaleur reste inférieur à 1,5 MW/m². L'intégrité de la cuve n'est assurée que si le flux de chaleur transmis à celle-ci peut être extrait par convection naturelle diphasique de l'eau de refroidissement à l'extérieur de la cuve ; ceci pose naturellement la question de la

valeur du flux critique sur la paroi externe de la cuve (valeur limite supérieure du flux de chaleur qu'il est possible d'extraire par un noyage externe de la cuve).

► Flux critique pour une circulation naturelle externe d'eau

Le flux critique associé au refroidissement externe de la cuve, en particulier au niveau de la couche métallique, va donc être le facteur limitant de l'évacuation de chaleur de la cuve. C'est pourquoi beaucoup d'efforts ont été faits au niveau international pour déterminer ce flux critique, puis essayer de l'augmenter. Différents essais ont été réalisés (avec des géométries 2-D ou 3-D et des modes de chauffage de la paroi différents) parmi lesquels les plus intéressants sont les essais ULPU (University of California, Santa Barbara) [19], les essais SULTAN (CEA) [18] et les essais du KAIST (Korea Advanced Institute of Science and Technology, Corée du Sud).

Le premier phénomène qui détermine la valeur du flux critique en cas de renoyage du puits de cuve est la circulation de l'eau dans le puits de cuve en convection naturelle. Un simple renoyage du puits de cuve ne suffit pas pour refroidir la cuve : il faut organiser la circulation de l'eau de manière à « maximiser » le débit de liquide le long de la cuve. Ceci implique l'existence d'une « branche chaude ascendante » (la cuve) et d'une branche froide ; la géométrie de la cuve (rayon et forme sphérique ou elliptique du fond de la cuve) et la présence de matériaux isolants autour de la cuve peuvent affecter la circulation de l'eau et les pertes de charges. Le flux critique maximum est obtenu, pour une géométrie maximisant la circulation de l'eau et en l'absence d'éléments gênant les écoulements, lorsque le débit d'eau est suffisant pour que l'ébullition soit limitée au voisinage de la paroi dans la zone chauffante (pas d'ébullition en masse dans cette zone). Au-dessus de la zone chauffante en revanche, l'ébullition doit être plus importante pour créer un effet « cheminée » suffisant, la vapeur produite permettant d'entraîner le liquide et de maximiser l'écoulement. Si le débit d'eau n'est pas suffisant, l'ébullition se fait en masse au niveau de la zone chauffante et le flux critique diminue car la chaleur est alors extraite moins efficacement. Le débit d'eau ne peut cependant pas excéder le débit créé par l'effet cheminée lié à l'ébullition en masse au-dessus de la zone chauffante. Ce débit d'eau maximal correspond à un flux critique maximal d'une valeur de l'ordre de 1,5 MW/m².

L'analyse des résultats des essais mentionnés plus haut montre une dispersion parfois importante des flux critiques estimés. Les résultats des essais ULPU conduisent à des valeurs voisines de 2 MW/m² (mais avec une grande dispersion des résultats expérimentaux) alors que ceux des essais SULTAN et KAIST indiquent des flux critiques sur une paroi verticale variant de 1,2 à 1,5 MW/m².

Différents effets ont été étudiés en vue de déterminer des dispositions permettant d'augmenter le flux critique, en particulier, les effets liés à l'état de surface externe de la cuve. D'après certains auteurs [6], un dépôt de métal poreux ("*shoopage*") sur la surface externe de la cuve permettrait d'augmenter significativement le flux critique (jusqu'à un facteur de l'ordre de 2). Cette conclusion n'est cependant pas partagée et des vérifications expérimentales restent nécessaires.

► Limitation liée à la tenue mécanique de la cuve

Pour un flux de chaleur de $1,5 \text{ MW/m}^2$, l'épaisseur de la cuve qui supporte la charge mécanique (c'est-à-dire où la température est inférieure à 600 °C) est de 1 centimètre. Cette épaisseur permet d'assurer une tenue mécanique jusqu'à quelques dizaines de bars. Une augmentation du flux critique entraînerait une diminution inversement proportionnelle de l'épaisseur supportant la charge mécanique et, en conséquence, de la pression limite de tenue de la cuve. Ces considérations restreignent fortement l'intérêt des travaux visant à montrer des valeurs de flux critique supérieures à 2, voire 3 MW/m^2 .

► Limitation liée à la masse minimale d'acier fondu

Un des paramètres clés déterminant l'épaisseur de la couche métallique au-dessus du bain d'oxydes et donc les chargements thermiques les plus importants sur la cuve est la masse d'acier fondu dans le corium qui résulte de la [fusion du cœur](#). Pour un flux critique de $1,3$ à $1,5 \text{ MW/m}^2$, l'épaisseur minimale d'acier fondu nécessaire pour éviter l'effet de concentration du flux thermique serait de l'ordre de 50 à 60 cm pour un REP de 1 000 MWe. Cette épaisseur correspond, pour les caractéristiques de ces réacteurs, à une masse d'acier fondu de l'ordre de 50 à 60 tonnes. D'après les études menées par Westinghouse pour les réacteurs AP600 et AP1000, une telle quantité d'acier se retrouverait dans le fond de la cuve après la fusion des structures internes inférieures et d'une fraction des parois de la cuve. Il apparaît en fait, à la lumière des enseignements tirés du programme OCDE MASCA [20], que des phénomènes physiques complexes pourraient réduire la masse de métaux et conduire à un effet de concentration du flux. Il s'agirait :

- du piégeage d'une partie des métaux liquides (ceux des structures internes inférieures par exemple) dans des débris solides d'oxydes ;
- d'une coulée d'une partie des métaux fondus au fond de la cuve du fait d'effets physico-chimiques liés à la présence de zirconium non oxydé (détaillés ci-après) ;
- pour une quantité de métaux fixée, ceci conduirait à une réduction de l'épaisseur de la couche métallique se trouvant à la partie supérieure du bain (figure 5.47).

Les effets physico-chimiques sont liés à la présence de zirconium non oxydé dans la phase métallique. Ce zirconium peut réagir avec le dioxyde d'uranium présent dans la phase d'oxydes et entraîner la formation d'une phase métallique d'uranium. Cette dernière, en se mélangeant à de l'acier liquide peut conduire à la formation d'une couche métallique liquide plus dense que le bain d'oxydes qui se retrouverait donc au fond de la cuve. L'utilisation de logiciels de thermodynamique (comme le logiciel GEMINI2 de Thermodata) permet de calculer les compositions de mélanges complexes d'oxydes et de métaux à l'équilibre à différentes températures. La détermination des densités des phases résultant de ces calculs permet d'estimer la masse maximale de métaux pouvant se retrouver sous un bain d'oxydes et, par différence, pour une quantité d'acier donnée, la masse de métaux présents dans la couche supérieure. Des calculs ont été réalisés par le CEA et l'IRSN avec cette méthode pour

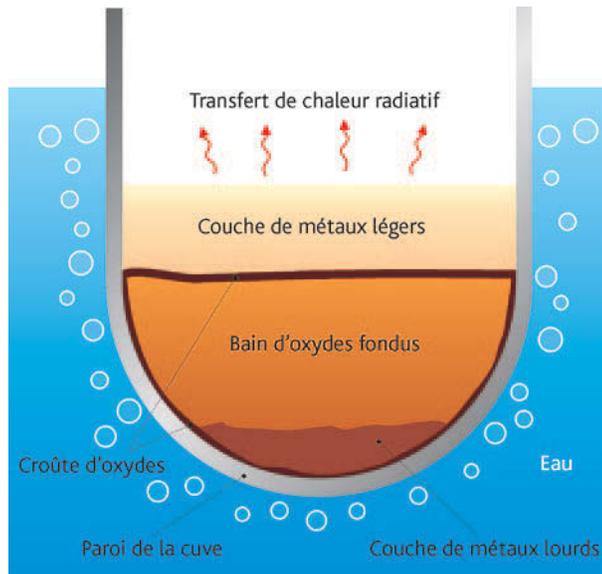


Figure 5.47. Récupération du corium au fond de la cuve avec une stratification inversée des métaux et des oxydes.

quantifier les masses de métaux nécessaires pour éviter que le flux transmis par la couche de métaux à la cuve n'excède le flux critique [7]. Les calculs ont été faits pour différents types de réacteurs : les REP français de 900 MWe et de 1 300 MWe, les réacteurs AP600 et AP1000 développés par Westinghouse, et le réacteur coréen APR1400. Les résultats montrent qu'un paramètre essentiel est la fraction de zirconium non oxydé présente dans le bain fondu : plus celle-ci est importante, plus la masse d'uranium métallique produite est grande et plus la masse de métaux qui se retrouve au fond de la cuve est importante. La question du maintien du corium dans la cuve est donc d'autant plus complexe que la masse de zirconium métallique est grande. Les résultats des calculs sont également sensibles aux bases de données utilisées pour les calculs thermodynamiques ainsi qu'aux valeurs de flux critique à l'extérieur de la cuve. En particulier, pour des réacteurs de puissance supérieure à 600 MWe, il est nécessaire de mettre en place un dispositif de circulation naturelle permettant d'extraire un flux important.

Il est à noter que les études décrites ci-dessus sont réalisées pour une configuration de bain figée. La formation des couches métalliques et du bain d'oxydes induit nécessairement des transitoires de croissance de l'épaisseur de la couche de métaux et d'augmentation de la puissance dégagée par le bain d'oxydes. Ces transitoires qui ne sont pas traités dans les calculs pourraient conduire à atteindre le flux critique.

5.4.1.3.4. Progrès possibles relatifs à la rétention du corium dans la cuve avec noyage du puits de cuve

Les études décrites au paragraphe précédent ne permettent pas à ce jour de montrer que le noyage du puits de cuve, pour un type de réacteur donné, permettrait d'assurer, pour tous les accidents de [fusion du cœur](#) envisageables, la rétention du corium dans la cuve. Il faudrait notamment étudier :

- des configurations plus réalistes du corium où la couche métallique peut occuper plusieurs positions (au-dessus ou au-dessous du bain oxydes) au cours du temps ;
- la possibilité d'un noyage externe (puits de cuve) et d'un renoyage interne de la cuve simultanés ;
- des situations pouvant entraîner plusieurs coulées successives du corium dans le puits de cuve pour lesquelles la distribution des flux de chaleur sur la cuve pourrait différer significativement de la situation très schématique considérée habituellement (voir la figure [5.46](#)).

Un envoi d'eau sur un bain de corium dans la cuve pourrait éliminer l'effet de la concentration du flux. Les essais ANAIS réalisés au CEA [\[8\]](#) ont montré que, dans ce cas, il pourrait se produire une solidification de la couche métallique en surface et qu'une part importante de la puissance résiduelle serait alors transmise à l'eau. Les essais ANAIS ont également montré que le risque d'une explosion de vapeur serait, dans ces conditions, limité à la zone d'impact du jet d'eau sur le corium liquide. Une explosion importante consécutive à une accumulation d'eau apparaît peu vraisemblable dans la mesure où la surface du bain de corium serait solidifiée rapidement par un apport d'eau important.

Afin de mieux apprécier la possibilité de retenir le corium dans la cuve par un noyage du puits de cuve, il est nécessaire d'améliorer la modélisation de la coulée du corium vers le fond de la cuve et du développement du bain de corium au fond de la cuve.

Pour les réacteurs de 900 MWe et de 1 300 MWe, il n'existe pas à ce jour de dispositions permettant d'assurer, pour tous les accidents de [fusion du cœur](#) envisageables, la rétention du corium dans la cuve. La défaillance de la cuve (§ [5.1.3](#)) et la possibilité de refroidir le corium hors de la cuve (§ [5.4.2](#)) lors de l'interaction corium-béton, sont donc étudiées en détail.

Pour le réacteur EPR, le choix a été fait de mettre en place des dispositions spécifiques (le dispositif d'étalement et de refroidissement du corium, présenté § [5.4.3](#)) afin d'assurer le refroidissement du corium hors de la cuve.

5.4.2. *Refroidissement du corium sous eau au cours d'une interaction corium-béton*

5.4.2.1. Phénomènes physiques mis en jeu

Afin d'accélérer le refroidissement d'un bain de corium au cours d'une interaction corium-béton (ICB, § [5.3](#)) et d'arrêter son développement, une possibilité serait d'apporter de l'eau dans le puits de cuve à la surface du corium.

Du fait de la température élevée de solidification du corium (autour de 2 400 K pour un corium contenant peu de béton), les échanges de chaleur par rayonnement entre le bain de corium et les parois du puits de cuve conduisent à la formation d'une croûte à la surface du corium. Cette croûte sera *a priori* plus épaisse si le corium est recouvert par de l'eau mais aura aussi pour effet d'isoler le bain de corium de l'eau et limitera donc les transferts de chaleur entre le corium et le réfrigérant. Des calculs d'ordres de grandeur montrent que, si les transferts de chaleur entre le bain et l'eau ne se faisaient que par conduction à travers la croûte, le ralentissement de l'érosion du béton dû à l'apport d'eau serait minime. Pour que le refroidissement du corium sous eau soit vraiment efficace, il serait nécessaire qu'interviennent d'autres modes de transfert de chaleur que la conduction. Les travaux de R&D menés sur le sujet (expérimentations, modélisations) ont pour objectif d'identifier et de quantifier l'efficacité de ces autres modes de transfert de la chaleur.

5.4.2.2. Programmes expérimentaux

Les principaux programmes expérimentaux réalisés sur ce sujet sont les programmes effectués à l'Argonne National Laboratory (ANL, États-Unis) de 1989 à 2010 avec des matériaux réels (MACE [26], MSET [27], MCCI-OCDE [28, 29], ce dernier programme étant lui-même divisé en trois sous-programmes, SSWICS, MET et CCI, et le programme PERCOLA [30] du CEA avec des matériaux simulants. Les programmes ANL comportent des expériences globales et des essais à caractère plus analytique.

5.4.2.2.1. Essais MACE et CCI

Ces essais globaux ont visé à étudier la possibilité de refroidir un corium lors d'une interaction corium-béton par apport d'eau à la surface du bain, avec des matériaux prototypes d'un corium formé lors d'un accident de **fusion du cœur** d'un réacteur de puissance. Trois essais ont été réalisés avec des dispositifs 1D (érosion du béton uniquement vers le bas : M1B, M3B, M4) et cinq essais avec des dispositifs 2D (érosion du béton vers le bas et sur les côtés : M0 du programme MACE, CCI-1, CCI-2, CCI-3, et CCI-4 du programme MCCI-OCDE). Le déroulement des essais a été sensiblement le même pour tous les essais ; il a impliqué en premier lieu la formation d'un bain de corium de composition représentative d'un accident de fusion du cœur d'un réacteur de puissance au début de l'interaction corium-béton par une réaction thermitique (réaction fortement exothermique impliquant pour ces essais un mélange d' U_3O_8 , de CrO_3 , de CaO , de SiO_2 , de silicium, de zirconium et d'aluminium) produisant un mélange fondu composé majoritairement d' UO_2 et de ZrO_2 et d'une faible proportion d'oxydes représentatifs de l'érosion du béton (principalement SiO_2 , CaO , etc.), d'alumine et d'oxyde de chrome. Le bain de corium est ensuite maintenu en fusion par chauffage direct. L'érosion du béton est obtenue d'abord par interaction corium-béton à sec. De l'eau est ensuite envoyée sur le corium après un délai ou une ablation maximale prédéfini, et l'interaction corium-béton se poursuit sous eau. L'efficacité de l'apport d'eau peut être appréciée en comparant les vitesses d'érosion du béton en l'absence et en présence d'eau et en mesurant le flux de chaleur à la surface du bain de corium (lié à la quantité de vapeur produite). La mesure de la température du bain est également un indicateur de l'effet de l'apport d'eau. Il faut toutefois se garder d'une extrapolation directe des résultats des essais au

cas d'un réacteur de puissance dans la mesure où ces essais comportent des aspects non représentatifs : en particulier le chauffage du corium est assuré par effet Joule dans le corium liquide alors que la puissance résiduelle est répartie, dans le cas d'un réacteur de puissance, entre le liquide (bain) et le solide (croûte).

Les essais précités ont permis de mettre en évidence plusieurs possibilités de refroidissement du corium par l'eau :

- lors de nombreux essais (M0, M3B, CCI2), une partie du bain de corium a été entraînée par les gaz produits par la décomposition du béton et éjectée au-dessus de la croûte supérieure du bain, et a formé un lit de débris (débris de taille centimétrique). Des essais analytiques ont montré par ailleurs qu'il est possible de refroidir des débris de cette taille dispersés dans de l'eau mais il n'est pas démontré que le refroidissement d'un lit de débris d'une épaisseur importante dégageant une puissance résiduelle significative soit aussi efficace que le refroidissement de débris dispersés ;
- sous l'effet des différences de température entre l'eau et le corium et des contraintes thermomécaniques, la croûte supérieure du bain peut se fissurer et l'eau peut alors pénétrer sous la croûte. Cette eau est susceptible de se propager dans le bain et de le refroidir complètement (mécanisme appelé "*water ingress*" en anglais). Cependant, les modèles décrivant ce mécanisme [31] suggèrent que les fissures créées par les différences de température seraient trop petites pour que la pénétration d'eau puisse refroidir efficacement à elle seule un bain de corium. Néanmoins, la présence de fissures joue un rôle important dans le comportement thermomécanique de la croûte (les fissures diminuent la résistance mécanique des croûtes) et peut contribuer au refroidissement du corium ;
- un refroidissement efficace de la surface du corium a été mesuré lors de mises en contact direct d'eau et de corium liquide. Ce phénomène, très transitoire, pourrait intervenir lors de ruptures mécaniques brutales de la croûte ou au moment de l'arrivée de l'eau sur le bain de corium. Il pourrait cependant avoir été favorisé, lors des essais réalisés, par la géométrie du dispositif expérimental ; l'extrapolation directe de ce résultat au cas d'un réacteur de puissance n'est pas possible.

Dans ces conditions, il n'est pas possible de conclure quant à l'efficacité du refroidissement d'un bain de corium au cours d'une interaction corium-béton par un apport d'eau à la surface du bain pour le cas d'un réacteur de puissance, même s'il semble que les différents phénomènes évoqués ci-dessus soient de nature à ralentir l'érosion du béton. La réalisation d'essais plus représentatifs se heurte à des difficultés technologiques qui limitent la portée des expériences et l'étude des phénomènes :

- compte tenu de la taille réduite des dispositifs d'essais existants, il se forme dans la plupart des cas une croûte sur la partie supérieure du bain, qui s'ancre sur les parois de la section d'essais. Du fait de la progression du front d'érosion du béton, il s'ensuit une séparation entre le corium liquide et la croûte, cette séparation limitant l'efficacité d'une éjection de corium. Dans le cas d'un réacteur de puissance, de par la largeur du puits de cuve, il est plus probable que la croûte reste au contact du corium liquide ;

- le chauffage direct du corium fait qu'il n'est pas possible de chauffer les croûtes solides. La solidification observée lors des essais n'est donc pas représentative de celle qui pourrait se produire dans le cas d'un réacteur de puissance.

5.4.2.2.2. Essai MSET

L'essai MSET, réalisé en 2001, visait à étudier l'éjection de corium à travers la croûte, mise en évidence lors des essais MACE. L'essai MSET a été réalisé avec des matériaux prototypes d'un corium formé lors d'un accident de [fusion du cœur](#) d'un réacteur de puissance, sans érosion de béton et avec apport d'eau sur la partie supérieure du bain. Le relâchement de gaz était simulé par l'utilisation d'un matériau poreux placé à la base du bain de corium, à travers lequel du gaz était injecté à un débit maîtrisé.

L'essai MSET a conduit à la formation d'un lit de débris mais aucune éjection de corium n'a été observée pour des vitesses superficielles des gaz inférieures à 10 cm/s ce qui a posé la question de l'efficacité d'un tel phénomène dans le cas d'un réacteur de puissance pour lequel on estime que la vitesse superficielle des gaz est inférieure à 5 cm/s lors de l'interaction corium-béton à long terme. Mais l'analyse des résultats de l'essai MSET a mis en évidence comme causes probables de ce comportement :

- l'ancrage de la croûte sur les parois de la section d'essai, entraînant une séparation entre le bain et la croûte ;
- la présence d'une fraction solide importante du fait de la température du bain (bien en dessous de la température du liquidus).

Les résultats de cet essai ne permettent donc pas d'apprécier l'importance de l'éjection de corium dans le refroidissement du corium lors d'une interaction corium-béton dans le cas d'un réacteur de puissance.

5.4.2.2.3. Essais SSWICS

Les essais SSWICS [31] réalisés avec des matériaux prototypes d'un corium formé lors d'un accident de [fusion du cœur](#) d'un réacteur de puissance, visaient à étudier le mécanisme de pénétration de l'eau après fissuration thermomécanique de la croûte supérieure d'un bain de corium. Par ce mécanisme, de l'eau pénètre dans les fissures qui se forment dans la croûte supérieure lorsque l'eau froide entre en contact avec la croûte chaude ; le refroidissement du corium sous la croûte entraîne sa solidification ce qui augmente l'épaisseur de la croûte.

Les essais SSWICS à effets séparés ont été effectués sans chauffage du bain de corium, avec, pour certains essais, la possibilité de simuler le relâchement de gaz du béton. Le bain de corium, produit dans une section d'essai par une réaction thermitique voisine de celle décrite au paragraphe 5.4.2.2.1, reposait sur un support inerte. L'eau arrivait progressivement sur le bain de corium et la cinétique de refroidissement a été déduite du taux de vaporisation de l'eau. L'efficacité de la

pénétration d'eau a été évaluée en comparant le flux de chaleur extrait lors des essais et celui que l'on obtiendrait dans des conditions où seule la conduction interviendrait (refroidissement de la thermitite sans apport d'eau). La perméabilité de la croûte a été mesurée après les essais, ce qui a permis d'évaluer les flux extraits à l'aide de modèles dédiés.

Les essais réalisés (figures 5.48 et 5.49) ont permis de quantifier l'influence de la nature du béton (siliceux ou silico-calcaire), celle de la composition du bain de corium (entre 4 % et 25 % de béton en masse), celle de l'injection de gaz ainsi que celle de la pression (de 1 à 4 bars). Les galettes de corium obtenues à la fin des essais ont été tronçonnées et ont fait l'objet de tests de résistance mécanique.

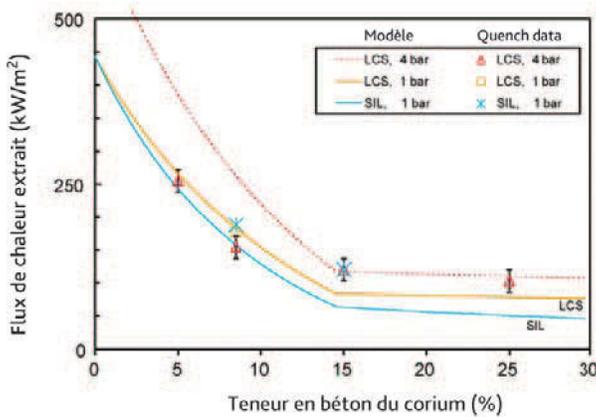


Figure 5.48. Mesure du flux de chaleur extrait par la pénétration d'eau lors des essais SSWICS en fonction de la teneur en béton du corium (sans injection de gaz dans le corium) [31].



Figure 5.49. Aspect de la galette de corium resolidifié à la fin de l'essai SSWICS-11 réalisé avec une injection de gaz dans le corium [32], reproduit avec l'autorisation de l'OCDE.

Les principaux enseignements tirés des essais SSWICS sont les suivants :

- ces essais ont confirmé que la fissuration de la croûte supérieure et la pénétration d'eau dans ces fissures permettaient dans certains cas de refroidir le corium (augmentation de l'épaisseur de la croûte). Le refroidissement du corium n'est efficace, en l'absence d'injection de gaz, que pour de faibles teneurs en béton dans le corium (inférieures à 15 % en masse), conditions qui correspondraient pour le cas d'un réacteur de puissance à un apport d'eau intervenant rapidement après la coulée du corium dans le puits de cuve lors d'un accident de **fusion du cœur**. Les essais ont également montré les effets d'une injection de gaz dans le corium ; en effet, les derniers essais du programme réalisés avec un écoulement de gaz à contre-courant dans le corium ont montré un refroidissement plus efficace de celui-ci pour de faibles teneurs en béton. Ce fut le cas de l'essai SSWICS-11 réalisé avec 15 % de béton qui a conduit à un flux extrait élevé voisin de celui obtenu sans injection de gaz pour une faible teneur en béton de 4 % (figure 5.48). L'écoulement de gaz pourrait conduire à l'ouverture de porosités dans le corium en cours de solidification, ce qui faciliterait son refroidissement. Il est à noter cependant que, du fait de l'absence de chauffage, les essais SSWICS n'ont pas reproduit les effets liés à la dissipation de la puissance résiduelle dans le bain et dans la croûte, effets qui pourraient être significatifs dans le cas d'un réacteur de puissance ;
- les mesures des contraintes mécaniques conduisant à la rupture de la croûte [33], notamment les mesures obtenues *in situ* lors de certains essais CCI, montrent que la rupture de la croûte se produit pour de faibles niveaux de contrainte. Dans le cas d'un réacteur de puissance, il est très peu probable que la croûte reste d'un seul bloc et s'ancre sur les parois du puits de cuve.

Lors des essais d'interaction corium-béton réalisés dans des conditions plus représentatives avec maintien du chauffage du corium (en particulier lors des essais CCI [29]), les phénomènes de pénétration d'eau et d'éjection de corium se produisent simultanément et sont difficiles à distinguer, les éjections de corium étant rapprochées.

5.4.2.2.4. Programme PERCOLA

Le programme expérimental PERCOLA a été réalisé par le CEA entre 1999 et 2002. Compte tenu des enseignements des essais MACE et des résultats de calculs [34] montrant qu'il serait possible de refroidir un bain de corium qui se transformerait en lit de débris, ce programme visait à étudier l'éjection du corium au-dessus d'une croûte fissurée par les gaz provenant de l'érosion du béton. Ce programme analytique réalisé avec des matériaux simulants (eau, huile) a mis en évidence plusieurs régimes d'éjection et a permis de quantifier l'influence de nombreux paramètres [30] tels que :

- la viscosité du fluide (paramètre représentatif de l'enrichissement du corium en béton pendant l'interaction corium-béton) ;
- la vitesse superficielle des gaz (paramètre représentatif de la nature du béton et de la décroissance du débit de gaz au cours de l'interaction corium-béton) ;
- la densité de trous dans la croûte (paramètre mal connu pour le cas d'un réacteur de puissance) ;

- le diamètre des trous (paramètre mal connu pour le cas d'un réacteur de puissance) ;
- l'épaisseur de la croûte et l'épaisseur du lit de débris (paramètres représentatifs de l'épaississement de la croûte et du lit de débris au cours de l'interaction corium-béton après l'éjection).

Les résultats du programme PERCOLA ont permis de développer un modèle analytique traitant de l'éjection de corium lors de l'interaction corium-béton (ce modèle est décrit dans le paragraphe suivant).

5.4.2.3. Modélisation

Les principaux travaux de modélisation ont porté sur l'éjection de corium par des trous de la croûte supérieure et la pénétration d'eau dans un corium.

Un modèle analytique tenant compte de l'éjection de corium¹⁰ a été développé dans le cadre du programme PERCOLA en 2004 [35]. Il tient compte des effets de paramètres physiques importants pour l'interaction corium-béton (vitesse superficielle des gaz, viscosité du bain, etc.) et de la géométrie des trous d'éjection qui n'étaient pas traités dans le modèle de Ricou et Spalding [36] utilisé avant la réalisation du programme PERCOLA et qui décrit l'entraînement de liquides par un jet de gaz turbulent dans une géométrie spécifique. L'application du modèle PERCOLA pour des scénarios relatifs à un réacteur de puissance tendrait à montrer qu'un lit de débris pourrait se former rapidement si l'éjection de corium est efficace [37] ; la stabilité de ce lit de débris dépendrait alors de la taille des débris formés. Le modèle PERCOLA a été validé à l'aide des résultats des essais PERCOLA mais nécessite une validation sur la base d'essais plus représentatifs (avec érosion de béton et avec des matériaux prototypes) ; des essais à grande échelle, décrits au paragraphe 5.4.2.4, sont réalisés depuis 2012 à ANL (Argonne National Laboratory aux États-Unis) dans cet objectif. Certains paramètres d'entrée du modèle, comme la densité et la taille des trous dans la croûte permettant le passage du corium, sont entachés de très grandes incertitudes ; ils font l'objet d'une modélisation spécifique proposée par Farmer [38]. Cependant, il n'existe pas de données expérimentales suffisamment représentatives pour valider ces modèles pour le cas d'un réacteur de puissance.

Afin d'assurer l'applicabilité du modèle PERCOLA à la phase long terme du refroidissement pour le cas d'un réacteur de puissance, ce modèle devra également être complété pour traiter l'évolution du lit de débris, notamment l'effet de son épaississement sur l'éjection du corium¹¹.

Concernant la pénétration d'eau, il existe une corrélation de flux critique développée dans le cadre du programme SSWICS [31], déduite d'une modélisation de la fissuration de la croûte lors de la pénétration d'eau. Cette corrélation a été ajustée sur les résultats

10. Ce modèle permet d'estimer le taux d'entraînement du corium, rapport entre le débit volumique de liquide éjecté et le débit volumique des gaz relâchés lors de l'interaction corium-béton.

11. Le modèle PERCOLA suppose que l'échappement des gaz et du corium se fait le long de canaux verticaux (ou « cheminées ») qui se développent au sein du lit de débris quelque soit l'épaississement de celui-ci.

des essais réalisés sans injection de gaz au cours de la solidification du corium. Sur la base de cette corrélation, il apparaît que l'efficacité de la pénétration d'eau pour le refroidissement du corium est nettement plus faible que celle de l'éjection de corium.

La possibilité de refroidir un corium sous eau étant fortement liée au développement de l'interaction corium-béton, la modélisation du refroidissement sous eau est traitée dans les mêmes outils logiciels que ceux consacrés à la modélisation de l'interaction corium-béton. Le logiciel TOLBIAC-ICB [39], par exemple, contient le modèle d'éjection de corium développé après les essais du programme PERCOLA. De la même manière, la plupart des modèles développés dans le cadre des études sur la possibilité de refroidir un corium par un apport d'eau ont été implémentés dans le logiciel CORQUENCH [40] développé par ANL pour simuler l'érosion 1D du béton et le couplage entre l'interaction corium-béton et les phénomènes de transfert de chaleur en présence d'eau à la surface du bain de corium. Des modèles simplifiés concernant la pénétration d'eau dans la croûte supérieure et l'éjection de corium, tirés de la première version du logiciel CORQUENCH, ont été implémentés dans le logiciel MEDICIS développé par l'IRSN [41]. Des modèles plus détaillés s'appuyant sur le modèle PERCOLA pour l'hydrodynamique [35] et la littérature disponible sur l'évaluation de la géométrie des trous (densité et diamètre) [38, 47] permettant l'éjection de corium, seront développés ultérieurement pour le logiciel MEDICIS. Les applications au cas d'un réacteur de puissance [38, 43] montrent que le mécanisme dominant de refroidissement du corium est l'éjection de celui-ci, qui peut ralentir notablement l'érosion du béton en particulier dans le cas d'un béton siliceux, sans la stopper complètement.

5.4.2.4. Bilan et perspectives

Comme le montre la synthèse qui précède, il n'est pas possible en 2013, sur la base des résultats des essais réalisés (essais 1D et 2D globaux, essais d'éjection de corium, essais de pénétration d'eau), de conclure sur la possibilité de stabiliser et de refroidir un bain de corium lors d'une interaction corium-béton par apport d'eau à sa surface.

Les progrès dans ce domaine sont malaisés du fait des difficultés technologiques relatives à la réalisation d'essais avec des matériaux réels à une échelle suffisamment grande (effets de la taille du bain de corium, ancrage des croûtes sur les parois des dispositifs d'essais, représentativité du mode de chauffage du corium, etc.).

Compte tenu des résultats obtenus et face aux difficultés rencontrées, d'autres dispositions spécifiques qui visent à refroidir le corium ont été proposées et étudiées au cours des années 1995 à 2010, pour refroidir un corium.

Trois types très différents de dispositifs de refroidissement du corium ont été envisagés :

- le premier type de dispositif est un récupérateur permettant de collecter la totalité du corium sortant de la cuve, de l'étaler dans une « chambre d'étalement » de grande surface pour réduire le flux de chaleur à évacuer par unité de surface et de le refroidir par un système passif de circulation d'eau, comme cela est prévu pour le réacteur EPR [42] ; ce dispositif a été longuement étudié et est décrit plus en détail dans le paragraphe 5.4.3 ;

- le second type de dispositif est un récupérateur en forme de creuset [44], constitué d'une cavité de grand volume, tapissée d'une épaisseur importante de matériaux réfractaires « sacrificiels » (matériaux qui sont érodés par le corium), permettant de réduire les flux de chaleur par la « dilution » du corium (résultant de l'ajout de matériaux sacrificiels) et de refroidir le corium par un système passif de circulation d'eau extérieur au récupérateur ; un exemple d'un tel dispositif est celui mis en place dans le réacteur de type VVER de Tian-Wan construit en Chine ;
- un troisième type de dispositif, basé sur un refroidissement du corium par apport d'eau par le bas, a été testé avec succès dans l'installation COMET du Forschungszentrum Karlsruhe en Allemagne, avec des matériaux simulants [45], mais également à Cadarache avec des matériaux plus représentatifs d'un corium susceptible de se former lors d'un accident de fusion du cœur d'un réacteur de puissance [46]. Dans le dispositif testé, le corium est collecté dans un récupérateur en béton poreux, tapissé d'un béton sacrificiel. Après l'érosion de ce dernier, le corium est renoyé par un système passif d'apport d'eau qui pénètre à travers le béton poreux et fragmente le corium ; l'étalement du corium n'est pas nécessaire pour le refroidissement et un tel dispositif pourrait être implanté dans un puits de cuve, juste sous la cuve.

Les expérimentations réalisées sur ces types de dispositifs, notamment celles réalisées pour le dispositif de récupération et d'étalement du corium présentées dans le paragraphe 5.4.3, montrent qu'ils devraient permettre, lors d'un accident de fusion du cœur d'un réacteur de puissance, de refroidir efficacement le corium après la défaillance de la cuve et d'éviter la traversée du radier de l'enceinte de confinement qui pourrait résulter de l'interaction corium-béton. De tels dispositifs sont mis en place dans certains réacteurs de nouvelle génération ; c'est le cas notamment des réacteurs EPR qui sont équipés d'un dispositif de récupération et d'étalement du corium.

Il n'est pas envisagé, tout au moins à court terme, d'implanter de tels dispositifs de refroidissement du corium dans les réacteurs de deuxième génération en exploitation car une telle implantation impliquerait des modifications lourdes et complexes. De plus, il convient de tenir compte de l'exposition importante aux rayonnements ionisants des travailleurs qui réaliseraient les travaux d'implantation. C'est pourquoi les études de refroidissement du corium par apport d'eau, notamment par le système d'aspersion existant dans l'enceinte de confinement, sont également poursuivies. En particulier, un nouveau programme d'essais à grande échelle réalisés à ANL, dédié à l'étude du refroidissement du corium durant l'ICB par apport d'eau par le dessus en conditions représentatives, notamment en ce qui concerne l'évolution de la puissance dans le bain durant son noyage par l'eau, a été lancé en 2011 dans le cadre d'une collaboration entre EDF, l'IRSN et l'US NRC (Nuclear Regulatory Commission). Dans le cas où le refroidissement du corium par les dispositifs existants permettant un apport d'eau par le dessus s'avérerait insuffisant, le recours à d'autres dispositifs de refroidissement du corium et notamment du type de ceux étudiés sur l'installation COMET pourrait être envisagé, y compris pour les réacteurs de deuxième génération.

5.4.3. Étalement du corium dans le cas du réacteur EPR

5.4.3.1. Phénomènes physiques mis en jeu

La mise au point du récupérateur de corium avec étalement de celui-ci pour le réacteur EPR a nécessité un programme de R&D au niveau européen. L'objectif de l'étalement est d'éviter la traversée du radier de l'enceinte de confinement en facilitant le refroidissement du corium. Pour cela, l'étalement vise à assurer une épaisseur de corium suffisamment faible, qui minimise le flux surfacique de chaleur dû à la puissance résiduelle à évacuer.

Des études sur l'étalement de corium ont donc été conduites afin d'apprécier la capacité d'un corium à s'étaler sur un substrat de géométrie et de composition fixées, les conditions d'écoulement du corium sur la surface d'étalement étant déterminées par la séquence accidentelle. Les paramètres clés pour l'étalement du corium sont la composition du corium et celle du substrat, la température initiale et le débit d'écoulement du corium, ainsi que la géométrie de la surface d'étalement. Les références [60] et [76] présentent une synthèse des travaux réalisés à ce sujet.

5.4.3.2. Description du récupérateur de corium du réacteur EPR

Le concept utilisé est fondé sur l'étalement du corium sur une grande surface, le corium étant ensuite noyé et refroidi par de l'eau provenant du réservoir IRWST (initiales de l'appellation anglaise *In-containment Refueling Water Storage Tank*) situé dans l'enceinte de confinement (voir la figure 5.50 et le § 2.3.2.4 pour une description des circuits de sauvegarde du réacteur EPR).

Pour favoriser l'étalement du corium, le récupérateur de corium du réacteur EPR permet, avant l'étalement, une rétention temporaire du corium dans le puits de cuve. Durant cette phase, le corium érode une couche de béton « sacrificiel » d'environ 50 cm d'épaisseur avant de couler dans le canal de décharge qui relie le puits de cuve à « la chambre d'étalement ». Cette couche de béton sacrificiel repose sur une couche de zircone protectrice de 10 à 14 cm d'épaisseur qui vise à assurer l'intégrité des structures en béton du puits de cuve, même en cas d'érosion non uniforme du béton sacrificiel par le corium (figure 5.50). Cette rétention temporaire permet de plus de modifier les caractéristiques physico-chimiques du corium (corium plus fluide, de composition homogène et de faible viscosité) pour faciliter son écoulement dans le canal de décharge et la phase d'étalement proprement dite. Elle permet également, si plusieurs coulées successives de corium surviennent à la suite de la défaillance de la cuve, de recueillir le corium des différentes coulées de manière à obtenir un corium homogène et un seul écoulement vers la chambre d'étalement. Au fond du puits de cuve, sous le béton sacrificiel, la couche de zircone est remplacée par un treillis métallique jouant le rôle de porte fusible. Cette porte donne accès au canal de décharge ; elle constitue à dessein un point faible, car c'est le seul endroit où le béton sacrificiel n'est pas renforcé par la couche protectrice, et elle va donc se rompre relativement rapidement au contact du corium (après érosion du béton sacrificiel) en assurant une section de passage suffisamment large pour permettre une coulée rapide de la totalité du corium vers la chambre d'étalement.

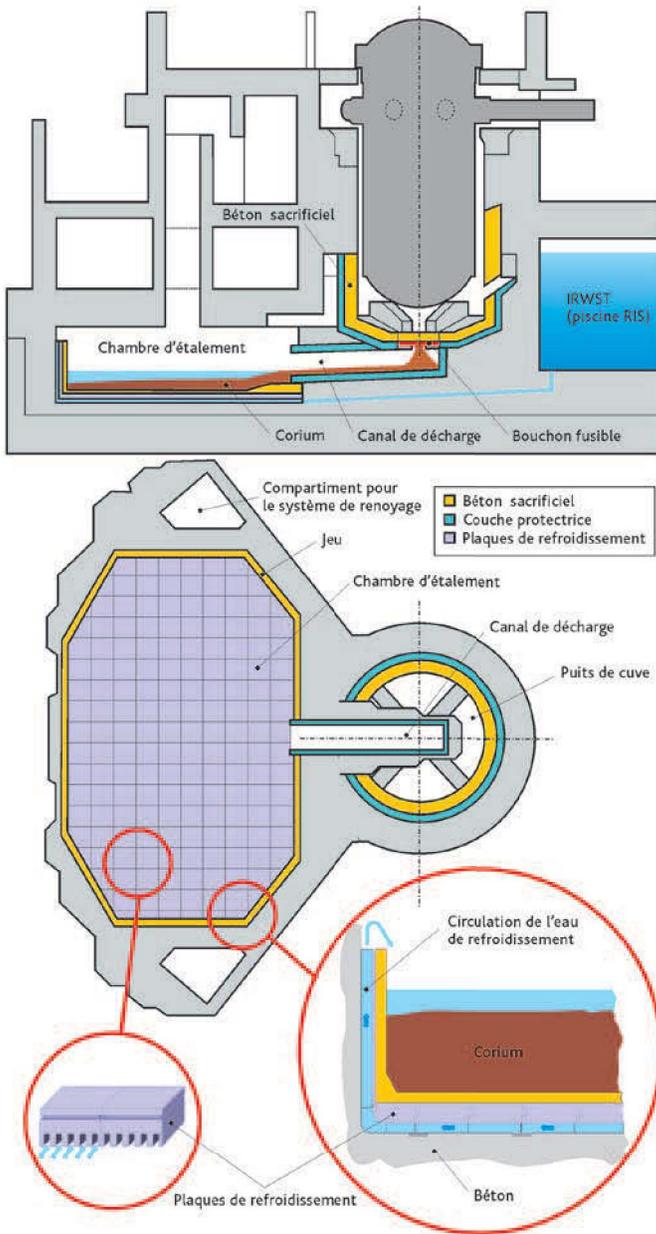


Figure 5.50. La partie supérieure de la figure représente une vue transversale des principaux composants du récupérateur de corium d'un réacteur EPR (d'après [78]). La partie inférieure de la figure représente le dispositif de refroidissement du récupérateur de corium du réacteur EPR avec : en bas, à droite, une vue en coupe verticale des parois de la chambre d'étalement qui montre comment l'eau de refroidissement circule sous ces parois et en bas, à gauche, une vue en coupe verticale des canaux de refroidissement horizontaux situés sous la chambre d'étalement. La partie centrale montre la vue du dessus du puits de cuve, du canal de transfert et de la chambre d'étalement.

La chambre d'étalement a une surface d'environ 170 m². Le plancher et les parois latérales de cette chambre sont assemblés à partir d'un grand nombre d'éléments distincts en fonte. Cette structure est très peu sensible à la dilatation thermique et aux fortes différences de température. Les éléments du plancher contiennent des canaux de refroidissement horizontaux de sections rectangulaires. L'intérieur de la chambre d'étalement est recouvert d'une couche de béton sacrificiel. L'arrivée de corium dans la chambre d'étalement déclenche l'ouverture de vannes entraînant un apport gravitaire d'eau provenant du réservoir IRWST. Cette eau commence par remplir les canaux horizontaux situés sous la chambre d'étalement, puis remonte le long des parois pour enfin renvoyer le corium par le haut. Le dispositif est représenté sur la figure 5.50.

5.4.3.3. Physiques de l'étalement du corium

L'étalement du corium est déterminé par une compétition entre les forces hydrodynamiques motrices (pression hydrostatique et, secondairement, force d'inertie), qui favorisent la progression et l'amincissement de la coulée, et la solidification progressive du corium qui entraîne une augmentation croissante de la viscosité apparente, ainsi que l'apparition de croûtes au contact du substrat et en surface.

L'hydrodynamique de l'étalement de laves a été étudiée par de nombreux auteurs [48-50], dans le domaine de la vulcanologie. Des modèles numériques et des solutions semi-analytiques ont été élaborés pour la coulée d'un fluide dont les propriétés restent constantes lors de l'écoulement. L'étalement sur une surface horizontale est un écoulement à surface libre dont la force motrice est fonction de la pente de la surface libre. L'écoulement du corium lors d'un accident de fusion du cœur dépend d'une part de la gravité, d'autre part de l'inertie (à vitesse de coulée élevée) et des forces de frottement visqueux (à vitesse de coulée plus faible).

La rhéologie du corium [73, 74] évolue fortement durant son refroidissement, surtout en dessous de la température liquidus lorsque des phases cristallines apparaissent. Elle dépend d'une part de la viscosité de la phase liquide (un mélange dont les ions silicates provenant du béton sacrificiel augmentent la viscosité en formant des réseaux) qui a été décrite par exemple par Urbain [51], d'autre part de l'effet des cristaux qui se solidifient lors de l'écoulement (le type de fluide complexe formé, dit semi-solide, est décrit par exemple par Flemmings [52] et une formulation empirique de la viscosité a été proposée pour le corium [73, 77].

Le refroidissement du corium est dû aux pertes thermiques par rayonnement à la surface de la coulée et par convection au contact du substrat. Des croûtes peuvent se former à ces deux interfaces et contribuent au ralentissement de la coulée. Il existe néanmoins une résistance thermique de contact significative à l'interface corium-substrat [53], de l'ordre de 5.10⁻³ m².K/W, qui contribue à réduire le refroidissement du corium au contact du substrat. L'effet de la puissance résiduelle est faible, étant donné la faible durée de l'étalement (au maximum quelques minutes).

Griffiths et Fink [54] ont publié une étude détaillée de divers modèles d'étalement de laves en cours de solidification en fonction des forces dominantes (gravité et inertie,

gravité et viscosité, gravité et rhéologie complexe, gravité et résistance de croûtes, etc.). Ces modèles permettent d'évaluer la vitesse d'étalement du corium en fonction de sa vitesse d'écoulement dans le canal de décharge et de sa viscosité. Ils sont utilisés pour apprécier la validité des calculs d'étalement du corium réalisés pour des conditions aux limites simplifiées ne tenant pas compte du refroidissement du corium.

5.4.3.4. Programmes expérimentaux, modélisations et logiciels de simulation

5.4.3.4.1. Programmes expérimentaux

Les premiers programmes d'essais relatifs à l'étalement d'un corium résultant de la **fusion du cœur** d'un réacteur de puissance ont eu lieu à Brookhaven, aux États-Unis [55] ; ils avaient pour objectif d'étudier l'étalement du corium sur le fond du puits de cuve d'un réacteur à eau bouillante de type Mark I. En Europe, des études expérimentales et numériques de l'étalement ont été menées en vue de la mise au point du récupérateur de corium pour le réacteur EPR. La plupart de ces travaux ont été réalisés dans le cadre des projets européens COMAS (essais de refroidissement d'un corium à grande échelle réalisés par AREVA) [57], CSC (*Corium Spreading and Coolability*, essais de qualification du concept de récupérateur avec étalement du corium et du concept COMET de renoyage par le bas) [56] et ECOSTAR (*Ex-vessel CORE melt STabilization Research*, essais relatifs à l'étude des phénomènes physico-chimiques se produisant durant l'étalement et à l'efficacité du renoyage d'un corium étalé par apport d'eau par le haut ou le bas) [58].

Les programmes expérimentaux comportent des expériences analytiques permettant d'étudier l'effet des différents phénomènes physiques impliqués dans l'étalement et le refroidissement du corium (par exemple le programme CORINE en matériaux simulants [59, 60] réalisé au CEA à Grenoble, avec un cofinancement IRSN), des expériences

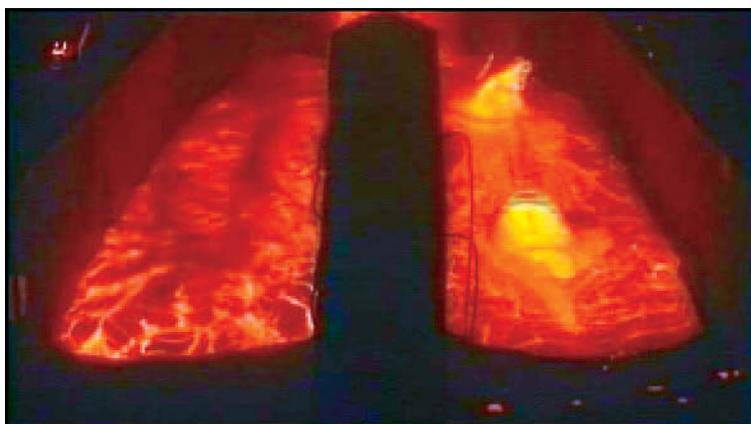


Figure 5.51. Étalement d'un corium prototypique d'un accident de fusion du cœur d'un réacteur de puissance sur des substrats en céramique (à gauche) et en béton (à droite) (essai d'étalement VULCANO VE-U7 réalisé par le CEA avec un mélange d' UO_2 et de ZrO_2 et de produits d'érosion d'un béton) [58], crédit : CEA.

semi-analytiques avec des matériaux simulants et des essais avec des matériaux prototypes¹². Les tableaux 5.6 et 5.7 présentent les caractéristiques des principaux programmes d'essais réalisés soit avec des matériaux simulants, soit avec du corium prototypique. La figure 5.51 illustre, à titre d'exemple, un essai d'étalement de corium.

Ces programmes expérimentaux (en particulier les programmes CORINE, VULCANO et KATS) couvrent la plus grande partie du domaine des variations possibles des paramètres accessibles à l'expérimentation pour ce qui concerne la géométrie, les propriétés des matériaux et les conditions aux limites.

Tableau 5.6. Programmes expérimentaux d'étalement réalisés avec des matériaux simulants.

Pro-gramme	Laboratoire	Matériaux	Échelle (volume coulé)	Géométrie	Paramètres ou effets étudiés
CORINE [59, 60]	CEA (France)	Simulants à basse température (eau, glycérol, alliages métalliques à bas point de fusion)	~ 50 litres	Secteur angulaire de 19°	<ul style="list-style-type: none"> • Débit (de 0,5 à 3 L/s). • Effet du matériau (viscosité, corps purs ou mélanges non eutectiques). • Refroidissement par le haut ou par le bas. • Effet d'un débit de gaz venant du substrat.
Greene [55]	BNL (États-Unis)	Plomb	~ 1 litre	Section carrée	<ul style="list-style-type: none"> • Masse étalée. • Surchauffe. • Effet de la hauteur d'eau.
S3E [61]	KTH (Suède)	Simulants à basse température et à température intermédiaire (1 200 °C)	5 à 20 litres	Canaux rectangulaires	<ul style="list-style-type: none"> • Débit de coulée. • Surchauffe. • Effet du matériau. • Effet du substrat (béton). • Effet de la présence d'eau avec ou sans ébullition.
SPREAD [62]	Hitachi Energy Research Laboratory (Japon)	Acier	1 à 15 litres	Canal rectangulaire Demi-disque	<ul style="list-style-type: none"> • Masse étalée. • Surchauffe. • Débit de coulée. • Effet de la géométrie de l'entrée. • Effet du substrat. • Effet de la hauteur d'eau.
KATS [63-65]	Fzk (Allemagne)	Thermite d'aluminium (Al ₂ O ₃ + Fe) vers 2 000 °C	Jusqu'à 850 litres	Canal rectangulaire Secteur angulaire de 90°	<ul style="list-style-type: none"> • Masse étalée. • Débit de coulée. • Effet du substrat. • Effet de l'adjonction de matériaux « sacrificiels ». • Nature des phase(s) étalée(s) (oxyde, métal). • Renoyage.

12. Corium (non radioactif) de composition chimique identique à celle attendue lors d'un accident de fusion du cœur, mais de composition isotopique différente (par ex. en utilisant de l'uranium appauvri ou naturel au lieu d'uranium enrichi).

Tableau 5.7. Programmes expérimentaux d'étalement réalisés avec des matériaux prototypiques.

Pro-gramme	Labora-toire	Matériaux	Échelle (volume coulé)	Géométrie	Paramètres ou effets étudiés
COMAS [57]	Siempelkamp (Allemagne)	Mélanges corium-béton-fer Température liquidus autour de 1900 °C	20 à 300 litres	Canaux rectangulaires Secteur angulaire de 45°	<ul style="list-style-type: none"> • Débits de coulée élevés (> 150 kg/s). • Effet de la silice. • Effets du substrat (céramique, métal, béton).
FARO [66]	CCR Ispra (Commission européenne)	UO ₂ + ZrO ₂ Température liquidus vers 2700 °C	~20 litres	Secteur angulaire de 19°	<ul style="list-style-type: none"> • Présence ou non d'une fine couche d'eau. • Effet d'un substrat métallique.
VUL-CANO [67]	CEA (France)	UO ₂ + ZrO ₂ + produits d'érosion du béton Température liquidus de 1900 à 2700 °C	3 à 10 litres	Secteur angulaire de 19°	<ul style="list-style-type: none"> • Débit de coulée. • Composition du corium. • Effets du substrat.

Les expériences d'étalement réalisées montrent que, pour des écoulements de corium en cours de solidification, les phases liquide et solide restent mélangées (il n'y a pas de macroségrégation, contrairement à ce qui survient lors de transitoires plus lents). La fraction solide varie continûment lors de l'écoulement. De plus, pour un corium pour lequel l'intervalle des températures solidus et liquidus est important, il apparaît en surface, au moins dans un premier temps, une « peau » dans un état pâteux (liquide-solide), plutôt qu'une croûte solide. À l'inverse, dans le cas d'un corium plus réfractaire pour lequel les températures solidus et liquidus sont proches, il se forme une croûte solide à la surface supérieure de l'écoulement, qui se fissure pour laisser passer le corium fondu. Dans ce dernier cas, les phénomènes constatés dépendent fortement de l'échelle de l'écoulement, si bien que la base expérimentale disponible, qui ne comporte que des essais à petite échelle avec des masses au moins 1 000 fois plus faibles que celles qui pourraient être mises en jeu dans le cas d'un réacteur de puissance, reste insuffisante sur le point précis de l'effet de la croûte sur la dynamique de l'écoulement. L'érosion du substrat en béton durant l'étalement reste faible ; un effet sur la vitesse d'étalement a été mis en évidence mais il est peu significatif.

Les connaissances concernant l'étalement à sec d'un corium pour le cas d'un intervalle des températures solidus-liquidus important (corium riche en matériaux peu réfractaires provenant d'un béton sacrificiel) sont suffisantes pour permettre la validation des outils de calcul et les extrapolations au cas d'un réacteur de puissance.

Pour ce qui concerne l'étalement d'un corium sous eau, les essais CORINE réalisés avec des simulants et une hauteur d'eau de l'ordre de 10 cm, indiquent qu'il peut se

produire une accumulation de corium dont l'épaisseur peut atteindre l'épaisseur de la lame d'eau située en aval de l'écoulement de corium, mais cela modifie peu l'étalement. Cependant l'extrapolation de ces résultats concernant l'étalement sous eau, qui dépendent de l'échelle (notamment de la hauteur de la coulée), au cas d'un réacteur de puissance n'est pas possible avec les connaissances existantes.

5.4.3.4.2. Modélisations et logiciels de simulation

Plusieurs logiciels de simulation mécanistes ont été développés en Europe pour modéliser l'étalement d'un corium. Le tableau 5.8 présente leurs principales caractéristiques. Ces logiciels ont fait l'objet de travaux de validation importants à l'aide des résultats des essais d'écoulement réalisés avec des matériaux simulants et avec des matériaux prototypiques. Par exemple, les exercices de comparaison de résultats de calcul réalisés avec différents logiciels sur la base de l'essai VULCANO VE-U7 (avec des matériaux prototypiques d'un corium) [72] et ceux menés sur la base de l'essai ECOKATS-1 (avec des matériaux simulants) [64] ont montré une bonne estimation par les logiciels des surfaces d'étalement observées lors des essais ; l'incertitude est de l'ordre de 20 %.

L'Institut Royal de technologie de Stockholm (KTH) a développé un modèle analytique simplifié de l'étalement du corium qui a été validé de manière satisfaisante (la précision moyenne est de l'ordre de ± 50 % sur les calculs de surfaces d'étalement) [61, 76].

Pour compléter la modélisation de l'étalement du corium, un programme de R&D réalisé par le CEA à la fin des années 1990 [73] a été consacré à l'étude de la rhéologie du corium au cours de sa solidification, en prenant en compte la variation de la viscosité du corium en fonction des vitesses d'étalement du corium le long de l'axe vertical. Il a permis d'étendre au corium des modèles de viscosité applicables aux liquides avec et sans silice, ainsi que de prédire, avec une précision suffisante, c'est-à-dire à environ un facteur 3 près, la viscosité d'un corium semi-solide en fonction de sa fraction volumique de solide [73-75]. Ces résultats de calcul de la viscosité du corium sont utilisés dans les calculs d'étalement.

L'ensemble de ces travaux a conduit à un niveau de la modélisation de l'étalement d'un corium suffisant pour prédire la cinétique de l'étalement dans les conditions d'un accident de fusion du cœur d'un réacteur de puissance. Les logiciels développés sont notamment utilisés pour vérifier, avec une incertitude raisonnable, le bon étalement du corium en fonction des conditions aux limites de différents scénarios accidentels, notamment en fonction de la température du corium et de l'évolution du débit de corium.

Tableau 5.8. Principaux logiciels de simulation de l'étalement d'un corium.

Code	Origine	Géométrie	Caractéristiques	Validation
MELTSPREAD [68]	ANL pour EPRI (États-Unis)	1D	<ul style="list-style-type: none"> Traitement de l'érosion du substrat et de l'oxydation du corium. 	<ul style="list-style-type: none"> Principalement à partir des résultats des essais de Greene.
THEMA [60]	CEA (France)	2D température et vitesse horizontale moyennées selon l'axe vertical	<ul style="list-style-type: none"> Traitement de la solidification du corium (en masse et en croûtes) et de l'érosion du substrat. Résolution 3D des équations de la chaleur dans le substrat. 	<ul style="list-style-type: none"> Essais analytiques. Essais avec des simulants et avec des matériaux prototypes d'un corium.
LAVA [69]	GRS (Allemagne)	2D température et vitesse horizontale moyennées selon l'axe vertical	<ul style="list-style-type: none"> Traitement détaillé du refroidissement du corium et de sa rhéologie. 	<i>Idem</i>
CROCO [70]	IRSN (France)	2D horizontale et verticale	<ul style="list-style-type: none"> Modélisation détaillée de la convection dans l'écoulement. Calcul de la surface libre à l'aide d'une modélisation Lagrangienne et résolution des équations de conservation sur un maillage Eulérien. 	<i>Idem</i>
CORFLOW [71]	FzK (Allemagne)	3D	<ul style="list-style-type: none"> Modélisation détaillée de la convection dans l'écoulement. Surface libre représentée par une fonction « hauteur du corium » déduite des équations de conservation de la masse et de la quantité de mouvement. 	<i>Idem</i>

5.4.3.5. Bilan et perspectives

Les programmes de R&D réalisés pour étudier l'étalement du corium ont permis d'établir que l'étalement à sec du corium formé lors d'un accident de **fusion du cœur** d'un réacteur de puissance permet son refroidissement ultérieur (l'épaisseur de corium atteinte est suffisamment faible). Ainsi, il est apparu, notamment lors des essais VULCANO, que, même lorsque la température d'un mélange corium-béton est de 100 à 200 °C en dessous de la température liquidus, ce mélange s'étale de manière suffisante, à condition que le débit de coulée soit suffisamment élevé.

La présence d'une couche d'eau de faible épaisseur (simulant l'eau qui se condenserait dans l'enceinte de confinement lors d'un accident) ou celle d'un substrat en béton (relâchant de la vapeur d'eau et du CO₂ lors de son interaction avec le corium) affectent peu l'étalement. En revanche, l'influence d'une couche d'eau plus épaisse sur l'étalement d'un corium ne peut pas être déterminée sur la base des connaissances existantes. En effet, dans ce cas, l'écoulement du corium dépend du comportement mécanique des

croûtes formées à la surface et au front de la coulée (notamment de leur fissuration) ainsi que de la fragmentation du corium ; l'étude du comportement des croûtes et du corium nécessiterait des essais complémentaires pour pouvoir disposer d'une modélisation validée.

En raison des incertitudes concernant la capacité d'une nappe de corium à s'étaler sous eau, des dispositions de conception ont été prises pour le réacteur EPR, visant à assurer la collecte du corium issu du cœur du réacteur dans le puits de cuve puis son étalement à sec (pas de présence d'eau dans la chambre d'étalement avant l'arrivée du corium) puis son refroidissement par de l'eau circulant dans les canaux de refroidissement situés sous la chambre d'étalement et enfin son refroidissement par un renoyage par le haut.

Références

- [1] *Nuclear Technology*, Édition spéciale consacrée à TMI-2, 87, 1989.
- [2] Three Mile Island reactor pressure vessel investigation project, *Proc. of an Open Forum Sponsored by OECD NEA and US NRC*, 1993.
- [3] NUREG/CR-6849, Analysis of in-vessel retention and ex-vessel fuel coolant interaction for AP1000, 2004.
- [4] J.M. Seiler, Analytical model for CHF in narrow gaps on plates and in hemispherical geometries, *Nuclear Engineering and Design* 236 (19-21), 2211-2219, 2006.
- [5] J.M. Seiler, K. Froment, Material effects on multiphase phenomena in late phase of severe accidents of nuclear reactor, *Multiphase Science and Technology* 12, 2000.
- [6] Cheung, Limiting factors for external vessel cooling, *10th Int. Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermalhydraulics* (NURETH 10), 2003.
- [7] J.M. Seiler, B. Tourniaire, F. Defoort, K. Froment, Consequences of physico-chemistry effects on in-vessel retention issue, *11th Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermalhydraulics* (NURETH 11), 2005.
- [8] M. Amblard, K. Froment, J.M. Seiler, B. Tourniaire, ANAIS experiment: consequence of water injection on a molten metal layer in the lower head, *10th Int. Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermalhydraulics* (NURETH 10), 2003.
- [9] J.M. Bonnet, J.M. Seiler, In-vessel corium pool thermalhydraulics for the bounding case, *Salt Expert Group Meeting RASPLAV Seminar*, 2000.
- [10] T. Laporte, Synthèse des études réalisées au DMT sur les conséquences d'une explosion de vapeur en cuve ou hors cuve en cas d'accident grave de REP, CEA/DEN/DMT/LM2S/RT/00-039, 2000.
- [11] E.H. Henry, R.J. Hammersley, An experimental investigation of possible In-Vessel cooling mechanisms, FAI note I:\HPA\97-1, 1997.

- [12] K.H. Kang, R.J. Park, S.D. Kim, H.D. Kim, Simulant melt experiments on the coolability through external vessel cooling strategy, *ICAPP'05 conference*, Seoul, Korea, May 15-19, 2005.
- [13] V. Asmolov, L. Kobzar, V. Nickulshin, V. Strizhov, Experimental study of heat transfer in the slotted channel at CTF facility, *OECD/CSNI Workshop on In-Vessel Core Debris Retention and Coolability*, Garching, Germany, March 3-6, 1998.
- [14] W. Köhler, H. Schmidt, O. Herbst, W. Krätzer, Thermohydraulische Untersuchungen zur Debris/Wand-Wechselwirkung (DEBRIS), Abschlussbericht Project N° 150 1017, November, 1998.
- [15] J.H. Jeong, R.J. Park, K.H. Kang, S.B. Kim, H.D. Kim, Experimental study on CHF in a Hemispherical Narrow Gap, *OECD/CSNI Workshop on In-Vessel Core Debris Retention and Coolability Garching*, Germany, March 3-6, 1998.
- [16] S.S. Abalin, I.P. Gnidoi, A.I. Surenkov, V.F. Strizhov, Data base for 3rd and 4th series of RASPLAV salt tests, OECD RASPLAV Report, 1998.
- [17] P. Roux, F. Fichot, S. De Pierrepont, D. Gobin, B. Goyeau, M. Quintard, 2005 Modeling of binary mixture phase change: assessment on RASPLAV Salt Experiments, *NURETH 11*, Avignon, 2-6 octobre, 2005.
- [18] S. Rougé, SULTAN test facility; Large scale vessel coolability in natural convection at low pressure, *NURETH 7*, Saratoga Springs September 10-15, 1995.
- [19] T.N. Dinh, T.G. Salmassi, T.G. Theofanous, The limits of coolability in AP 1000 related ULPU-2400 configuration V facility, *Proceedings of the 10th Intern Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermalhydraulics*, October 5-9, 2003, Séoul, Korea.
- [20] J.M. Seiler, A. Fouquet, K.F. Froment, F. Defoort, Theoretical analysis for corium pool with miscibility gap, *Nuclear Technology* **141** (3), 233-243, 2003.
- [21] J.L. Rempe, K.H. Suh, F.B. Cheung, Insights from investigations of In-Vessel retention for high powered reactors, *NURETH 11*, Avignon, octobre 2-6, 2005.
- [22] J.M. Seiler, G. Ducros, Reflooding of a PWR core assessment of knowledge and R&D needs. Potential contribution by Phébus, DEN/DTN/SE2T/LPTM/05-117, 2005.
- [23] M. Zabiego, F. Fichot, Experimental needs for reflooding models validation, NT SEMCA 2006/257, IRSN/DPAM, 2006.
- [24] K. Atkhen, G. Berthoud, Experimental and numerical investigations based on debris bed coolability in a multidimensional and homogeneous configuration with volumetric heat source, *Nuclear Technology* **142**, June 2003.
- [25] N. Chikki, F. Fichot, Reflooding model for quasi-intact rod configuration quench front tracking and heat transfer closure laws, *Nuclear Engineering and Design* **240** (10), 3387-3396, 2010.

- [26] M.T. Farmer, B.W. Spencer, J.L. Binder, D.J. Hill, Status and Future Direction of the Melt Attack and Coolability Experiments (MACE) Program at the Argonne National Laboratory, *Proc. of 9th Int. Conf. on Nuclear Engineering, ICONE-9697*, April 2001.
- [27] M.T. Farmer, D.J. Kilsdonk, R.W. Aeschliman, MSET-1 test data report, MACE-TR-D18, 2002 - Référence non publique.
- [28] M.T. Farmer, S. Lomperski, S. Basu, Results of reactor material experiments investigating 2D core-concrete interaction and debris coolability, *Proc. of 4th Int. Conf. on Advances in Nuclear Power Plants*, 2004.
- [29] M.T. Farmer, S. Lomperski, S. Basu, A summary of findings from the melt coolability and concrete interaction (MCCI) program, *Proceedings of ICAPP07*, Nice, France, May 13-18, 2007.
- [30] B. Tourniaire, J.M. Seiler, J.M. Bonnet, M. Amblard, Experimental study and modeling of liquid ejection through orifices by sparging gas, *Nuclear Engineering and Design* **236** (19-21), 2281-2295, 2006.
- [31] S. Lomperski, M.T. Farmer, Experimental evaluation of the water ingestion mechanism for corium cooling, *Nuclear Engineering and Design* **237** (9), 905-917, 2007.
- [32] S. Lomperski, M.T. Farmer, D. Kilsdonk, R. Aeschlimann, Small-Scale Water Ingression and Crust Strength Tests (SSWICS) SSWICS-11 Test Data Report: Thermal Hydraulic Results, OECD/MCCI-2009-TR01, Rev. 2, September, 2009.
- [33] S. Lomperski, M.T. Farmer, Measurement of the mechanical strength of corium crusts, *Proc. of 8th Int. Conf. on Advances in Nuclear Power Plants*, Seoul, Korea, June 8-12th, 2008.
- [34] J.M. Bonnet, J.M. Seiler, Coolability of corium spread onto concrete under water, the PERCOLA model, *Proc. of the 2nd OECD (NEA) CSNI specialist meeting on Core Debris-Concrete Interaction*, 1992.
- [35] B. Tourniaire, J.M. Seiler, Modeling of viscous and inviscid fluid ejection through orifices by sparging gas, *Proc. of 4th Int. Conf. on Advances in Nuclear Power Plants*, 2004.
- [36] F.P. Ricou, D.B. Spalding, Measurements of entrainment by axisymmetrical turbulent jets, *Journal of Fluids Mechanics*, 1961.
- [37] B. Tourniaire, Application of the PERCOLA ejection model to reactor scenario of molten core concrete interaction under water, *Proc. of 5th Int. Conf. on Advances in Nuclear Power Plants*, 2005.
- [38] M.T. Farmer, Phenomenological Modeling of the Melt Eruption Cooling Mechanism during Molten Corium Concrete Interaction, *ICAPP'06*, Reno, Nevada, USA, June 2006.
- [39] B. Spindler, B. Tourniaire, J.M. Seiler, K. Atkhen, MCCI analysis and applications with the TOLBIAC-ICB code based on phase segregation model, *Proc. of 5th Int. Conf. on Advances in Nuclear Power Plants*, 2005.

- [40] M.T. Farmer, B.W. Spencer, Status of the CORQUENCH model for calculation of ex-vessel corium coolability by an overlying water layer, *OECD Workshop on Ex-vessel Debris Coolability*, 1999.
- [41] M. Cranga, R. Fabianelli, F. Jacq, M. Barrachin, F. Duval, The MEDICIS code, a versatile tool for MCCI modelling, *Proc. of 5th Int. Conf. on Advances in Nuclear Power Plants*, Seoul, Korea, May 15-19, 2005.
- [42] M. Fischer, The severe accident mitigation concept and the design measures for core melt retention of the European pressurized water reactor (EPR), *Nuclear Engineering and Design* **230** (1-3), 169-180, 2004.
- [43] M. Cranga, B. Michel, F. Duval, C. Mun, Relative impact of MCCI modeling uncertainties on reactor basemat ablation kinetics, *MCCI-OECD seminar*, Cadarache, St-Paul-lez-Durance, France, October 10-11, 2007.
- [44] J.M. Seiler, B.R. Sehgal, H. Alsmeyer, O. Kymäläinen, B. Turland, J.L. Grange, M. Fischer, G. Azarian, M. Bürger, C.J. Cirauqui, European Group for Analysis of Corium recovery Concepts (EUROCORE), *FISA Conference*, 2003.
- [45] H. Alsmeyer, C. Adelhelm, H. Benz, T. Cron, G. Dillmann, W. Tromm, S. Schmidt-Stiefel, H. Schneider, G. Schumacher, T. Wenz, F. Ferderer, Corium cooling by bottom flooding: Results of the COMET investigations, *Proc. OECD Workshop on Ex-Vessel Debris Coolability*, Karlsruhe, Germany, Nov. 1999, FZKA 6475, pp. 345-355, 356-364 (2000).
- [46] C. Journeau, H. Alsmeyer, Validation of the COMET Bottom-Flooding Core-Catcher with Prototypic Corium, *Proc. of 6th Int. Conf. on Advances in Nuclear Power Plants*, Reno, NV USA, June 4-8th 2006.
- [47] K.R. Robb, M.L. Corradini, Towards understanding melt eruption phenomena during molten corium concrete interactions, *Proc. Of ICONE 18 Conf. Xi'an*, China, May 2010.
- [48] M. Dragoni, M. Bonafede, E. Boschi, Downslope flow models of a Bingham liquid: Implications for lava flows, *J. Volcanol. Geotherm. Res.* **30**, 305-325, 1986.
- [49] H.E. Huppert, The propagation of two-dimensional and axisymmetric viscous gravity currents over a rigid horizontal surface, *J. Fluid Mech.* **121**, 43-58, 1982.
- [50] N. Didden, T. Maxworthy, The viscous spreading of plane and axisymmetric gravity currents, *J. Fluid Mech.* **121**, 27-42, 1982.
- [51] G. Urbain, Viscosity estimation of slags, *Steel Res.* **58**, 111-116, 1987.
- [52] M.C. Flemmings, Behavior of metal alloys in the semisolid state, *Metall. Tran.* **22B**, 269-293, 1991.
- [53] G. Berthoud, *Freezing of Pure Melt Flowing into Tubes*, In: Ehrhard, P., Riley, D.S., Steen, P.H., Édition, *Interactive Dynamics of Convection and Solidification*, Kluwer Acad. Publ., Dordrecht, NL, pp. 249-26, 2001.

- [54] R.W. Griffiths, J.H. Fink, Effects of Surface Cooling in the Spreading of lava flows and domes, *J. Fluid Mech.* **252**, 667-702, 1993.
- [55] G.A. Greene, C. Finrock, J. Klages, C.E. Schwarz, S. B. Burton, Experimental Studies on Melt Spreading, Bubbling Heat Transfer and Coolant Layer Boiling, *Proc. 16th Water Reactor Safety Meeting*, NUREG/CP-0097, pp. 341-358, 1988.
- [56] G. Cognet, A. Alsmeyer, W. Tromm, D. Magallon, R. Wittmaack, B.R. Sehgal, W. Widmann, L. De Cecco, R. Ocelli, G. Azarian, D. Pineau, B. Spindler, G. Fieg, H. Werle, C. Journeau, M. Cranga, G. Laffont, Corium spreading and coolability: CSC Project, *Nuclear Engineering and Design* **209**, 127-138, 2001.
- [57] W. Steinwarz, A. Alemberti, W. Häfner, Z. Alkan, M. Fischer, Investigations on the phenomenology of ex-vessel core melt behaviour, *Nuclear Engineering and Design* **209** (1-3), 139-146, 2001.
- [58] H. Alsmeyer, G. Alberecht, L. Meyer, W. Häfner, C. Journeau, M. Fischer, S. Hellmann, M. Eddi, H.-J. Allelein, M. Bürger, B.R. Sehgal, M.K. Koch, Z. Alkan, J.B. Petrov, M. Gaune-Escart, E. Altstadt, G. Bandini, Ex-vessel core melt stabilization research (ECOSTAR), *Nuclear Engineering and Design* **235** (2-4), 271-284, 2005.
- [59] J.M. Veteau, R. Wittmaack, CORINE experiments and theoretical modelling. In: G. Van Goetem, W. Balz, E. Della Loggia (Eds) *FISA 95 EU Research on severe accidents*, Official Publ. Europ. Communities, Luxembourg, 1996, p. 271-285.
- [60] B. Spindler, J.M. Veteau, Simulation of spreading with solidification: assessment synthesis of THEMA code, Rapport CEA-R6053, 2004.
- [61] T.N. Dinh, M.J. Konovalikhin, B.R. Sehgal, Core Melt Spreading on a reactor Containment Floor, *Progr. Nucl. Energ.* **36** (4), 405-468, 2000.
- [62] H. Suzuki, T. Matsumoto, I. Sakaki, T. Mitadera, M. Matsumoto, T. Zama, Fundamental experiment and analysis for melt spreading on concrete floor, *Proc. 2nd ASME/JSME, Nucl. Eng. Conf.* **1**, 403-407, 1993.
- [63] G. Engel, G. Fieg, H. Massier, U. Stiegmaier, W. Schütz, KATS experiments to simulate corium spreading in the EPR code catcher concept, *OECD Workshop Ex-Vessel Debris Coolability*, Karlsruhe, Allemagne, 15-18/11/1998, 1999.
- [64] C. Spengler, H.-J. Allelein, J.-J. Foit, H. Alsmeyer, B. Spindler, J.M. Veteau, J. Artnik, M. Fischer, Blind benchmark calculations for melt spreading in the ECOSTAR project, *Proc. ICAPP '04 (Int. Conf. Advances in nuclear Power Plants)*, Pittsburg, PA, Communication n° 4105, 2004.
- [65] H. Alsmeyer, T. Cron, G. Messermer, W. Häfner, ECOKATS-2: A Large Scale Experiment on Melt Spreading and Subsequent Cooling by Top Flooding, *Proc. ICAPP '04 (Int. Conf. Advances in nuclear Power Plants)*, Pittsburg, PA, Communication n° 4134.
- [66] W. Tromm, J.J. Foit, D. Magallon, Dry and wet spreading experiments with prototypic materials at the FARO facility and theoretical analysis, *Wiss. Ber. FZKA*, 6475, 2000, pp. 178-188.

- [67] C. Journeau, E. Boccaccio, C. Brayer, G. Cognet, J.-F. Haquet, C. Jégou, P. Piluso, J. Monerris, Ex-vessel corium spreading: results from the VULCANO spreading tests, *Nuclear Engineering and Design* **223** (1), 75-102, 2003.
- [68] M.T. Farmer, J.J. Sienicki, C.C. Chu, B.W. Spencer, The MELTSPREAD-1 computer code for the analysis of transient spreading and cooling of high temperature melts, Rapport EPRI TR-103413, 1993.
- [69] H.-J. Allelein, A. Breest, C. Spengler, Simulation of core melt spreading with LAVA: Theoretical background and Status of Validation, *Wiss. Ber. FZKA*, 6475, 189-200, 2000.
- [70] B. Piar, B.D. Michel, F. Babik, J.-C. Latché, G. Guillard, J.-M. Ruggieri, CROCO: A Computer Code for Corium Spreading, *Proc. Ninth International Topical Meeting on Nuclear Thermal Hydraulics (NURETH-9)*, San Francisco, Ca., USA, 1999.
- [71] R. Wittmaack, CORFLOW: A code for the numerical simulation of free-surface flow, *Nucl. Technol.* **116**, 158-180, 1997.
- [72] C. Journeau, J.-F. Haquet, B. Spindler, C. Spengler, J. Foit, The Vulcano VE-U7 corium spreading benchmark, *Progr. Nucl. Energ.* **48**, 215-234, 2006.
- [73] M. Ramacciotti, C. Journeau, F. Sudreau, G. Cognet, Viscosity models for corium melts, *Nuclear Engineering and Design* **204** (1-3), 377-389, 2001.
- [74] J.M. Seiler, J. Ganzhorn, Viscosities of corium-concrete mixtures, *Nuclear Engineering and Design* **178** (3), 259-268, 1997.
- [75] M. Perez, J.C. Barbé, Z. Neda, Y. Bréchet, L. Salvo, Computer simulation of the microstructure and rheology of semi-solid alloys under shear, *Acta Mat.* **48** (14), 3773-3782, 2000.
- [76] C. Journeau, L'étalement du corium : hydrodynamique, rhéologie et solidification d'un bain d'oxydes à haute température, Thèse de Doctorat, université d'Orléans, 2006.
- [77] C. Journeau, G. Jeulain, L. Benyahia, J.-F. Tassin, P. Abélard, Rheology of mixtures in the solidification range, *Rhéologie* **9**, 28-39, 2006.
- [78] M. Fischer, A. Henning, EPRTM engineered features for core melt mitigation in severe accidents, *Proc. ICAPP'09*, Tokyo, Japon, 2009.

5.5. Relâchement des produits de fission en cas d'accident de fusion du cœur

Ce paragraphe traite des relâchements de produits de fission depuis le combustible dégradé ou du corium en cas d'accident de **fusion du cœur**, dans la cuve et hors de la cuve du réacteur (pour ce dernier cas, il s'agit d'un accident ayant conduit à une défaillance de la cuve avec écoulement de corium dans l'enceinte de confinement). Il traite également de leur transfert depuis la cuve du réacteur vers l'enceinte de confinement par le mélange gazeux produit lors du développement de l'accident dans le cœur (mélange de vapeur d'eau et d'hydrogène, l'hydrogène résultant principalement de l'oxydation du zirconium (Zr) des gaines) en cas de brèche dans le circuit primaire. Il décrit enfin le comportement des produits de fission dans l'enceinte de confinement.

La figure 5.52 synthétise l'enchaînement des différents processus concernant les relâchements de produits de fission et leurs transferts jusqu'à l'environnement en cas d'accident de **fusion du cœur**. Les principaux paramètres gouvernant ces différents processus sont également cités dans la figure 5.52. Leurs effets sur les relâchements de produits de fission depuis le cœur du réacteur, leurs transferts dans le circuit primaire et

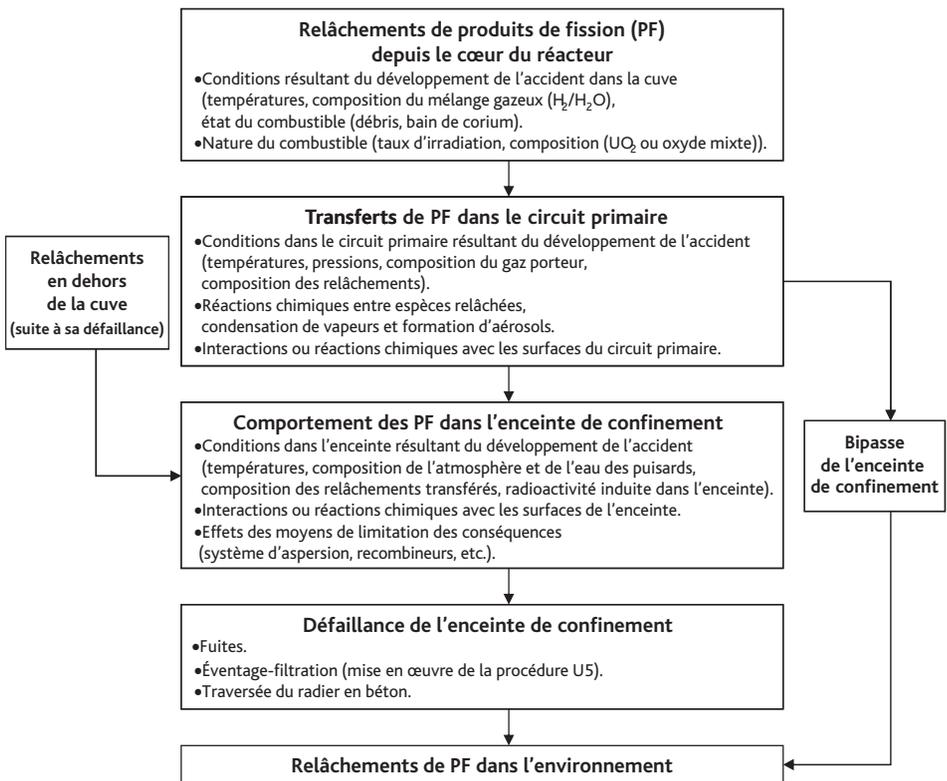


Figure 5.52. Description synthétique des processus liés aux relâchements de produits de fission et à leurs transferts jusqu'à l'environnement en cas d'accident de fusion du cœur.

leur comportement dans l'enceinte de confinement font l'objet de présentations plus détaillées dans les paragraphes qui suivent.

Des rapports OCDE/CSNI publiés en 1994 [1] et 2000 [2] présentent une vue d'ensemble du sujet. Des états de l'art plus récents sont disponibles pour la chimie de l'iode [3] et les aérosols nucléaires [4].

5.5.1. Inventaire et importances relatives des produits de fission

Les produits de fission (PF) sont créés lors des réactions de fission résultant de l'effet des neutrons sur le combustible, avec un rendement spécifique à chacun d'entre eux, dépendant du type de fission (neutrons thermiques pour l' ^{235}U ou le ^{239}Pu , neutrons rapides pour l' ^{238}U , etc.). Il est à noter que, pour certains produits de fission, par exemple le ruthénium (Ru), les rendements de fission peuvent être très différents d'un isotope à l'autre, selon que les fissions concernent l' ^{235}U ou le ^{239}Pu : le rendement de fission en % du ^{103}Ru est de 5,8 % à partir du ^{239}Pu et de 3,0 % à partir de l' ^{235}U ; en revanche, celui du ^{106}Ru est de 5,0 % à partir de ^{239}Pu mais seulement de 0,38 % à partir de l' ^{235}U .

L'inventaire des produits de fission en masse ou en nombres d'atomes s'accroît de façon quasi linéaire en fonction du taux de combustion, à raison d'environ 75 kg/(GWj/t) pour atteindre, compte tenu des décroissances radioactives de certains isotopes de produits de fission, environ 2 tonnes de produits de fission dans un cœur de REP de 900 MWe à l'équilibre. Le tableau 5.9 précise le détail de cet inventaire pour chaque produit de fission et chaque noyau lourd, ainsi que l'évolution de l'activité totale du cœur, depuis l'arrêt du réacteur jusqu'à un mois après cet arrêt.

Dans les conditions nominales d'irradiation d'un REP, les produits de fission présents dans la matrice du combustible sont dans des états chimiques divers [5] :

- sous forme d'*oxydes dissous* pour près de la moitié d'entre eux, en particulier pour le strontium (Sr), l'yttrium (Y), le zirconium (Zr), le lanthane (La), le cérium (Ce), le néodyme (Nd) ;
- sous forme de *précipités d'oxydes* pour le baryum (Ba) et le niobium (Nb) principalement ;
- sous forme de *précipités métalliques* pour le molybdène (Mo), le technétium (Tc), le ruthénium (Ru), le rhodium (Rh), le palladium (Pd) ;
- principalement sous forme d'*atomes dissous* pour les produits de fission volatils le brome (Br), le rubidium (Rb), le tellure (Te), l'iode (I) et le césium (Cs), l'état chimique de ces produits de fission n'est cependant pas complètement connu. En effet, au-delà d'une certaine température, ils peuvent migrer radialement dans les pastilles de combustible et venir se condenser dans des zones plus froides en formant des composés plus complexes avec des éléments du combustible ou d'autres produits de fission ; par exemple, le césium peut former des composés tels que des molybdates et des uranates de césium ;
- sous forme d'*atomes dissous* ou de *bulles de gaz localisées dans des positions intergranulaires ou intragranulaires* ; pour les gaz de fission, le xénon (Xe) et le krypton (Kr). Il est à noter que les gaz accumulés aux joints de grains sont les plus facilement relâchés en situation accidentelle.

Tableau 5.9. Évolution des activités des produits de fission et des actinides dans un REP 900 MWe (1) après l'arrêt du réacteur (AU = arrêt d'urgence).

Produits de fission	Masse totale à l'AU en kg (2)	Activités en fraction de l'activité totale			
		à l'AU	à 1 heure	à 1 jour	à 1 mois
As	7,39E-03	0,20%	0,01%	0,00%	0,00%
Se	3,14E+00	0,58%	0,02%	0,00%	0,00%
Br	1,16E+00	1,17%	0,20%	0,00%	0,00%
Kr	2,21 E+01	2,32%	1,46%	0,03%	0,06%
Rb	2,03E+01	3,22%	0,84%	0,01%	0,00%
Sr	5,51 E+01	4,50%	3,85%	2,57%	6,10%
Y	2,89E+01	5,84%	5,11%	3,40%	8,16%
Zr	2,10E+02	4,73%	3,83%	4,63%	10,30%
Nb	3,24E+00	7,09%	5,68%	5,93%	13,18%
Mo	1,84E+02	4,28%	2,28%	2,90%	0,01%
Tc	4,52E+01	4,82%	2,50%	2,77%	0,01%
Ru	1,37E+02	1,85%	3,11%	3,67%	10,27%
Rh	2,36E+01	2,30%	3,42%	4,96%	10,26%
Pd	5,93E+01	0,19%	0,33%	0,18%	0,00%
Ag	3,97E+00	0,14%	0,11%	0,12%	0,05%
Cd	4,00E+00	0,03%	0,02%	0,01%	0,00%
In	8,20E-02	0,13%	0,03%	0,01%	0,00%
Sn	2,65E+00	0,66%	0,15%	0,02%	0,01%
Sb	8,98E-01	1,76%	0,68%	0,17%	0,06%
Te	2,62E+01	3,85%	4,16%	2,88%	0,69%
I	1,27E+01	5,70%	8,94%	6,39%	0,65%
Xe	3,07E+02	4,33%	3,60%	5,12%	0,41%
Cs	1,61 E+02	3,82%	1,27%	0,46%	1,61%
Ba	8,21 E+01	4,67%	3,75%	3,46%	3,45%
La	6,99E+01	4,71%	5,22%	3,57%	3,25%
Ce	1,63E+02	3,61%	5,04%	7,41%	16,01%
Pr	6,21 E+01	3,10%	4,63%	5,49%	11,76%
Nd	2,07E+02	0,68%	1,07%	1,25%	0,82%
Pm	1,24E+01	0,65%	1,22%	1,65%	1,48%
Sm	3,57E+01	0,21%	0,46%	0,54%	0,00%
Eu	8,90E+00	0,08%	0,19%	0,29%	0,36%
Actinides					
U	6,99E+04	9,37%	3,91%	0,00%	0,00%
Np	3,15E+01	9,37%	22,76%	29,86%	0,02%
Pu	5,89E+02	0,05%	0,11%	0,19%	0,80%
Am	6,18E+00	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%
Cm	2,09E+00	0,01%	0,03%	0,06%	0,21%

(1) REP 900 MWe avec du combustible UO_2 enrichi à 3,70 % $d^{235}U$, 72,5 tonnes d'uranium initial, combustible chargé par quart de cœur (taux de combustion des assemblages : 10,5 GWj/tU pour le premier quart (1 cycle d'irradiation), 21 GWj/tU pour le 2^e quart (2 cycles), 31,5 GWj/tU pour le 3^e quart (3 cycles) et 42 GWj/tU pour le dernier quart (4 cycles)).

(2) Masse totale des isotopes stables et des isotopes radioactifs.

Les produits de fission radioactifs, en particulier ceux de période courte, sont minoritaires en masse mais porteurs de l'essentiel de la radioactivité et de la puissance résiduelle. Leur importance relative peut être appréciée selon deux critères principaux :

- leur impact dosimétrique en cas de rejet dans l'environnement : il varie selon la période et la nature des rayonnements émis ; à titre d'illustration la figure 5.53 indique les poids relatifs des produits de fission et des actinides sur la dose aux poumons, la figure 5.54 donnant le même type de renseignement pour les conséquences à long terme (cancers latents). Les poids relatifs indiqués pour les différents éléments proviennent d'études menées pour l'US NRC [6]. Les valeurs minimales et maximales indiquées sur les graphiques résultent d'études menées par l'IRSN sur la variabilité et les incertitudes des taux de relâchement ;
- leur contribution à la puissance résiduelle générée dans le combustible ou le corium, illustrée sur la figure 5.55 : la puissance résiduelle influe sur la progression de l'accident, par exemple sur l'instant de défaillance de la cuve ou sur l'instant de traversée du radier par le corium.

Les produits de fission stables, majoritaires en masse, peuvent avoir un effet sur la dégradation du cœur car la formation d'eutectiques dioxyde d'uranium-produits de fission ($\text{UO}_2\text{-PF}$) tend à abaisser la température de fusion du combustible [7] ; la concentration des produits de fission dans le combustible n'est pas négligeable à fort taux de combustion (ils peuvent représenter plus de 10 % du nombre total d'atomes

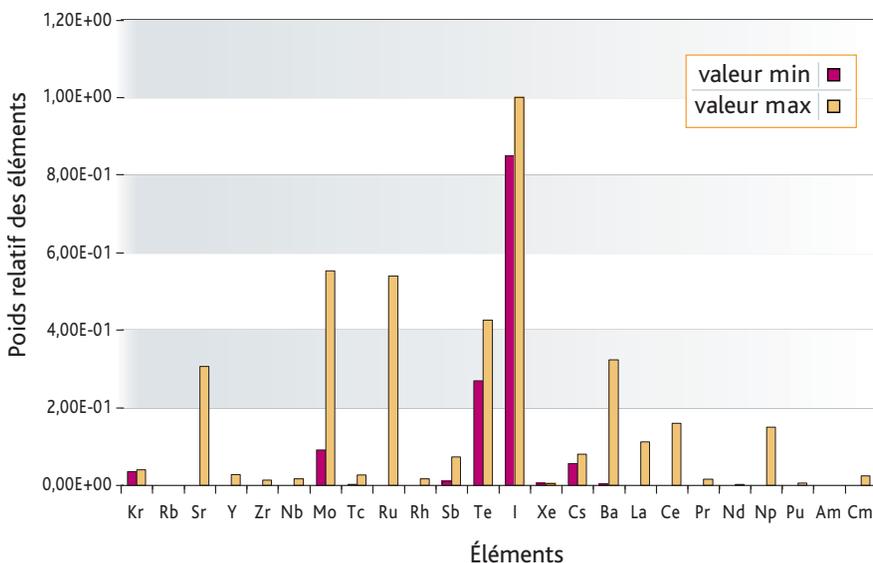


Figure 5.53. Poids relatifs des produits de fission relâchés lors d'un accident de fusion du cœur d'un REP (100 % de fusion du cœur) sur la dose aux poumons.

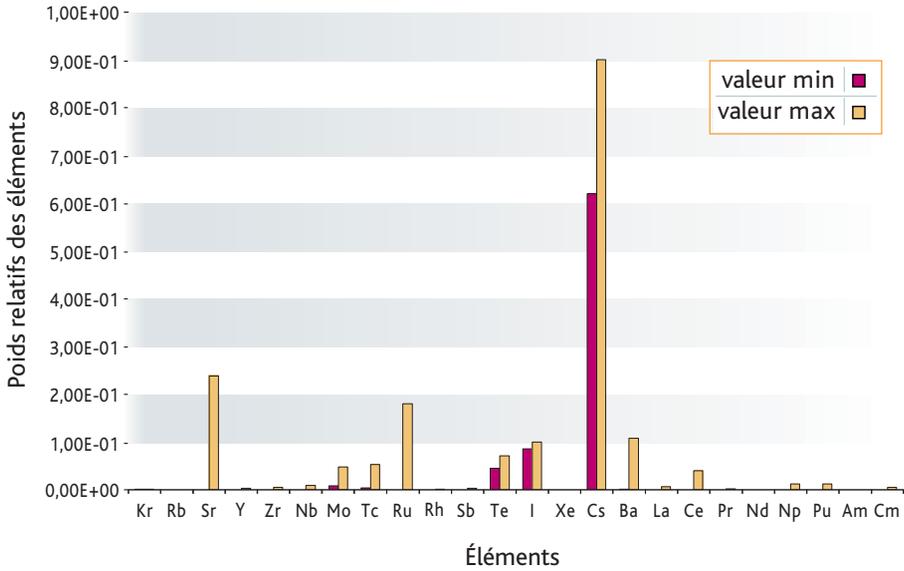


Figure 5.54. Poids relatifs des produits de fission relâchés lors d'un accident de fusion du cœur d'un REP (100 % de fusion du cœur) sur les cancers latents (exposition à long terme).

au-delà de 50 GWj/t). Par ailleurs, dans des conditions oxydantes, l'hyperstœchiométrie du combustible (teneur en oxygène supérieure à la teneur stœchiométrique UO_2) abaisse sa température de fusion [8].

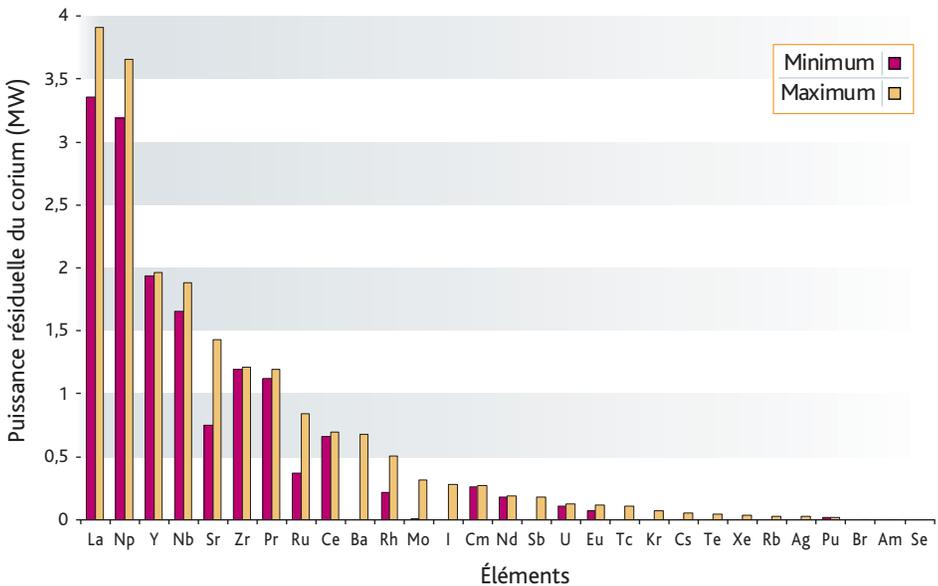


Figure 5.55. Puissances résiduelles minimale et maximale associées aux éléments présents dans le corium au moment de la défaillance de la cuve lors d'un accident de perte de réfrigérant primaire par une grosse brèche dans le circuit primaire.

5.5.2. Relâchements de produits de fission dans la cuve

L'état chimique des produits de fission présents initialement dans la matrice du combustible sous forme d'atomes ou d'oxydes dissous, de précipités d'oxydes et de précipités métalliques n'est pas figé et certains produits de fission peuvent passer d'un état chimique à un autre selon la température du combustible, la teneur en oxygène dans le combustible (qui augmente notamment avec le taux de combustion) et le taux de combustion (accroissement de la concentration des produits de fission dans la matrice du combustible). C'est en particulier le cas pour le molybdène qui précipite essentiellement sous forme métallique dans le combustible mais peut aussi être à l'état oxydé (notamment à la périphérie des pastilles dans le combustible MOX), ou pour le niobium et le strontium dont les oxydes peuvent être en partie dissous et en partie précipités dans le combustible.

5.5.2.1. Phénomènes physiques impliqués dans les relâchements de produits de fission

► Les gaz de fission

Pendant l'irradiation du combustible dans le réacteur, des gaz de fission sont créés sous forme atomique dans les grains d' UO_2 . Ces atomes de gaz diffusent en direction des joints de grains ou précipitent sous la forme de bulles intragranulaires nanométriques, ce qui ralentit leur migration vers les joints de grains ; les bulles peuvent être remises en solution sous l'action des pointes de fission (défauts créés sur le trajet des fragments de fission juste après leur création) qui accélèrent l'alimentation en gaz des joints de grains. Arrivés à la surface des grains, majoritairement par diffusion atomique, mais également par migration de bulles, les gaz de fission s'y accumulent jusqu'à coalescer sous forme de bulles plus grosses remplissant les joints et pouvant trouver un chemin jusqu'au volume « libre » du crayon [9].

Au début de l'accident, les gaz comportent :

- des atomes de gaz dissous dans la matrice du combustible ;
- des bulles de gaz intragranulaires peu mobiles ;
- des gaz accumulés aux joints de grains (bulles intergranulaires).

Leurs relâchements répondent à des mécanismes différents. La première phase de relâchement, souvent appelée *burst release*, correspond au *déstockage des gaz accumulés dans des positions intergranulaires*, auxquels il faut évidemment ajouter les gaz qui ont déjà été relâchés dans le plenum des crayons pendant le fonctionnement du réacteur (de l'ordre de quelques pour cent à 10 % selon le taux de combustion, la puissance d'irradiation et le type de combustible). Ces relâchements interviennent au début de la montée en température, autour de 1 000 °C, parfois moins pour les combustibles à fort taux de combustion.

La deuxième phase correspond au *relâchement des gaz intragranulaires par un processus de diffusion activé thermiquement*, en commençant par les atomes dissous. Enfin, la troisième phase du relâchement correspond au *relâchement des gaz*

piégés dans les bulles intragranulaires nanométriques ; la dernière bouffée intervenant souvent au moment de la fusion du combustible.

Il est donc important, pour la modélisation des relâchements de gaz, de bien quantifier les parts respectives de ces trois phases, lesquelles correspondent à des positions radiales différentes dans les pastilles de combustible et sont fonction du type de combustible (la part de gaz intergranulaires est plus élevée pour les combustibles à haut taux de combustion [pour ces combustibles la structure granulaire à la périphérie des pastilles est dégradée, ce qui conduit à davantage de porosités où les gaz peuvent s'accumuler] et les combustibles MOX).

Lors d'un accident de **fusion du cœur**, la totalité des gaz de fission est relâchée du combustible lorsque la fusion de celui-ci se produit.

► Les produits de fission non gazeux

Il est généralement admis que les relâchements de produits de fission non gazeux se font selon un double processus : (i) diffusion jusqu'aux joints de grains des produits de fission en solution dans la matrice du combustible ou des précipités de ces produits de fission lorsque la limite de solubilité de ces derniers dans le combustible est dépassée ; (ii) vaporisation avec transfert de masse à la surface des grains. Ce dernier processus dépend des réactions chimiques impliquant les produits de fission dans le combustible : par exemple, la formation d'espèces telles que des molybdates, des uranates ou des zirconates peut déterminer les transferts des produits de fission césium, baryum et strontium dans le combustible ; de même les réactions d'oxydation ou de réduction des précipités de produits de fission par la vapeur d'eau ou l'hydrogène affectent significativement les transferts de ces espèces dans le combustible. Il faut noter que les données thermodynamiques de base concernant la formation et la destruction à haute température de ces espèces présentent des incertitudes qui affectent le calcul de la chimie des produits de fission – donc de leurs transferts – dans le combustible et par voie de conséquence le calcul de leurs relâchements du combustible. La capacité de prédiction des modèles de relâchement est discutée au paragraphe 5.5.2.3.

Au-delà des relâchements hors de la matrice du combustible, des interactions chimiques avec les gaines ou les éléments de structure du cœur peuvent réduire la volatilité de certains éléments par la formation d'espèces plus réfractaires.

Enfin, hors du cœur, une fraction significative des produits de fission se condense dans les zones plus froides des structures supérieures de la cuve, avant même d'atteindre les branches chaudes du circuit primaire ou l'enceinte de confinement ; c'est notamment le cas pour les produits de fission peu volatils.

De façon qualitative, les principaux paramètres physiques qui influencent les relâchements de produits de fission sont les suivants :

- la *température* du combustible, qui est le paramètre principal, du moins jusqu'à la perte de l'intégrité des assemblages combustibles dans le cœur conduisant à une modification de la géométrie du cœur ;
- les *conditions d'oxydoréduction* au niveau du combustible, qui jouent un rôle majeur. La cinétique de relâchement des produits de fission volatils est en

particulier accélérée dans des conditions oxydantes. Par ailleurs, les relâchements globaux de certains produits de fission sont très sensibles aux conditions d'oxydoréduction. Par exemple, les relâchements de molybdène sont accrus en présence de vapeur d'eau, ceux du ruthénium peuvent être très élevés sous air ; à l'inverse, les relâchements de baryum (de même que ceux du strontium, du rhodium, du lanthane, du cérium, de l'euporium (Eu), du neptunium (Np)) sont accrus dans des conditions réductrices ;

- les *interactions avec les gaines ou avec les éléments de structure*, qui peuvent jouer un rôle non négligeable. Par exemple la présence d'étain (Sn) dans les gaines retarde les relâchements des éléments volatils que sont le tellure et l'antimoine (Sb). Le baryum, qui contribue de manière importante à la puissance résiduelle (par son descendant ^{140}La), est également partiellement piégé dans les gaines (probablement par formation de zirconates) ainsi que dans les aciers de structure ;
- la *taux de combustion* du combustible, qui conduit, s'il est plus élevé, à des relâchements plus rapides pour les produits de fission volatils et plus importants pour les espèces peu volatiles, telles que le niobium (Nb), le ruthénium, le cérium, le neptunium (Np) ;
- la *nature du combustible*, qui joue un rôle significatif : les relâchements à partir de combustible MOX sont plus élevés qu'à partir de combustible UO_2 , phénomène probablement lié à la microstructure hétérogène des combustibles MOX, avec la présence d'amas riches en plutonium (Pu), sièges de taux de combustion locaux très élevés ;
- enfin, l'*état physique du combustible* (fragmenté, solide, liquide) au cours de sa dégradation dans la cuve, qui joue un rôle important : le passage d'une géométrie « crayons dégradés » à une géométrie « lit de débris » s'accompagne d'un accroissement des relâchements, par augmentation du rapport surface/volume du combustible, alors qu'au contraire, le passage d'une géométrie lit de débris à un bain de corium ralentit les relâchements de produits de fission, ce d'autant plus qu'une croûte solide peut se former au-dessus du bain.

► Degrés de volatilité comparés des différents produits de fission

Les connaissances acquises notamment grâce à l'apport des expériences analytiques VERCORS et des essais intégraux [Phébus](#) (§ 7.3), permettent de classer schématiquement les produits de fission, y compris les gaz de fission, en quatre catégories de volatilités décroissantes (figure 5.56) :

- *les gaz de fission et produits de fission volatils* (Kr, Xe, I, Cs, Br, Rb, mais aussi Te, Sb et l'argent (Ag)) : leurs relâchements hors du combustible sont quasi totaux avant même d'atteindre la formation d'un bain de corium. La cinétique de relâchement de ces éléments est accélérée dans des conditions oxydantes et légèrement moins rapide pour Te et Sb que pour les autres produits de fission volatils à cause d'interactions avec l'étain des gaines ;
- *les produits de fission semi-volatils* (Mo, Ba, Y, Rh, Pd, Tc) : leurs taux de relâchement peuvent être très élevés, dans certains cas équivalents à ceux des produits

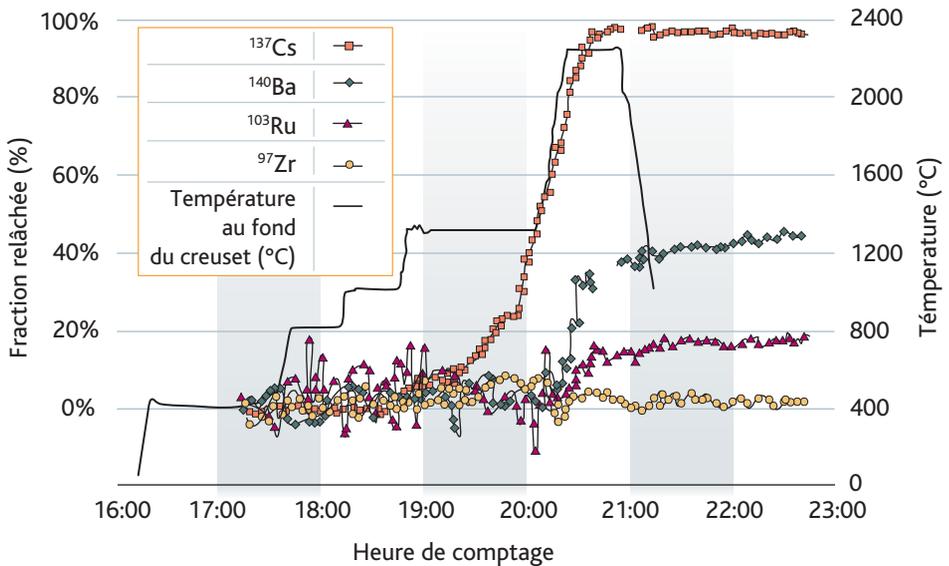


Figure 5.56. Illustration des quatre classes de volatilité des produits de fission par les résultats d'un essai VERCORS [10].

de fission volatils, mais il existe, d'une part une très grande sensibilité aux conditions d'oxydoréduction, d'autre part une rétention importante dans les structures internes supérieures de la cuve ;

- *les produits de fission peu volatils* (Sr, Nb, Ru, La, Ce, Eu, Np) : leurs taux de relâchement sont faibles mais significatifs, de l'ordre de quelques pour cent à 10 % pendant la dégradation des crayons combustibles (avant la perte de la géométrie des assemblages). Ces taux de relâchement peuvent atteindre, pour certains d'entre eux, des valeurs supérieures à 10 % pour des combustibles à très haut taux de combustion dans des conditions particulières (c'est le cas notamment du ruthénium sous air). Cependant, la rétention de ces produits de fission dans les structures internes supérieures de la cuve devrait être importante ;
- *les produits de fission non volatils* (Zr, Nd) : aucun relâchement significatif de ces deux éléments n'a été mis en évidence expérimentalement. Ce sont les deux produits de fission les plus réfractaires.

► Les actinides

La plupart des données quantitatives sur les relâchements des actinides au cours d'un accident de **fusion du cœur** proviennent du programme VERCORS [10]. L'uranium et le neptunium ont un comportement proche de celui des produits de fission peu volatils alors que celui du plutonium est plutôt à rapprocher de celui des produits de fission non volatils.

5.5.2.2. Programmes expérimentaux

Les programmes expérimentaux relatifs aux relâchements de produits de fission comportent principalement des expériences analytiques effectuées sur des tronçons de

combustibles irradiés. Elles sont utilement complétées par des essais intégraux, réalisés avec des assemblages combustibles à échelle réduite, en particulier pour étudier les effets des évolutions de la géométrie du cœur (notamment la formation d'un lit de débris et d'un bain de corium) lors de sa dégradation sur les relâchements de produits de fission.

► Expériences analytiques

Cinq programmes analytiques d'envergure ont été conduits depuis la fin des années 1970 ; il s'agit des programmes allemand SASCHA [11], américain HI/VI [12], canadien CRL [13], japonais VEGA [14] et français HEVA/VERCORS [15] ; ce dernier programme est décrit un peu plus en détail en raison de ses apports notables pour le développement et la validation des modèles de relâchement de produits de fission mis au point par l'IRSN (§ 5.5.2.3) :

- le programme SASCHA, historiquement le premier a été réalisé par FzK avec du combustible UO_2 non irradié, dans diverses atmosphères d'argon, d'air et de vapeur d'eau. Les pastilles d' UO_2 étaient spécialement fabriquées *en y incluant des additifs simulant les produits de fission du combustible*. Bien que ceci soit peu représentatif de l'implantation réelle des produits de fission dans le combustible liée à l'irradiation, le programme SASCHA a contribué à obtenir de premières estimations des relâchements d'iode et de césium jusqu'à environ 2 000 °C ;
- le programme HI/VI a été réalisé par ORNL entre 1981 et 1993 (13 essais au total). La configuration expérimentale, du moins pour les essais VI, était proche de celle retenue pour le programme VERCORS, avec une boucle expérimentale équipée de tubes à gradient thermique (TGT) pour prélever les espèces vapeurs relâchées (prélèvements permettant de déterminer les concentrations et les températures de condensation), de filtres pour prélever les aérosols, d'un condensateur et de pièges de récupération des gaz actifs. Les échantillons combustibles étaient des tronçons d' UO_2 irradiés d'environ 15 cm de longueur, gainés et fermés aux extrémités. Un trou était réalisé dans la gaine à mi-hauteur. Ce programme a donné des *résultats représentatifs très importants concernant les relâchements de produits de fission, mais limités aux produits de fission de période longue* (essentiellement ^{85}Kr , ^{106}Ru , ^{125}Sb , ^{134}Cs , ^{137}Cs , ^{144}Ce et ^{154}Eu), car les échantillons n'étaient pas ré-irradiés avant les essais ;
- le programme CRL réalisé par AECL était un programme très analytique portant sur des combustibles CANDU. Il a comporté de nombreux essais effectués sur des fragments de combustible irradié (de 100 mg à 1 g) ou sur de courts tronçons de combustible gainés. L'utilisation d'un four résistif ne permettait pas de dépasser une température de 2 000 °C lors des essais. Certains échantillons ont préalablement été ré-irradiés pour permettre de mesurer les relâchements des produits de fission de périodes courtes. L'un des enseignements importants de ce programme a été la première quantification des *relâchements importants de ruthénium sous air* ;
- le programme VEGA, réalisé par JAERI (Japon), était très proche en termes de configuration et de conditions expérimentales du programme VERCORS,

en particulier de la série des essais VERCORS HT (voir l'alinéa suivant). Dix essais ont été réalisés, huit avec du combustible UO_2 et deux avec du combustible MOX, certains d'entre eux dans une *atmosphère de vapeur d'eau jusqu'à la fusion du combustible*. Certains échantillons ont été préalablement ré-irradiés, mais dans des conditions non optimales (durée de l'irradiation trop courte par rapport à une irradiation en réacteur et durée de décroissance longue, ce qui n'a pas permis d'obtenir un contenu suffisant en produits de fission de périodes courtes). Une des particularités de ce programme est la réalisation *d'essais sous pression à 10 bars*, qui ont notamment montré une réduction des relâchements de césium ;

- le programme HEVA/VERCORS, réalisé par le CEA avec des financements de l'IRSN (IPSN à l'époque) et d'EDF, a eu pour objectif de quantifier les relâchements de produits de fission et d'actinides (cinétiques et taux de relâchement globaux) hors d'un combustible nucléaire irradié, soumis à des conditions représentatives d'un accident de *fusion du cœur*. Les essais, réalisés dans une cellule de haute activité, ont été menés avec différents types d'échantillons de combustibles irradiés dans un REP (environ 20 g de combustible), dans différentes conditions expérimentales. La plupart des échantillons étudiés ont été ré-irradiés quelques jours à basse puissance dans un réacteur expérimental pour reconstituer un inventaire de produits de fission de périodes courtes. Les échantillons ont été ensuite chauffés dans un four à induction dans une atmosphère mixte de vapeur d'eau et d'hydrogène simulant les conditions d'un accident de fusion du cœur (figure 5.57). Les relâchements de produits de fission depuis l'échantillon de combustible ont été quantifiés par des mesures par spectrométrie gamma de la décroissance de l'activité des produits de fission dans l'échantillon de combustible au cours de l'essai. Vingt-cinq essais ont été réalisés entre 1983 et 2002, en trois phases : huit essais HEVA (relâchements de produits de fission volatils et de quelques produits de fission semi-volatils jusqu'à 2 100 °C), six essais VERCORS (relâchements de produits de fission volatils, semi-volatils et de quelques produits de fission peu volatils jusqu'à 2 300 °C, température à laquelle se produisent les premiers mouvements de combustible dans l'échantillon), 11 essais HT/RT (relâchements de tous types de produits de fission jusqu'à la fusion du combustible). Ils ont permis d'établir *une base de données étendue sur les relâchements de produits de fission* : les paramètres qui ont varié au cours de ces essais sont la température maximale atteinte (en-deçà ou au-delà de la fusion du combustible), les conditions d'oxydoréduction, le taux de combustion, le type de combustible (généralement UO_2 ; deux essais ont été réalisés avec du MOX) et sa géométrie initiale (combustible intact ou débris de combustible pour simuler la formation d'un lit de débris lors d'un accident de fusion du cœur).

Il subsiste cependant des incertitudes sur les relâchements de produits de fission. C'est en particulier le cas pour les combustibles UO_2 à très hauts taux de combustion (70 GWj/t et au-delà), pour les combustibles MOX, ainsi que pour les accidents avec entrée d'air dans la cuve ou avec renoyage du combustible dans la cuve.

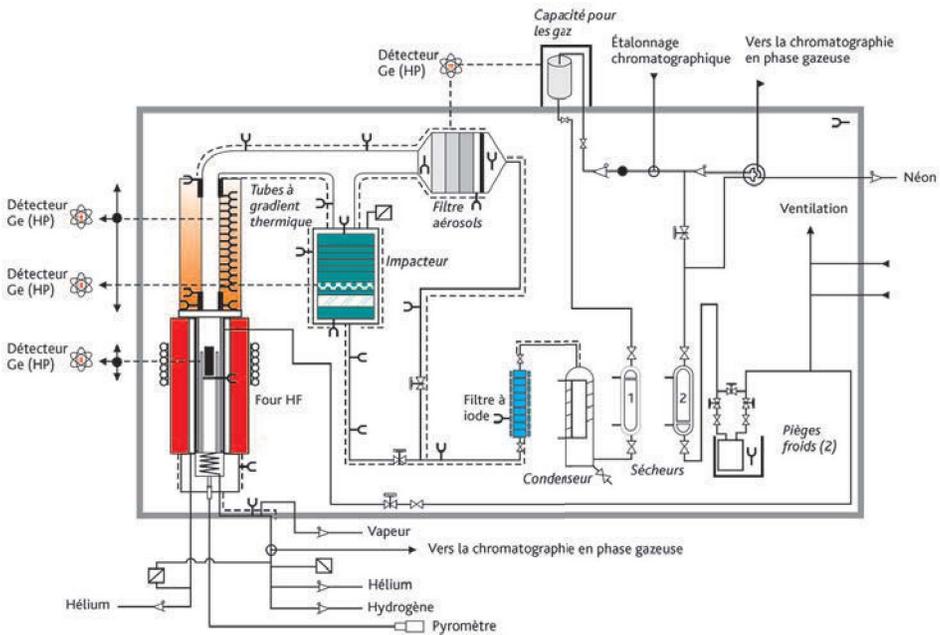


Figure 5.57. Boucle expérimentale utilisée pour les essais du programme VERCORS HT [15].

Le programme VERDON, réalisé dans l'installation du CEA du même nom, dans le cadre du programme international Terme Source [16], vise à couvrir ces sujets, hors les aspects liés au renouage. Des essais consacrés aux relâchements de produits de fission à partir d'échantillons de combustible à hauts taux de combustion, d'échantillons de combustibles MOX et d'échantillons de combustibles dans une atmosphère en air sont réalisés depuis 2011 dans une installation similaire à celle des essais VERCORS HT.

► Essais intégraux

Le programme Phébus-PF est parmi les programmes de relâchement de produits de fission réalisés le plus représentatif des conditions d'un accident de fusion du cœur, notamment pour ce qui concerne les relâchements à partir du combustible, les transferts dans le circuit primaire et le comportement dans l'enceinte de confinement des produits de fission [16]. Dans ce programme, quatre assemblages de 20 crayons combustibles (dont trois ré-irradiés afin de disposer d'inventaires représentatifs des produits de fission de périodes courtes), présentant des taux de combustion compris entre 20 et 40 GWj/tU, ont été amenés jusqu'à la fusion du combustible, et pour trois essais, jusqu'à la formation d'un bain de corium. Un essai spécifique a été mené pour étudier la dégradation d'un lit de débris jusqu'à la formation d'un bain de corium. Ce programme et les enseignements qui en ont été tirés sont décrits dans le paragraphe 7.3.

Pour ce qui concerne le relâchement des produits de fission dans la cuve, l'apport essentiel du programme Phébus-PF par rapport aux essais analytiques a été une meilleure compréhension, d'une part des relâchements de produits de fission en fonction

du développement de l'accident dans la cuve, d'autre part de l'effet sur ces relâchements des interactions chimiques avec les matériaux des gaines ou des structures en acier du cœur. Par exemple, de plus faibles relâchements de produits de fission ont été observés à partir de bains de corium par comparaison aux relâchements à partir de combustibles solides. Les mouvements de combustible dans le cœur lors de la dégradation (effondrement des crayons combustibles avec formation de débris, écoulement de corium dans des zones froides en bas des assemblages) conduisent à des pics de relâchements de produits de fission. Pour ce qui concerne l'effet des interactions chimiques, le cas du baryum est exemplaire, avec un relâchement beaucoup moins élevé que dans les essais analytiques ; cette différence de comportement est attribuée à des interactions avec les gaines des crayons combustibles et peut-être avec le fer provenant de la fusion des structures en acier du cœur, qui réduiraient la volatilité du baryum.

Pour les autres produits de fission, les résultats en termes de relâchements totaux sont très cohérents avec ceux obtenus lors des essais analytiques.

5.5.2.3. Modèles physiques et logiciels de simulation

Deux approches sont utilisées pour la modélisation des relâchements de produits de fission dans les logiciels de calcul : une approche simplifiée, qui permet une implémentation aisée dans les logiciels de calcul intégraux (voir le chapitre 8), et une approche mécaniste décrivant au mieux l'ensemble des phénomènes physiques. Ces deux approches peuvent être illustrées par les deux outils utilisés à l'IRSN : le logiciel franco-allemand ASTEC qui utilise des modèles de relâchement semi-empiriques et le logiciel mécaniste MFPR développé conjointement par l'IRSN et l'institut russe IBRAE.

► Approche simplifiée utilisée dans le logiciel ASTEC

Le logiciel ASTEC [17] modélise les relâchements de produits de fission en retenant trois catégories de relâchement :

- les relâchements de produits de fission dits *volatils* (Xe, Kr, I, Br, Cs, Rb, Sb, Te) sont gouvernés par leur *diffusion* dans les grains du combustible, le coefficient de diffusion étant fonction de la température, mais également de la teneur en oxygène du combustible. Ce coefficient est identique pour tous les produits de fission, sauf pour Sb et Te, pour lesquels un retard aux relâchements est appliqué pour tenir compte de leur rétention dans les gaines, tant que celles-ci ne sont pas totalement oxydées ;
- les relâchements de produits de fission dits *semi-volatils* sont gouvernés par les *transferts de masse* induits par leur vaporisation aux joints de grains. Les pressions de vapeur sont déterminées à l'aide de corrélations thermodynamiques établies en utilisant les solveurs GEMINI 2 (pour Sr, Ru, Ba, La) ou FACT (pour Mo, Ce, Eu) qui calculent l'état d'équilibre du système chimique impliqué en minimisant son enthalpie libre. Il est à noter que le même mécanisme de transfert de masse est appliqué à l'ensemble des produits de fission pour les relâchements à partir du bain de corium ;

- les relâchements des autres produits de fission, dits *non volatils*, sont gouvernés par la *vaporisation de l' UO_2* « surstœchiométrique » (UO_{2+x} avec une teneur en oxygène supérieure à la teneur stœchiométrique UO_2), lorsqu'il s'oxyde jusqu'à atteindre la formation de UO_3 . Cette catégorie contient également les actinides U, Np, Pu, Am, Cm.

► Approche mécaniste utilisée dans le logiciel MFPR

Le logiciel MFPR [18] est un code mécaniste 0-D qui traite les relâchements de produits de fission à partir du combustible UO_2 solide. Les produits de fission sont supposés présents dans la matrice du combustible sous forme atomique ou sous forme oxyde. Deux modélisations sont réalisées : l'une concerne les gaz de fission, la seconde les autres produits de fission.

La modélisation des gaz de fission inclut l'ensemble des phénomènes physiques précédemment décrits au paragraphe 5.5.2.1 : diffusion intragranulaire des atomes et des bulles jusqu'aux joints de grains avec modélisation des mécanismes de formation (nucléation, croissance) et de destruction (remise en solution) des bulles. Les relâchements ont lieu à partir des joints de grain après coalescence et connexion des bulles de gaz entre elles.

En 2013, la modélisation des autres produits de fission concerne 13 éléments : Cs, I, Te, Mo, Ru, Sb, Ba, Sr, Zr, La, Ce, Nd, Eu. Ceux-ci sont supposés diffuser jusqu'à la surface des joints de grains, certains s'oxydant lors de leur transfert au sein de la matrice combustible. Ils forment alors trois phases distinctes, une phase métallique, une phase ternaire, dite phase grise, composée des produits de fission sous forme d'oxydes, une phase spécifique dédiée à la forme CsI (iodure de césium). Les relâchements depuis le combustible sont gouvernés par la mise en équilibre thermodynamique de ces trois phases avec les gaz contenus dans les espaces entre les grains de combustible (joints de grains).

La validation des modèles de relâchement simplifiés et mécanistes est bien avancée : les relâchements calculés des produits de fission volatils reproduisent correctement les observations expérimentales, les résultats d'ASTEC sous-estiment toutefois légèrement les relâchements à température intermédiaire (entre 1 000 °C et 1 500 °C) du fait de l'absence de prise en compte des produits contenus dans les espaces intergranulaires. Les incertitudes les plus élevées concernent les résultats relatifs aux produits de fission semi-volatils et peu volatils, notamment en raison de la difficulté de traiter correctement les réactions chimiques avec les éléments de structure (barres de commande, structures internes du cœur du réacteur, etc.).

5.5.2.4. Relâchements de matériaux de structure

La radioactivité des matériaux de structure, liée essentiellement à leur activation, est relativement faible. Il est cependant important d'évaluer les relâchements de ces matériaux pour deux raisons : d'une part, ils peuvent réagir chimiquement avec les produits de fission, par exemple l'iode avec l'argent des barres de commande en argent-indium-cadmium (Ag-In-Cd), ou le tellure avec l'étain des gaines ; d'autre part, ils contribuent

significativement à la quantité d'aérosols émise dans l'enceinte de confinement. Les matériaux de structure s'agglomèrent avec les aérosols contenant des produits de fission, augmentant la taille moyenne des particules, ce qui contribue à un accroissement de leur sédimentation.

Les relâchements de composants des barres de commande en argent-indium-cadmium (barres des réacteurs de 900 MWe) dépendent essentiellement de leurs mécanismes de dégradation décrits au paragraphe 5.1.1.2. Lorsque les gainages des crayons en argent-indium-cadmium et les tubes guides de ces crayons sont percés, l'alliage liquide Ag-In-Cd est mis en contact avec le fluide environnant et se vaporise ; les taux de relâchement dépendent alors des pressions de vapeur de ces trois métaux. Ceci est bien connu et correctement modélisé. L'incertitude restante concerne la description des phénomènes de dégradation des crayons des barres de commande et des tubes guides. En effet, selon leur dégradation, l'alliage liquide peut être maintenu plus ou moins longtemps à température élevée avant qu'il ne s'écoule vers les zones plus froides dans la partie basse du cœur où il se solidifie, ce qui a un effet sur les quantités vaporisées.

Le carbure de bore des autres types de barres de commande (barres des réacteurs de 1 300 MWe) commence à s'oxyder lorsqu'il est mis en contact avec le fluide environnant, c'est-à-dire après la défaillance du gainage et du tube guide. Les produits d'oxydation obtenus sont de l'oxyde de bore, du monoxyde ou du dioxyde de carbone (en fonction du caractère plus ou moins oxydant du fluide). Au cours de son transfert dans le circuit primaire du cœur du réacteur vers l'enceinte de confinement, l'oxyde de bore se transforme en acide borique. Théoriquement, le monoxyde de carbone pourrait se transformer en méthane dans le circuit primaire lorsqu'y règnent des conditions réductrices ; en pratique, la formation de méthane dans le circuit primaire reste négligeable à basse pression et est très faible à haute pression car les réactions conduisant à sa formation sont trop lentes pour atteindre un rendement notable.

Lorsque les gaines des crayons combustibles sont en zircaloy, des relâchements significatifs d'étain sont observés (l'étain est un des constituants mineurs du zircaloy). C'est en fait la forme oxyde SnO_2 qui est volatile et est alors relâchée. Les mécanismes de dégradation des gaines pilotent les relâchements d'étain. Des modélisations satisfaisantes sont obtenues en considérant que la cinétique de relâchement de l'étain suit celle de l'oxydation des gaines en zircaloy.

5.5.2.5. Bilan et perspectives

La base de résultats d'essais analytiques réalisés avec des tronçons de combustible irradié est relativement étendue pour les combustibles UO_2 à taux de combustion moyen. Elle est complétée par les résultats des essais intégraux de type Phébus-PF. L'ensemble de ces essais a permis d'améliorer la compréhension des effets des différents paramètres influant sur les relâchements, tels que la température, les conditions d'oxydoréduction, les interactions avec les matériaux de structure, en particulier les gaines des crayons combustibles, le taux de combustion, la nature du combustible (UO_2 ou MOX) ainsi que son état (combustible solide ou liquéfié).

Ces résultats ont permis l'élaboration et la validation de modèles de deux types. Les modèles dits mécanistes visent à décrire la plupart des interactions dans le combustible et sont surtout utilisés pour l'interprétation d'essais. Des modèles simplifiés décrivant les phénomènes essentiels sont élaborés à partir des modèles mécanistes ; ces modèles simplifiés sont utilisés dans les logiciels intégraux tel qu'ASTEC (voir le chapitre 8).

Les hypothèses retenues pour l'interprétation des essais concernent principalement les transformations physico-chimiques au sein du combustible ; elles permettent de reproduire correctement les dépendances des relâchements aux différents paramètres (températures, taux de combustion, composition de l'atmosphère environnant le combustible). Outre le comportement des gaz de fission, le code MFPR permet ainsi de déterminer les variations de composition des différentes phases contenant des produits de fission au sein du combustible, ainsi que les spéciations chimiques des éléments concernés. Ces hypothèses souffrent cependant d'un manque de validation, laquelle devrait résulter du programme de micro-analyses d'échantillons combustibles prévu dans le cadre du programme international Terme Source (il s'agit de déterminer les répartitions des produits de fission et si possible les espèces chimiques de produits de fission dans des matrices d'échantillons de combustibles provenant d'essais de dégradation réalisés dans le cadre des programmes VERCORS et VERDON).

La base de données expérimentales est étendue au combustible MOX (deux essais) et au combustible UO_2 à fort taux de combustion (un essai) dans le cadre du programme VERDON, qui fait partie du programme international Terme Source, et qui devrait se terminer en 2014.

Les relâchements lors du renoyage de combustibles à fort taux de combustion sous forme solide ont été étudiés expérimentalement dans le cadre du programme QUENCH-ISTC. Ce programme n'a pas apporté d'enseignements importants quant aux relâchements.

Le cas des accidents avec entrée d'air dans la cuve du réacteur, par exemple lorsque le réacteur est à l'arrêt, est également examiné. Les données disponibles, principalement d'origine canadienne, montrent que, dans ce cas, le ruthénium se comporte comme un produit de fission volatil et peut être presque complètement relâché hors du combustible [19]. Des modèles ont été élaborés et un essai spécifique du programme VERDON en 2012 a été consacré aux relâchements sous air, à partir de combustible MOX.

5.5.3. Transferts de produits de fission (hors gaz de fission) dans les circuits primaire et secondaire

Les produits de fission et les matériaux de structure sont relâchés à partir du cœur essentiellement sous forme de vapeurs. Ces vapeurs se refroidissent dans la partie haute de la cuve puis dans le circuit primaire. Un certain nombre de phénomènes se produisent au cours de ce refroidissement :

- la condensation de vapeurs sur des germes de nucléation, formant des particules fines ; ce phénomène est généralement appelé nucléation homogène ;
- la condensation de vapeurs sur des particules préexistantes ; ce phénomène est généralement appelé nucléation hétérogène ;
- la condensation de vapeurs sur les parois, formant des dépôts.

Les niveaux de température auxquels se produisent ces phénomènes dépendent de la forme chimique des produits de fission et des matériaux de structure ; la chimie des produits de fission est traitée au paragraphe 5.5.6. Après condensation des vapeurs, les transferts de produits de fission et matériaux de structure dans le circuit primaire se font principalement sous forme d'aérosols, à l'exception notable de ceux de l'iode et du ruthénium qui dans certaines conditions sont transférés sous forme de gaz. Les principaux processus intervenant dans ces transferts sont représentés sur la figure 5.58.

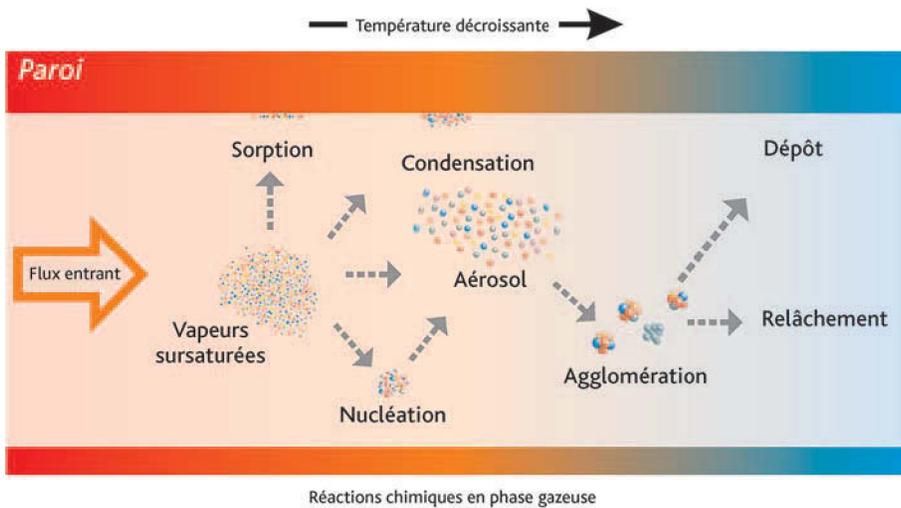


Figure 5.58. Processus déterminant les transferts de produits de fission dans le circuit primaire (transferts sous forme d'aérosols).

5.5.3.1. Phénomènes physiques intervenant dans les transferts d'aérosols

► Phénomènes de nucléation

La formation de particules par nucléation homogène peut être décrite à l'échelle des atomes et des molécules produits ou à une échelle plus macroscopique en considérant directement la formation de particules. La description macroscopique, plus simple à modéliser, donne des résultats proches de la description à l'échelle atomique ; elle est donc généralement utilisée dans les logiciels de calcul pour traiter la nucléation homogène.

La nucléation hétérogène correspond à une condensation de vapeurs sur des particules d'aérosols préexistantes, composées d'éléments moins volatils qui se sont condensés à plus hautes températures. Les modèles traitant la diffusion des molécules dans le fluide porteur sont considérés comme satisfaisants.

► Phénomènes de coagulation (ou d'agglomération)

Les aérosols formés par nucléation ont des mouvements relatifs par rapport au fluide qui les transporte, dus en particulier à la diffusion brownienne, à la turbulence et à la gravité (sédimentation). Ces mouvements conduisent à des collisions entre aérosols qui provoquent leur agglomération. Les aérosols grossissent donc au cours de leur transport ; leur taille est typiquement de quelques micromètres dans le circuit primaire.

Ces phénomènes sont bien compris et les modèles disponibles donnent des résultats de calcul satisfaisants pour les conditions des expériences. Il faut cependant noter que certains paramètres des modèles, tels que le facteur de forme des particules, qui traduit leur écart par rapport à la sphéricité, sont mal connus ; cette méconnaissance n'entraîne cependant pas d'incertitudes significatives.

► Dépôts par condensation de vapeurs

Les vapeurs de produits de fission et de matériaux de structure sortant du cœur du réacteur vont en partie se déposer par condensation sur les parois froides. Ce phénomène de dépôt est généralement modélisé en utilisant une analogie entre transferts de masse et transferts de chaleur, qui consiste à considérer que les nombres adimensionnels qui les gouvernent (les nombres de Sherwood et de Nusselt) ont les mêmes valeurs. Ceci suppose de connaître les propriétés des espèces vapeurs en jeu, en particulier leur pression de saturation. L'aspect chimique associé est traité au paragraphe 5.5.6.

Avant la réalisation des essais intégraux [Phébus-PF](#), la confiance dans les modèles de dépôt par condensation était importante. Mais ces essais ont montré que les dépôts par condensation pouvaient être sous-estimés d'un facteur allant jusqu'à deux. Plusieurs hypothèses ont été explorées par des calculs CFD ; ces calculs ont permis de conclure qu'il s'agissait d'effets liés au fait que l'écoulement du fluide dans le circuit n'était stabilisé ni thermiquement, ni hydrauliquement [20]. Dans une telle situation, les coefficients d'échange de chaleur et de transfert de masse sont augmentés et, en conséquence, les dépôts le sont également.

► Dépôts par sédimentation

Les aérosols sont soumis à l'action de la gravité qui dévie leurs trajectoires vers le bas. De ce fait, ils peuvent se déposer sur des surfaces horizontales. Ce phénomène de dépôt n'a une importance significative que pour des vitesses faibles du fluide transportant les aérosols et donc des temps de transit importants dans les circuits.

Le phénomène est bien compris et les modèles disponibles donnent des résultats de calcul satisfaisants dans les conditions des expériences.

► Dépôts par diffusion brownienne ou turbulente

Le mouvement brownien des particules, notamment pour celles dont le diamètre est inférieur à $0,1 \mu\text{m}$, peut amener ces particules en contact avec des parois où elles se déposent. Ce phénomène n'est significatif qu'en régime d'écoulement laminaire ; à vitesse

d'écoulement élevée, les aérosols se déposent sur les parois par diffusion turbulente. Les phénomènes sont bien compris et les modèles disponibles donnent, là encore, des résultats de calcul satisfaisants dans les conditions des expériences.

► Dépôts par impaction

Ce phénomène intervient surtout lors de changements de géométrie dans le circuit : coudes, changements de section, obstacles, etc. Dans un tel cas, l'inertie des aérosols les éloigne des lignes de courant et peut les amener en collision avec les parois. Un facteur important est la taille des aérosols : les dépôts par impaction concernent principalement des aérosols de grande taille.

Dans le circuit primaire, les dépôts par impaction les plus importants se produisent dans les coudes et les changements de section (par exemple, à l'entrée des tubes des générateurs de vapeur). Ces dépôts sont modélisés à l'aide de corrélations physiques qui donnent généralement des résultats satisfaisants. Le cas des dépôts dans le circuit secondaire à la suite d'une rupture de tubes de générateur de vapeur est traité ci-après.

► Dépôts par thermophorèse

Lorsque des aérosols sont transportés par un fluide chaud dans un circuit dont les parois sont plus froides que le fluide, le gradient de température entre le centre de l'écoulement chaud et l'écoulement plus froid le long de la paroi conduit à un nombre de chocs des molécules du fluide porteur avec les aérosols plus important au centre de l'écoulement qu'au voisinage de la paroi. Il en résulte un mouvement des aérosols vers la paroi, ce qui favorise leur dépôt. De nombreuses études théoriques et expérimentales ont été menées et ont permis d'élaborer des formulations des vitesses de dépôt par thermophorèse communément admises [21]. Parmi les expériences, on peut citer les essais TUBA-thermophorèse qui ont été menés à l'IPSN [22].

La validation des modèles par le calcul des expériences TUBA-thermophorèse est satisfaisante. Cependant, les essais intégraux **Phébus-PF** ont fait apparaître des différences significatives entre les résultats de calculs et les résultats expérimentaux pour les dépôts par thermophorèse dans les générateurs de vapeur : les calculs surestiment les dépôts d'environ un facteur 2 – ceci est vrai pour l'ensemble des logiciels utilisés pour les calculs des accidents de **fusion du cœur**. Plusieurs pistes ont été explorées pour expliquer ces écarts, en particulier, celle de l'influence des différences entre les essais Phébus et les essais sur lesquels les modèles ont été validés (par exemple, les différences de température entre le fluide et la paroi ou les différences des concentrations d'aérosols). Des calculs CFD de suivi des trajectoires des aérosols ont été également réalisés [24], mais aucune explication convaincante n'a été trouvée. Pour les accidents de fusion du cœur à la suite d'une grosse brèche dans le circuit primaire, les écarts entre les résultats des calculs et les résultats expérimentaux ont peu d'effet sur les relâchements calculés dans l'enceinte de confinement car la rétention dans le circuit primaire est faible. En revanche, pour les accidents avec bipasse de l'enceinte de confinement (par exemple, V_LOCA, voir § 4.2.1.3), la rétention dans les tuyauteries a une influence importante sur les rejets envisageables.

► Dépôts par diffusiophorèse

Lorsque la paroi du circuit primaire est plus froide que la température de saturation de la vapeur d'eau, il y a condensation. Cette condensation induit des flux de gaz qui entraînent des particules vers la paroi [23]. Les modèles disponibles pour le calcul des dépôts par diffusiophorèse reposent en particulier sur les résultats des essais TUBA-diffusiophorèse qui ont été réalisés par l'IPSN [25]. Ils donnent des résultats satisfaisants pour le calcul des dépôts dans le circuit primaire.

► Remise en suspension mécanique

Plusieurs phénomènes tels que, par exemple, la production de vapeur associée à un renoyage du cœur, peuvent induire des débits très importants dans les tuyauteries. Des particules déposées peuvent alors être entraînées mécaniquement. Cet entraînement peut être important dans un écoulement fortement turbulent et pour des dépôts secs. Les phénomènes de remise en suspension sont assez complexes ; en simplifiant, on peut retenir qu'il y a remise en suspension lorsque les forces aérodynamiques exercées sur les aérosols déposés sur la paroi l'emportent sur les forces d'adhésion à la paroi. Plusieurs modèles ont été élaborés, par exemple en considérant des dépôts d'aérosols sur une seule couche ou sur plusieurs couches. Leur validation repose principalement sur les résultats des essais STORM [26] qui ont été réalisés au Centre commun de recherche d'ISPRA en Italie.

Un état de l'art sur la remise en suspension des aérosols, réalisé dans le cadre du réseau européen SARNET, a permis de conclure que la validation des modèles n'était pas suffisante, notamment pour évaluer les rejets associés aux accidents avec bipasse de l'enceinte de confinement (type V_LOCA ou rupture de tubes de générateur de vapeur) pour lesquels la rétention des aérosols dans les tuyauteries est un facteur important de limitation des rejets.

► Revolatilisation

Il s'agit du phénomène inverse du dépôt par condensation de vapeurs. Lorsque les conditions thermodynamiques dans le circuit primaire (température du fluide transportant les aérosols, conditions d'oxydoréduction et concentration des vapeurs dans le fluide) changent, les vapeurs déposées peuvent se volatiliser. Compte tenu de l'importance des aspects chimiques associés, la volatilisation est traitée au paragraphe 5.5.6.

Il convient de noter que ce phénomène a été clairement mis en évidence lors des essais intégraux Phébus-PF et lors des essais VERCORS.

► Dépôts dans le circuit secondaire (générateurs de vapeur et tuyauteries)

Lors d'une rupture de tubes d'un générateur de vapeur (brèche initiale ou brèche induite), la partie secondaire de ce générateur de vapeur peut être sèche ou noyée, ce qui peut avoir un effet important sur les dépôts d'aérosols dans le circuit secondaire et donc sur les rejets. Actuellement, des hypothèses minorantes de dépôt sont utilisées

lors de l'évaluation de la rétention des aérosols du côté secondaire du générateur de vapeur accidenté (ces hypothèses majorent donc les rejets calculés) dans la mesure où il n'existe que très peu d'expériences réalisées dans des conditions représentatives. C'est pourquoi une évaluation plus réaliste de la rétention des aérosols dans le circuit secondaire d'un générateur de vapeur accidenté a été jugée nécessaire et ceci a conduit à la réalisation du programme expérimental ARTIST [27] à l'Institut Paul Scherrer (PSI) en Suisse dans le cadre d'un consortium international. Un nouveau modèle de rétention des aérosols utilisable pour les cas où le côté secondaire du générateur de vapeur est noyé a ainsi été développé.

5.5.3.2. Programmes expérimentaux, modèles physiques et logiciels de simulation

Les phénomènes relatifs à la physique des aérosols ont fait l'objet de nombreuses études expérimentales et théoriques par le passé, souvent en dehors du domaine nucléaire ; ces études ont permis d'établir des modèles de base. Ces modèles, sur lesquels il y a un bon consensus, ont été implémentés dans les logiciels de calcul utilisés pour traiter les accidents de [fusion du cœur](#), tels que le module SOPHAEROS du code intégré ASTEC pour l'[IRSN](#).

Pour ce qui concerne les transferts d'aérosols dans les circuits primaire et secondaire, deux axes d'études complémentaires ont été considérés comme prioritaires dans le cadre du réseau d'excellence européen SARNET :

- la remise en suspension mécanique : un effort a été conduit pour mieux apprécier la validité des modèles à partir des données existantes [28] (programme STORM réalisé par JRC/IE (Joint Research Centre/Institute for Energy) à la fin des années 1990) ;
- les dépôts dans le secondaire d'un générateur de vapeur accidenté : comme indiqué ci-dessus, ce sujet a fait l'objet du programme ARTIST réalisé par PSI, dont l'[IRSN](#) a été partenaire [29]. Le générateur de vapeur expérimental représentait la conception des générateurs de vapeur construits par FRAMATOME, avec toutefois une hauteur réduite à 3,8 m. Les structures internes du générateur de vapeur et les structures supérieures (séparateurs et sécheurs) étaient représentées à l'échelle 1 par rapport à un générateur de vapeur réel de la centrale suisse de Beznau. Les expérimentations ont porté sur la rétention des aérosols dans les tubes rompus au voisinage de la brèche et au-delà de la brèche, dans les séparateurs et les sécheurs, en l'absence d'eau du côté secondaire. La rétention dans un générateur de vapeur noyé a également fait l'objet d'investigations. Les facteurs de rétention déduits de ces expériences (secondaire sec ou noyé) sont utilisés pour apprécier la validité des modèles de rétention dans le secondaire d'un générateur de vapeur accidenté.

5.5.3.3. Bilan et perspectives

Les phénomènes de transport d'aérosols dans le circuit primaire sont aujourd'hui généralement bien connus et des modèles satisfaisants ont été élaborés pour les

décrire, souvent à partir de données expérimentales recueillies en dehors du domaine du nucléaire. Les phénomènes de dépôt les plus importants, tels que la thermophorèse et la diffusiophorèse, ont fait l'objet d'expérimentations spécifiques à des fins de validation des modèles.

Les modèles décrivant les phénomènes de remise en suspension mécanique de dépôts sous l'effet de forts débits sont moins bien validés. Un effort est conduit dans le cadre du réseau d'excellence européen SARNET en vue d'améliorer ces modèles.

La rétention des aérosols dans la partie secondaire d'un générateur de vapeur accidenté reste mal quantifiée, ce qui conduit à utiliser des coefficients de rétention mineurs dans les études de sûreté. Ce sujet fait l'objet d'études complémentaires sur la base des résultats du programme international ARTIST.

5.5.4. Relâchements de produits de fission en dehors de la cuve

Des relâchements de produits de fission et d'aérosols en dehors de la cuve peuvent résulter de plusieurs phénomènes susceptibles de se produire dans l'enceinte de confinement :

- des relâchements d'aérosols à partir de l'eau d'un puisard en ébullition ;
- des relâchements lors de l'interaction corium-béton ;
- la remise en suspension d'aérosols déposés sur les parois de l'enceinte.

Les aspects spécifiques à l'iode et au ruthénium, dont la chimie est complexe, sont traités au paragraphe 5.5.6.

5.5.4.1. Phénomènes physiques

► Relâchements à partir de l'eau d'un puisard en ébullition

Les aérosols relâchés dans l'enceinte de confinement lors d'un accident avec [fusion du cœur](#) se retrouvent essentiellement, après sédimentation, dans l'eau du puisard. Si celle-ci entre en ébullition, il peut y avoir remise en suspension d'aérosols. Les essais REST [30] réalisés par FzK (Allemagne) dans le passé ont permis d'élaborer des modèles semi-empiriques, en distinguant les aérosols solubles et les aérosols insolubles.

► Relâchements lors de l'interaction corium-béton

Ces relâchements concernent principalement des produits de fission semi-volatils et des produits de fission peu volatils, les produits de fission volatils ayant été relâchés précédemment lors de la dégradation et de la [fusion du cœur](#) dans la cuve. Les taux de relâchement dépendent de la composition du corium, en particulier de sa teneur en zirconium métallique qui gouverne le potentiel oxygène dans le corium et influe sur la forme chimique des produits de fission et donc sur leur volatilité. La composition du béton (béton siliceux ou béton silicocalcaire) joue

également un rôle, notamment du fait des différences en termes de production de gaz résultant de l'érosion du béton.

Les relâchements en question peuvent être estimés à partir des pressions de vapeur des produits de fission calculées à l'aide d'un logiciel de thermodynamique tel que GEMINI pour différentes compositions du corium et différents types de béton. Les valeurs les plus importantes sont obtenues pour un corium riche en zirconium et un béton siliceux. Les seuls éléments dont les relâchements sont significatifs (supérieurs à 1 %) sont le baryum et le strontium.

Les taux de relâchement obtenus étant faibles, il n'a pas été jugé opportun de mettre en place des programmes de R&D en vue d'améliorer les résultats.

► Remise en suspension d'aérosols déposés sur les parois de l'enceinte de confinement

Certains événements tels qu'une combustion d'hydrogène ou une interaction corium-eau peuvent conduire à des vitesses de gaz importantes au voisinage des parois de l'enceinte de confinement. Une remise en suspension d'aérosols déposés est alors possible. Cette remise en suspension n'est pas traitée par les modèles existants car l'influence de ces phénomènes n'apparaît pas devoir être significative en termes de conséquences radiologiques dans l'environnement.

5.5.4.2. Programmes expérimentaux, modèles physiques et logiciels de simulation

L'effet des relâchements envisageables à partir d'un puisard en ébullition et lors de l'interaction corium-béton apparaît relativement faible sur les rejets en cas d'accident de [fusion du cœur](#). Des modèles spécifiques permettant d'évaluer ces rejets existent, mais ils ne sont pas implémentés dans le logiciel de calcul intégral ASTEC présenté au chapitre 8.

5.5.4.3. Bilan et perspectives

Des relâchements de produits de fission peuvent se produire en dehors de la cuve en cas d'ébullition de l'eau du puisard (relâchements d'aérosols) ou lors d'une interaction du corium avec le béton du radier. Les études menées sur ces deux sujets n'ont mis en évidence que des taux de relâchement faibles, par rapport aux taux de relâchement dans la cuve.

La possible remise en suspension d'aérosols déposés sur les parois de l'enceinte de confinement lors d'événements « violents » tels qu'une combustion d'hydrogène, n'a pas non plus fait l'objet d'investigations détaillées car elle ne contribue pas significativement aux rejets dans l'environnement.

5.5.5. Comportement des aérosols dans l'enceinte de confinement

Les aérosols relâchés dans l'enceinte de confinement sont soumis à des phénomènes d'agglomération, de dépôt et éventuellement de remise en suspension à partir des dépôts. Les phénomènes physiques de base sont les mêmes que pour les transferts d'aérosols dans le circuit primaire. Ils dépendent des conditions thermo-hydrauliques dans l'enceinte de confinement (taux d'humidité, condensation ou non de la vapeur d'eau). Les phénomènes de dépôt prédominants sont la sédimentation et la diffusiophorèse. Par ailleurs, des systèmes de sûreté tels que l'aspersion peuvent avoir une influence importante sur la concentration d'aérosols dans l'enceinte de confinement.

5.5.5.1. Phénomènes physiques

► Phénomènes d'hygroscopicité et d'agglomération

Les phénomènes d'agglomération des aérosols sont les mêmes que dans le circuit primaire. Ils conduisent au grossissement des particules, ce qui accélère leur dépôt par sédimentation.

L'hygroscopicité peut jouer un rôle important. Certains éléments tels que l'hydroxyde de césium ont en effet la capacité d'absorber des molécules d'eau jusqu'à former des gouttelettes. Il en résulte, ici encore, un grossissement des aérosols et donc une accélération de leur sédimentation.

Des modèles permettent de calculer la taille des gouttes formées à l'équilibre en fonction de la température et du taux d'humidité.

Une difficulté pour l'utilisation de ce type de modèle réside dans les limites de la connaissance des espèces chimiques formées par les produits de fission. Il était communément admis, avant les essais [Phébus-PF](#), que le césium était relâché dans l'enceinte de confinement sous forme d'hydroxyde, très hygroscopique. Les deux premiers essais du programme Phébus-PF ont montré que ce n'était pas le cas. Des calculs thermodynamiques prenant en compte les relâchements de molybdène ont montré que la forme chimique la plus probable du césium est le molybdate de césium, ce qui est cohérent avec la volatilité mesurée du césium lors des essais en question. Cette constatation n'est cependant pas directement extrapolable à toutes les situations accidentelles envisageables car la formation du molybdate de césium dépend des conditions d'oxydoréduction dans le circuit primaire. Par ailleurs, les mêmes essais ont montré que les aérosols étaient formés d'agglomérats composés de matériaux de structure et de produits de fission relâchés, la majorité de ces éléments étant peu solubles. Ces agglomérats se révèlent être beaucoup moins hygroscopiques que l'hydroxyde de césium.

Il convient donc d'être prudent à propos de l'hygroscopicité des aérosols et des évaluations des vitesses de sédimentation des aérosols dans l'enceinte. Cependant,

ces incertitudes n'ont sans doute que très peu d'effet sur l'estimation des rejets hors de l'enceinte de confinement.

► Lessivage des dépôts par condensation de la vapeur d'eau

Les aérosols déposés sur les parois de l'enceinte de confinement peuvent être lessivés par l'eau résultant de la condensation de vapeur d'eau et être entraînés dans les puisards. Un traitement simple du phénomène dans les logiciels de calcul des rejets consiste à considérer que les aérosols insolubles ne sont pas lessivés et que les aérosols solubles le sont. La difficulté est toutefois la même que celle exposée plus haut à propos de l'hygroscopicité des aérosols : il existe des incertitudes sur la nature des espèces chimiques composant les aérosols et donc sur leur solubilité. La majeure partie des espèces chimiques du baryum et du césium étant solubles, ces deux éléments sont considérés comme solubles.

► Rabattement des aérosols par l'aspersion dans l'enceinte de confinement

Pour les REP français, l'objectif premier de l'aspersion dans l'enceinte de confinement est d'éviter une montée trop importante de la pression dans cette enceinte. Ce système permet également d'abaisser fortement, en quelques heures, la concentration des aérosols en suspension. Dans le passé, des modèles simples fondés sur l'utilisation d'une constante de temps étaient retenus pour évaluer les concentrations en suspension ; des études plus récentes permettent une meilleure description physique des phénomènes mis en jeu dans les logiciels de calcul utilisés aujourd'hui.

Le rabattement des aérosols par l'aspersion dans l'enceinte de confinement dépend des caractéristiques des gouttes, en particulier de leurs masses, de leurs vitesses et de leurs températures au cours de la chute. Les évolutions de ces paramètres dépendent des phénomènes d'évaporation et de condensation, ainsi que de la coalescence des gouttes.

Les mécanismes de piégeage des aérosols par les gouttes comprennent :

- la capture inertielle et l'interception, mécanismes qui concernent principalement les gros aérosols ;
- la diffusion brownienne, mécanisme surtout efficace pour les petites particules au voisinage des gouttes ;
- la capture phorétique, liée aux mouvements des particules dans un champ de températures, surtout efficace en partie haute de l'enceinte de confinement avant que les gouttes ne soient en équilibre thermique avec l'atmosphère.

5.5.5.2. Programmes expérimentaux, modèles physiques et logiciels de simulation

Les mécanismes de base intervenant dans le dépôt des aérosols dans l'enceinte de confinement (dépôt par diffusiophorèse et thermophorèse sur les parois de l'enceinte de confinement, dépôt par sédimentation) sont bien connus et des modèles ont été

élaborés pour les décrire, souvent à partir de données recueillies en dehors du domaine nucléaire. Ils ont été, lorsque nécessaire, validés par des expérimentations spécifiques telles que les expériences PITEAS relatives à l'étude du comportement des aérosols dans l'enceinte de confinement réalisées par l'IPSN à Cadarache [31].

Plus récemment, dans les années 2000, les travaux de R&D ont permis d'approfondir les questions relatives au rabatement des aérosols par l'aspersion, en vue de quantifier la cinétique et l'efficacité du rabatement des aérosols et de l'iode gazeux dans les enceintes de confinement des réacteurs REP français. Ces travaux comprennent :

- les essais CARAIDAS [32], réalisés par l'IRSN dans un réservoir cylindrique de 5 m de hauteur et de 0,6 m de diamètre, qui ont permis de déterminer les efficacités individuelles des différents mécanismes de collecte des aérosols et des espèces gazeuses iodées par les gouttes en régime permanent, dans différentes conditions représentatives d'un accident de **fusion du cœur** (température, pression, humidité, pH des gouttes, concentration d'iode) ;
- en termes de modélisation, l'élaboration d'une description détaillée de l'évolution physique des gouttes au cours de leur chute ainsi que des différents mécanismes de captation des aérosols, qui a été implémentée dans le logiciel intégral ASTEC. Elle a été validée sur les résultats des essais CSE [33] réalisés aux États-Unis pour la partie thermohydraulique et des essais CARAIDAS pour la partie aérosols.

5.5.5.3. Bilan et perspectives

Les différents phénomènes gouvernant le comportement des aérosols dans l'enceinte de confinement sont généralement bien connus et des modèles physiques ont été élaborés pour les décrire, souvent à partir de données déterminées en dehors du domaine nucléaire. Les phénomènes de dépôt les plus importants tels que la diffusiophorèse et la sédimentation ont fait l'objet d'expérimentations spécifiques à des fins de validation des modèles correspondants.

5.5.6. *Chimie des produits de fission*

Lors d'un accident de **fusion du cœur**, les produits de fission sont relâchés du combustible sous forme de vapeurs. La forme chimique sous laquelle ils sont relâchés dépend de l'équilibre avec la phase condensée dans laquelle ils se trouvent dans le combustible. Cet équilibre varie au cours d'un accident, principalement à cause des variations de température et des conditions d'oxydoréduction. Une fois relâchés, les produits de fission vont se trouver dans un environnement différent lors de leurs transferts dans le circuit primaire, avec des variations de la température et de la composition du fluide porteur et leur spéciation chimique dans le circuit primaire va évoluer. Les réactions chimiques principales ont lieu en phase gazeuse, mais les vapeurs peuvent aussi réagir avec les parois des tuyauteries. Les matériaux de structure relâchés hors du cœur jouent également un rôle (matériaux des barres de commande en argent-indium-cadmium ou en carbure de bore, étain des gaines en zircaloy, etc.).

La majorité des produits de fission est relâchée dans l'enceinte de confinement sous forme condensée (aérosols) ou s'y condense rapidement. Le comportement des aérosols en suspension dans l'atmosphère de l'enceinte de confinement est déterminé essentiellement par les processus de dépôt décrits au paragraphe 5.5.5.1 ; la chimie des produits de fission a peu d'effet sur ces processus. Une fraction importante des aérosols est rabattue vers l'eau du puisard, où ils sont dissous en fonction de leur solubilité.

Deux produits de fission ont un comportement particulier : en effet, de l'iode [3] et du ruthénium peuvent être présents en quantité significative sous forme gazeuse dans l'enceinte de confinement. Ces deux éléments dont les radiotoxicités sont élevées (§ 5.5.1) ont une chimie complexe, tant en phase gazeuse qu'en phase liquide, et peuvent réagir avec les surfaces peintes et les surfaces métalliques dans l'enceinte de confinement. Leurs interactions avec les produits de radiolyse de l'eau et de l'air, formés par le rayonnement émis par les produits de fission dans les puisards et l'atmosphère de l'enceinte de confinement jouent également un rôle important.

5.5.6.1. Phénomènes physiques

► Chimie des produits de fission en phase gazeuse dans le circuit primaire

La spéciation chimique des produits de fission dans le circuit primaire lors d'un accident de fusion du cœur peut être approchée en supposant, en première approximation, l'équilibre thermodynamique des réactions chimiques atteint, avec la connaissance des concentrations des différents éléments chimiques et des propriétés thermodynamiques des différentes espèces chimiques susceptibles d'être formées. Cependant, compte tenu de la complexité des systèmes chimiques impliqués, notamment à cause du nombre important d'éléments impliqués dans les réactions chimiques (produits de fission, éléments provenant de la dégradation des barres de commande et des structures du cœur, hydrogène et oxygène composant les molécules du gaz porteur), les bases de données thermodynamiques existantes ne sont pas suffisamment exhaustives ; de plus, certaines données thermodynamiques existantes présentent des incertitudes significatives. Pour ces raisons, les espèces chimiques des produits de fission présentes dans le circuit primaire ne peuvent pas être déterminées avec certitude par les calculs thermodynamiques.

Par ailleurs, l'équilibre thermodynamique n'est pas toujours atteint (c'est le cas notamment lorsque les vitesses des réactions chimiques sont trop lentes pour que les concentrations à l'équilibre des espèces formées soient obtenues). Si l'équilibre thermodynamique est très probablement atteint à haute température dans la cuve au voisinage du cœur (les réactions chimiques à haute température sont très rapides), il ne l'est sans doute pas dans les branches froides où les températures sont plus basses et, pour certaines espèces, dans les zones du circuit primaire où la température du fluide porteur décroît rapidement (notamment dans les générateurs de vapeur). Ainsi, dans les zones où la température décroît rapidement, les vitesses des réactions deviennent suffisamment lentes pour avoir un effet sur la spéciation des produits de fission : les espèces formées ne correspondent pas toujours aux espèces qui se formeraient si l'équilibre thermodynamique était atteint.

Les études menées pour déterminer les espèces formées se sont d'abord intéressées aux éléments volatils, notamment l'iode, et au système réactionnel simple limité aux éléments Cs, I, O, H [34] en tenant compte de l'influence de l'acide borique. Ces études ont conduit à conclure, que, en l'absence de bore, l'iode est transporté sous forme d'iodure de césium CsI, le césium restant se trouvant sous forme d'hydroxyde CsOH. La présence de bore peut conduire à la formation de borate de césium, moins volatil que l'hydroxyde de césium ; une partie de l'iode peut alors se transformer en acide iodhydrique HI, plus volatil que l'iodure de césium [36]. Ces études se sont appuyées sur des résultats d'expérimentations réalisées avec des produits de fission simulés, telles que celles du programme anglais FALCON [35].

Les résultats de ces premières études ont conduit les développeurs de logiciels de calcul tels que MELCOR (code américain, voir le chapitre 8), à fixer les formes chimiques des éléments transportés, sans tenir compte des réactions chimiques. Les logiciels de calcul, tels que SOPHAEROS (SOPHAEROS est un module de calcul du code intégré ASTEC, voir le chapitre 8), pour lesquels la modélisation du transport des produits de fission dans le circuit primaire a été développée plus récemment, calculent la spéciation chimique des produits de fission. Il ne s'agit pas de calculs thermodynamiques des systèmes réactionnels complets, mais de calculs simplifiés limités aux systèmes réactionnels les plus importants pour la spéciation des produits de fission, réalisés en utilisant une base de données thermodynamiques aussi étendue et validée que possible.

Les formes chimiques qui avaient été retenues sur la base des premières études mentionnées plus haut ont été remises en cause principalement par les résultats du programme Phébus-PF (§ 7.3). Un point fort de ce programme est que la source de produits de fission et de matériaux de structure est la plus réaliste qu'il soit possible de réaliser, tant du point de vue de sa composition que de la cinétique des relâchements, puisqu'elle provient d'une grappe de crayons combustibles irradiés en cours de dégradation.

Lors des essais Phébus-PF, les formes chimiques ne sont pas déterminées directement, compte tenu des limites de détection des différentes techniques pour des matériaux radioactifs en faibles quantités. En revanche, des indications indirectes sont fournies par la volatilité des éléments (températures auxquelles ils se condensent) et leur solubilité dans l'eau ou l'acide.

Pour ce qui concerne le césium, les résultats des essais du programme Phébus-PF (§ 7.3) ont montré qu'avec un fluide porteur riche en vapeur d'eau, il se trouvait majoritairement sous forme condensée à 700 °C, ce qui est incompatible avec la forme hydroxyde qui est en phase vapeur à cette température. Ces essais ont également montré qu'avec un gaz porteur riche en vapeur d'eau, les relâchements de molybdène sont plus importants qu'initialement prévu, et que le molybdène se retrouve dans le circuit primaire à une concentration bien supérieure à celle du césium, favorisant ainsi la formation de molybdate de césium, espèce moins volatile que l'hydroxyde de césium. La concentration de cette espèce est correctement calculée par le logiciel ASTEC qui dispose des données thermodynamiques relatives aux espèces impliquant l'élément molybdène. Après avoir pris connaissance des résultats des essais Phébus-PF, les développeurs du

logiciel de calcul MELCOR de l'US NRC ont modifié ce logiciel pour prendre en compte la formation de molybdate de césium.

Pour ce qui concerne l'iode, les calculs réalisés avec le logiciel ASTEC prédisent la formation d'iodure de césium ou de rubidium (de propriétés équivalentes). Les essais [Phébus](#), particulièrement l'essai FPT2, ont montré que ce n'est pas toujours le cas. Suivant les conditions d'oxydoréduction et la concentration des éléments provenant des barres de commande dans le circuit primaire (Ag, In et Cd ou B), il peut y avoir absence ou présence d'iodure de césium et d'au moins une espèce plus volatile. Cette spéciation chimique n'est pas prévue par les modèles. Le programme expérimental CHIP conduit par l'[IRSN](#) à Cadarache, consacré à la chimie de l'iode dans le circuit primaire en cas d'accident de [fusion du cœur](#), vise à fournir des indications sur les réactions chimiques impliquées et les espèces formées. Ce programme est présenté en détail au paragraphe [5.5.6.2](#).

► Interactions des produits de fission avec les parois du circuit primaire

Les vapeurs de produits de fission peuvent réagir avec les parois du circuit primaire. Certains éléments tels que le tellure peuvent être chimiquement adsorbés, ce qui accroît les dépôts. Toutefois, ceci semble ne pas se produire lorsque suffisamment d'étain (constituant du zircaloy) est transporté avec le tellure pour former du tellure d'étain. Lorsque la dégradation des gaines en zircaloy conduit à un relâchement significatif d'étain, le tellure peut être davantage transporté par les aérosols dans l'enceinte de confinement.

Les vapeurs de produits de fission condensées sur les parois métalliques vont réagir avec celles-ci. C'est en particulier le cas pour le césium dans la branche chaude du circuit primaire. Ceci a été mis en évidence par de nombreux programmes expérimentaux tels que le programme DEVAP [\[37\]](#), réalisé au centre CEA de Grenoble pour l'[IRSN](#), et le programme [Phébus-PF](#). Au cours de ce dernier, des essais de revaporation de dépôts sur des échantillons de la branche chaude de l'essai FPT1 ont montré que les interactions entre le césium et l'acier peuvent conduire à la formation de plusieurs espèces de volatilités différentes [\[38\]](#). Des phénomènes de revolatilisation de produits de fission déposés peuvent se produire après leur relâchement principal à partir du cœur lors d'un accident de [fusion du cœur](#), ce qui peut conduire, notamment en cas de défaillance différée de l'enceinte de confinement (défaillance 24 heures au moins après le début de l'accident par mode δ ou mode ε par exemple, voir [§ 4.3.3.3](#)), à des rejets sur le long terme ; ces rejets sont déterminés par la volatilité des espèces composant les dépôts.

► Chimie de l'iode dans le circuit primaire

Dans le circuit primaire, l'iode est susceptible de s'allier à un nombre important d'autres éléments (produits de fission ou matériaux de structure), notamment le césium, le rubidium, l'argent, l'indium et le cadmium. L'iode peut aussi y être présent sous forme atomique (I), sous forme moléculaire (I₂) ou sous forme d'acide iodhydrique (HI) ; ces espèces présentent la particularité d'être gazeuses dans les conditions régnant dans le circuit primaire en cas d'accident de [fusion du cœur](#).

À la suite d'études menées après l'accident de TMI-2, il était généralement admis dans les années 1980-1990 que l'iode était principalement transporté sous la forme d'iodure de césium CsI. En 1995, l'US NRC a conduit de nouvelles études visant à mieux estimer les rejets vers l'enclaustrage de confinement en cas d'accident de fusion du cœur d'un réacteur ; celles-ci ont fait l'objet du rapport de référence NUREG 1465 [40], qui indique qu'une fraction significative de l'iode (5 %) peut être relâchée dans l'enclaustrage de confinement sous forme volatile (I et HI). La détermination de ce pourcentage ne reposait pas sur des résultats expérimentaux, mais sur des calculs, pour plusieurs séquences accidentelles, de la thermodynamique du système simple Cs, I, O, H, complétés d'évaluations de l'effet des vitesses des réactions chimiques sur la spéciation de l'iode. Comme indiqué plus haut, lorsque les vitesses de réaction sont suffisamment faibles, l'iode n'a pas le temps de réagir complètement avec le césium dans le circuit primaire et il y reste alors des fractions non négligeables d'iode volatil (I et HI).

Les résultats des essais Phébus-PF ont montré que le comportement de l'iode dans le circuit primaire est en réalité plus complexe : l'iode n'y est pas toujours majoritairement présent sous forme d'iodure de césium, mais forme des espèces avec d'autres éléments relâchés lors de la dégradation du combustible et des matériaux de structure. Des évaluations thermodynamiques ont notamment montré que l'argent et le cadmium des barres de commande en argent-indium-cadmium peuvent affecter la chimie de l'iode dans le circuit primaire selon les conditions d'oxydoréduction et les niveaux de température. Un travail important de compilation et de vérification des données thermodynamiques des espèces qui pourraient être présentes dans ce circuit a été réalisé, et a permis l'implémentation de bases de données étendues dans des logiciels de calcul tels qu'ASTEC. Cependant, malgré ces efforts, les calculs thermodynamiques ne permettent toujours pas de retrouver le comportement de l'iode observé lors des différents essais du programme Phébus-PF.

Autre résultat notable des essais Phébus-PF, la présence d'iode gazeux dans l'enclaustrage de confinement dès le début de la dégradation du combustible ne peut pas être expliquée par des réactions chimiques dans l'enclaustrage ; elle est attribuée à une arrivée d'iode gazeux en provenance du circuit primaire. Les fractions d'iode gazeux transporté dans ce circuit à un instant donné par rapport à la totalité de l'iode (iode gazeux et aérosols d'iode) peuvent atteindre 30 % lors de l'essai FPT0 et 4 % lors de l'essai FPT1 [39, 41]. Il convient de noter que :

- lors de ces deux essais, les fractions maximales d'iode gazeux ont été mesurées au moment où la teneur en hydrogène dans le circuit primaire était la plus importante (de l'ordre de 50 %) ;
- il s'agit d'estimations pour une brèche en branche froide ; les résultats de l'essai FPT1 tendent à montrer que la fraction d'iode gazeux serait plus importante pour une brèche en branche chaude ;
- la différence des concentrations d'iode entre les deux essais (30 fois moins d'iode lors de l'essai FPT0, réalisé avec du combustible très peu irradié) suggère une influence des vitesses des réactions de formation de composés iodés sur la fraction d'iode gazeux ;

- la relation entre la fraction d'iode gazeux et la concentration d'hydrogène est moins claire pour l'essai FPT2 ;
- le cas de l'essai FPT0 est particulier dans la mesure où le combustible d'essai était très peu irradié et où, de ce fait, les concentrations d'iode n'étaient pas représentatives d'une séquence accidentelle réelle.

Les trois essais **Phébus** FPT0, FPT1 et FPT2 ont été réalisés avec une barre de commande en alliage argent-indium-cadmium, matériau des barres de commande des REP de 900 MWe. L'essai FPT3 a quant à lui été réalisé avec une barre de commande en carbure de bore B_4C , matériau des barres de commande des REP de 1 300 MWe et de 1 450 MWe. Lors de cet essai, la fraction d'iode sous forme gazeuse mesurée dans l'enceinte de confinement a été largement plus importante que lors des autres essais du programme : elle est supérieure à 80 % [43]. Parmi les hypothèses qui pourraient expliquer ce résultat, l'absence d'argent, d'indium et de cadmium – qui réduit le nombre d'éléments avec lesquels l'iode peut se combiner chimiquement – ainsi que la présence de concentrations élevées d'acide borique provenant de l'oxydation de la barre de commande ; l'acide borique peut se combiner avec le césium, empêchant la formation d'iodure de césium. Les réactions de combinaison de l'iode avec d'autres éléments seraient moins importantes et l'iode resterait davantage sous forme gazeuse. Le programme expérimental CHIP conduit par l'IRSN à Cadarache vise à vérifier ces hypothèses.

Il convient toutefois d'être prudent dans l'extrapolation de ces résultats expérimentaux à des séquences accidentelles réelles d'un réacteur de puissance. Si les résultats des essais FPT0 et FPT1 ont été pris en compte vers l'an 2000 dans les études relatives aux rejets envisageables en cas d'accident de **fusion du cœur** en retenant une fraction de 5 % d'iode gazeux dans le fluide sortant par la brèche du circuit primaire, des études complémentaires sont nécessaires pour tenir compte des implications pour un réacteur de puissance des résultats de l'essai **Phébus** FPT3.

► Chimie de l'iode dans le puisard de l'enceinte de confinement

L'iode relâché dans l'enceinte de confinement sous forme d'aérosols se comporte comme les autres aérosols (§ 5.5.5) qui sont majoritairement entraînés vers l'eau du puisard. La majorité des iodures métalliques (CsI, RbI, CdI_2 , InI) sont solubles, à l'exception notable de l'iodure d'argent AgI. Les iodures solubles sont dissous dans l'eau et forment des ions I^- et IO_3^- .

La quantité importante de produits de fission qui se retrouve dans le puisard de l'enceinte de confinement y crée des débits de dose importants d'où la formation de produits de radiolyse de l'eau comprenant des molécules et des radicaux réactifs tels que $\cdot OH$, $\cdot O_2^-$, H_2O_2 , etc. De nombreuses réactions chimiques se produisent, dont le résultat net est l'oxydation radiolytique des ions iodure I^- en iode volatil I_2 . La formation de I_2 dépend de nombreux paramètres, le plus important étant le pH de l'eau ; si celui-ci est maintenu basique, le taux de production de I_2 est très faible.

L'eau du puisard contient également des composés organiques provenant notamment des peintures immergées dans le puisard. Les réactions de l'iode avec les radicaux

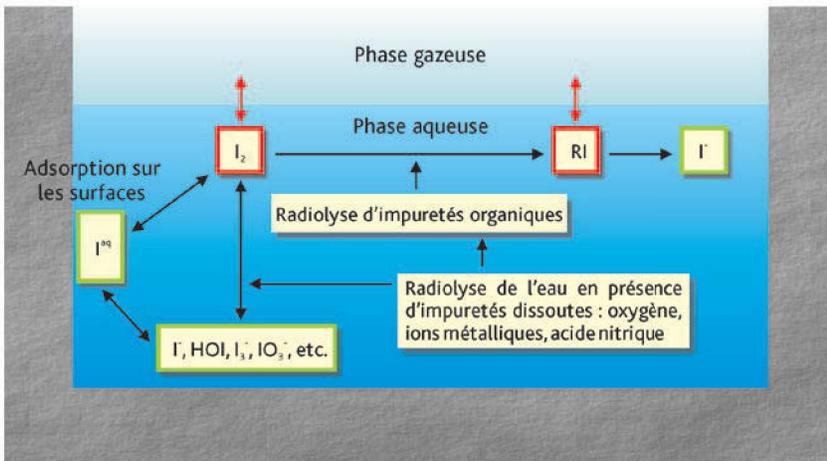


Figure 5.59. Principales réactions impliquant l'iode en phase liquide dans le puisard de l'enceinte de confinement (tiré de [3], reproduit avec l'autorisation de l'OCDE).

organiques formés par décomposition de ces composés organiques du fait des débits de dose, produisent des iodures organiques volatils tels que l'iodure de méthyle CH_3I , ou peu volatils tels que les composés de poids moléculaires plus élevés.

Ces réactions en phase liquide (figure 5.59) ont été étudiées de manière approfondie, à la fois expérimentalement et théoriquement, et les phénomènes associés sont globalement bien compris [45, 46]. Il subsiste toutefois des incertitudes sur l'effet de certaines impuretés telles que, par exemple, les ions NO_3^-/NO_2^- produits par la radiolyse des gaz de l'atmosphère de l'enceinte (la radiolyse produit notamment de l'acide nitrique HNO_3 qui est entraîné vers le puisard par la vapeur d'eau qui se condense), les ions Fe^{2+}/Fe^{3+} provenant des surfaces en acier en contact avec la phase liquide présente dans le puisard (ces ions proviennent de réactions de corrosion), ou les ions Cl^- qui pourraient provenir de la pyrolyse des câbles lors d'un accident où interviendrait un incendie dans l'enceinte de confinement. L'effet de ces impuretés fait donc encore l'objet de programmes expérimentaux menés en particulier au Canada et en Suisse, notamment dans le cadre du programme international BIP (*Behaviour of Iodine Project*) réalisé sous l'égide de l'OCDE.

Lors des premiers essais du programme Phébus-PF, l'argent provenant des barres de commande en alliage argent-indium-cadmium a réagi dans le puisard avec l'iode en phase liquide pour former de l'iodure d'argent insoluble. Si l'argent est suffisamment en excès par rapport à l'iode (s'agissant d'une réaction entre des particules d'argent et l'iode solubilisé sous forme d'iodure I^- ou sous forme d'iode I_2 , le nombre de sites actifs à la surface des particules d'argent doit être suffisamment élevé pour réagir avec une grande partie de l'iode), la concentration des ions iodure I^- diminue très fortement dans le puisard, conduisant à une très faible production par radiolyse d'iode gazeux I_2 . Ces phénomènes ont été quantifiés et des modèles ont été mis au point à partir des résultats d'expériences dédiées, notamment les essais Phébus-RTF consacrés à l'étude

des réactions de l'iode avec l'argent dans le puisard [47], réalisés par AECL au Canada et les essais consacrés à l'étude de la stabilité de l'iodure d'argent AgI réalisés par PSI en Suisse dans le cadre du programme Phébus-PF [48].

► Chimie de l'iode dans l'atmosphère de l'enceinte de confinement

L'iode gazeux présent dans l'atmosphère de l'enceinte de confinement a deux origines :

- l'iode gazeux sortant par la brèche du circuit primaire ;
- l'iode gazeux produit par des réactions radiolytiques dans l'eau du puisard.

Les transferts d'iode gazeux à partir du puisard obéissent à des lois classiques de transfert de masse. Des modèles de transfert de masse existent, applicables à un puisard avec évaporation et sans évaporation de vapeur d'eau vers l'atmosphère de l'enceinte de confinement.

L'iode présent dans la phase gazeuse de l'enceinte de confinement réagit avec les différentes surfaces de cette enceinte, principalement les surfaces métalliques et les surfaces peintes. Il s'agit de réactions d'adsorption et de désorption, tant physiques que chimiques. Ces réactions sont fonction de la température et du débit de dose.

Les données existantes sur l'adsorption et la désorption de l'iode proviennent d'expériences réalisées à l'échelle du laboratoire ou d'essais plus globaux tels que les essais dans l'installation RTF [49] au Canada et l'installation CAIMAN [50] en France. Les paramètres expérimentaux explorés ont été principalement le type de peinture, son vieillissement, la température et le débit de dose. Les corrélations qui en ont été déduites correspondent à des cinétiques du premier ordre.

En matière de sûreté, les interactions de l'iode avec les peintures sont très importantes car elles conduisent à la formation d'iodures organiques gazeux qui ne sont pas retenus par les filtres, en particulier en cas d'ouverture du dispositif de décompression-filtration de l'enceinte (procédure U5, voir § 4.3.3.3). Les taux de production d'iodure organique ont été établis à partir des résultats d'un grand nombre d'essais à petite échelle avec des surfaces peintes sur lesquelles de l'iode avait été préalablement déposé, exposées sous rayonnement à une atmosphère représentative de celle de l'enceinte de confinement. Ces essais ont montré que l'effet du rayonnement est plus important que celui de la température. Les résultats des essais ont été utilisés pour développer des modèles semi-empiriques. Toutefois, compte tenu de la dispersion des résultats et de la difficulté à distinguer l'influence des différents paramètres, les modèles ne permettent de retrouver les résultats expérimentaux qu'à environ un ordre de grandeur près.

L'iode moléculaire I_2 est oxydé sous rayonnement par les produits de radiolyse des gaz de l'atmosphère de l'enceinte (ozone et oxydes d'azote) pour former des oxydes et des nitroxydes d'iode ; ces composés sont moins volatils que l'iode moléculaire, notamment parce qu'ils peuvent réagir avec la vapeur d'eau pour former

des composés qui sont entraînés vers le puisard. Plusieurs réactions se produisent simultanément (figure 5.60) :

- la formation et la destruction sous rayonnement des espèces oxydantes (ozone et oxydes d'azote) ;
- les interactions des espèces oxydantes avec les surfaces métalliques et avec les surfaces peintes ;
- les réactions des espèces oxydantes avec l'iode ;
- les réactions de l'iode avec les surfaces métalliques et avec les surfaces peintes.

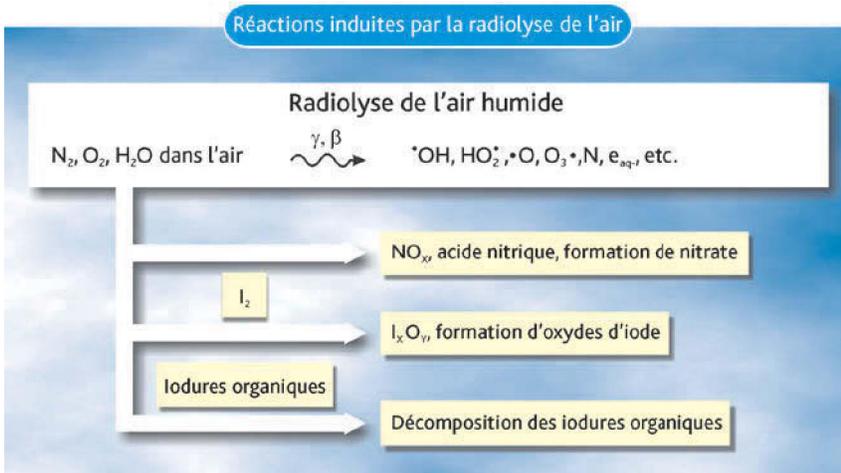


Figure 5.60. Principales réactions impliquant l'iode et les produits de radiolyse dans l'atmosphère de l'enceinte (tiré de [3], reproduit avec l'autorisation de l'OCDE).

Les essais réalisés lors des premières études sur l'effet des produits de radiolyse de l'air, notamment de l'ozone, avaient mis en œuvre des concentrations d'iode élevées ; les modèles qui en avaient été déduits étaient difficilement extrapolables aux conditions d'une situation accidentelle de **fusion du cœur** d'un réacteur de puissance. Des essais réalisés plus récemment (programme PARIS [51]) ont permis une meilleure compréhension des phénomènes et d'identifier les paramètres les plus influents.

L'iode organique CH_3I est également détruit par les réactions avec les produits de radiolyse de l'air. Les essais réalisés montrent que le taux de destruction de l'iode organique est proportionnel à la dose et que la température n'a qu'un faible effet sur la vitesse de la réaction de destruction.

Un mécanisme important qui abaisse la concentration d'iode gazeux dans l'enceinte de confinement est sa captation par les gouttes de l'aspersion [32]. Les processus mis en jeu sont :

- le transfert de l'iode de la phase gazeuse aux gouttes ;
- les transferts à l'interface gaz-gouttes et dans les gouttes ;
- les réactions chimiques en phase liquide dans le puisard.

La captation de l'iode moléculaire gazeux dépend du pH des gouttes ; elle est plus efficace si le pH est basique, ce qui est le cas lors de l'utilisation de l'aspersion dans l'enceinte de confinement en mode direct. L'iode organique CH_3I n'est pas capté efficacement par les gouttes, contrairement à l'iode moléculaire I_2 .

Les essais RECI [52], réalisés par l'IRSN au début des années 2000, ont étudié les interactions possibles de l'iode dans les recombineurs. Les phénomènes qui interviennent alors sont :

- l'échauffement des aérosols d'iodures métalliques (CsI , AgI , CdI_2 , etc.) lors de leur passage entre les plaques des recombineurs ;
- la vaporisation et la dissociation des iodures conduisant à la formation d'iode dissocié gazeux dans les zones les plus chaudes ;
- la trempe thermique à la sortie des recombineurs qui entraîne la formation d'iode moléculaire gazeux et d'aérosols fins par nucléation.

Les essais RECI à petite échelle ont été complétés plus récemment par des essais à plus grande échelle utilisant des recombineurs réels dans le cadre du projet OCDE/THAI [53]. La production d'iode gazeux par dissociation des iodures au niveau des recombineurs a été quantifiée et son impact sur les rejets d'iode en cas d'accident de fusion du cœur évalué. Il n'est pas nul, mais inférieur à celui lié à d'autres phénomènes tels que l'iode gazeux injecté depuis le circuit primaire dans l'enceinte de confinement.

► Chimie du ruthénium

Comme indiqué plus haut au paragraphe 5.5.2, du ruthénium peut être relâché en quantités importantes à partir du combustible lors d'un accident avec dégradation du combustible en présence d'air. Il peut s'agir d'un accident de fusion du cœur d'un réacteur, après la percée de la cuve, ou d'un accident de manutention de combustible irradié, voire d'un accident de dénoyage d'une piscine d'entreposage de combustibles irradiés [54]. Le ruthénium peut avoir un impact dosimétrique important en cas de rejet dans l'environnement, voisin de celui de l'iode à court terme et de celui du césium à moyen terme [6]. Par ailleurs, sa chimie est très complexe.

Le ruthénium, qui se trouve sous forme métallique dans le combustible, est, en présence d'air, relâché principalement sous forme de dioxyde RuO_2 . Lorsqu'il atteint des zones plus froides du circuit primaire, le dioxyde RuO_2 peut, soit se condenser sur les parois, soit s'oxyder, ce qui conduit à la formation de tétraoxyde RuO_4 gazeux. Le tétraoxyde gazeux peut à son tour réagir avec les parois et se déposer sur celles-ci sous forme de dioxyde RuO_2 . Dans les zones plus froides du circuit primaire, cette dernière réaction peut, du fait de sa cinétique, ne pas être complète et une fraction du ruthénium peut alors subsister sous forme de tétraoxyde gazeux. Le comportement du ruthénium dans le circuit primaire a été étudié lors des essais RUSSET [55–57] réalisés par AEKI (Hongrie) et des essais réalisés par VTT [58] en Finlande. Ces essais de vaporisation de ruthénium dans différentes conditions d'oxydoréduction ont mis en évidence, malgré des dépôts importants sur les parois des circuits, l'existence de ruthénium gazeux dans les zones les plus froides de ces circuits. Lors des essais RUSSET, des pressions partielles de

ruthénium gazeux correspondant à l'équilibre entre le tétraoxyde gazeux et le dioxyde déposé ont été mesurées à des températures de l'ordre de 600 à 700 °C.

Comme cela a été dit plus haut, le tétraoxyde de ruthénium gazeux peut réagir avec les parois des tuyauteries et y rester piégé. Ces effets ont été étudiés expérimentalement par VTT [58] en Finlande. Les dépôts de ruthénium (sous forme de RuO_2 , le tétraoxyde ayant été réduit lors des réactions avec les parois) ont été mesurés sur des tubes en alumine et en acier. Les dépôts sur les tubes en alumine sont faibles alors que les dépôts sur les tubes en acier sont importants, sauf en présence de vapeur d'eau ; ce dernier résultat n'est pas expliqué. La conclusion tirée de ces essais est qu'une fraction significative de ruthénium peut être relâchée sous forme gazeuse dans l'enceinte de confinement.

Le comportement de ce ruthénium gazeux dans l'enceinte de confinement a fait l'objet d'expérimentations à l'IRSN [59–63] dans le cadre du programme « ruthénium enceinte », partie du programme international Terme Source. Ont été étudiés les phénomènes d'adsorption et de désorption du ruthénium gazeux des parois en acier et des surfaces peintes ; l'effet des rayonnements qui conduisent à la formation de produits de radiolyse de l'air tels que l'ozone ; les réactions du ruthénium déposé sur les parois de l'enceinte ou dissous dans l'eau du puisard avec ces produits, qui peuvent entraîner une revolatilisation de ruthénium gazeux.

Les résultats de ces essais suggèrent que, si du tétraoxyde de ruthénium gazeux est présent dans l'enceinte de confinement, une part significative de ce ruthénium gazeux peut rester en suspension dans l'atmosphère de l'enceinte de confinement malgré les dépôts sur les parois de celle-ci. Ils suggèrent par ailleurs que le ruthénium déposé sur les parois ou dissous dans l'eau du puisard peut être revolatilisé sous l'effet des rayonnements. Les cinétiques de ces réactions ont été établies, permettant de bâtir des modèles utilisables pour déterminer les quantités de ruthénium présentes sous forme gazeuse dans l'enceinte de confinement d'un réacteur de puissance lors d'un accident de [fusion du cœur](#).

5.5.6.2. Programmes expérimentaux, modèles physiques et logiciels de simulation

► Chimie des produits de fission dans le circuit primaire

Pour ce qui concerne le comportement des produits de fission dans le circuit primaire, les comparaisons entre résultats de calculs et expériences sont menées surtout pour les dépôts de produits de fission sur les parois du circuit primaire et pour les quantités de produits de fission relâchées dans l'enceinte de confinement. Les travaux d'interprétation réalisés dans le domaine, notamment pour les essais [Phébus-PF](#) et VERCORS HT avec le logiciel ASTEC, ont permis de compléter les bases de données thermodynamiques utilisées pour les calculs relatifs à la chimie des produits de fission dans le circuit primaire. Les résultats obtenus en utilisant les bases de données thermodynamiques complétées, dorénavant intégrées dans le logiciel ASTEC, sont satisfaisants, excepté pour simuler le comportement de l'iode mesuré lors des essais [Phébus-PF](#).

En particulier, les calculs ASTEC ne prédisent pas correctement les fractions d'iode gazeux présentes dans le circuit primaire. Le programme expérimental CHIP a donc été démarré en 2005 en vue d'obtenir des données complémentaires sur la chimie de l'iode dans le circuit primaire, tant en termes de thermodynamique qu'en termes de cinétique chimique. Ce programme comprend deux types d'essais réalisés par l'IRSN à Cadarache :

- des essais analytiques où sont étudiés des systèmes chimiques comportant, en plus de l'hydrogène et de l'oxygène (éléments constituant du gaz porteur), l'iode et un seul autre élément en vue d'obtenir des données sur la cinétique et la thermodynamique des réactions chimiques impliquant l'iode ;
- des essais à plus grande échelle permettant d'étudier des systèmes chimiques plus complexes comportant un plus grand nombre d'éléments (représentatifs des produits de fission, des composants des barres de commande et des structures du cœur) en vue d'obtenir des données sur les quantités d'iode volatil dans le circuit primaire en fonction des éléments présents et des conditions aux limites (conditions d'oxydoréduction, concentrations des éléments, températures, vitesses d'écoulement du gaz porteur).

Ces essais sont complétés par des revues bibliographiques permettant d'établir des bases de données cinétiques et thermodynamiques pour le développement de modèles cinétiques ; lorsque les données sont manquantes ou trop incertaines, elles sont obtenues à l'aide de méthodes de chimie théorique (calculs *ab initio*). Les modèles sont ensuite validés par comparaison avec les résultats des essais CHIP. Ils sont progressivement implantés dans le logiciel ASTEC.

Le comportement du ruthénium est étudié dans le cadre des programmes expérimentaux menés par AEKI et par VTT décrits au paragraphe précédent (§ 5.5.6.1). Les résultats obtenus confirment qu'une part significative du ruthénium est transportée sous forme métastable gazeuse RuO_4 jusqu'au volume libre de l'enceinte de confinement, même si le ruthénium gazeux se dépose sur les tuyauteries en acier.

► Chimie des produits de fission dans l'enceinte de confinement

La recherche dans ce domaine porte principalement sur la chimie de l'iode et sur celle du ruthénium, tant en termes d'expérimentation qu'en termes de modélisation.

La chimie de l'iode dans l'enceinte de confinement en cas d'accident de [fusion du cœur](#) a fait l'objet de nombreux programmes de recherche dans plusieurs pays depuis les années 1980. Il existe des revues détaillées qui présentent les principales avancées obtenues dans ce domaine (voir notamment [3]).

Jusqu'au milieu des années 1990, avant que les premiers résultats des essais [Phébus-PF](#) aient été analysés, les programmes de recherche concernant la chimie de l'iode dans l'enceinte de confinement en cas d'accident de [fusion du cœur](#) ont essentiellement été consacrés à l'étude de la volatilisation d'iode moléculaire à partir du puisard et de son adsorption sur les surfaces métalliques et peintes de l'enceinte, car il était fait l'hypothèse que l'iode était relâché dans l'enceinte exclusivement sous forme d'aérosols

de CsI, que ces aérosols étaient entraînés vers le puisard et qu'ils conduisaient à la formation d'iodures I^- par solubilisation du CsI.

Les programmes de recherche réalisés à cette époque ont notamment permis d'obtenir une compréhension et une modélisation satisfaisantes de la cinétique des réactions chimiques impliquant, avec ou sans rayonnement, les espèces inorganiques de l'iode dans le puisard (principalement les iodures I^- , les iodates IO_3^- et l'iode moléculaire I_2) [45, 46]. Les principaux paramètres influençant la cinétique des réactions et la volatilisation d'iode moléculaire à partir du puisard sont le pH, le débit de dose, la température et les conditions d'oxydoréduction dans la phase liquide. L'effet de chacun de ces paramètres sur la volatilité de l'iode a été étudié en détail (jusqu'à une température de 80 °C à 90 °C dans le puisard). Il s'avère que le pH est le paramètre qui a l'influence la plus importante : un pH basique (dans le puisard ou dans les gouttes de l'aspersion) réduit fortement la volatilité de l'iode dans l'enceinte de confinement.

Des résultats de ces programmes, il a été conclu que l'effet de températures élevées (au-delà de 90 °C) et celui de la présence d'impuretés dans le puisard sur la volatilité de l'iode devaient être quantifiés. Le programme EPICUR conduit par l'IRSN (dans le cadre du programme international Terme Source) et décrit dans le détail ci-dessous, et le programme OCDE/BIP conduit par l'organisme canadien AECL visent à obtenir des données suffisantes pour pouvoir modéliser ces effets. Il est à noter que l'institut suisse PSI conduit un programme complémentaire au programme OCDE/BIP pour étudier l'effet de la présence d'impuretés dans le puisard sur la volatilité de l'iode.

Des programmes de recherche ont également permis d'obtenir une base de données pour évaluer les vitesses d'adsorption de l'iode moléculaire sur les parois métalliques et les parois peintes de l'enceinte de confinement et d'obtenir des premiers résultats permettant d'évaluer la production d'iodures organiques à partir des surfaces peintes (voir par exemple les références [49, 50] qui présentent les résultats obtenus lors des essais globaux RTF réalisés par le canadien AECL et les essais CAIMAN réalisés pour l'IRSN par le CEA).

Les résultats obtenus lors des essais du programme Phébus-PF ont cependant montré que d'autres processus pouvaient affecter la volatilité de l'iode dans l'enceinte de confinement, notamment :

- les relâchements d'iode gazeux à partir du circuit primaire ; cet iode gazeux qui n'est pas produit par les réactions chimiques intervenant dans le puisard, peut réagir directement avec les parois peintes de l'enceinte de confinement et conduire à terme à un relâchement d'iodures organiques. Par ailleurs, l'iode gazeux peut aussi réagir avec les produits de radiolyse des gaz de l'atmosphère de l'enceinte. Jusqu'au milieu des années 1990, toutes ces réactions chimiques dans l'atmosphère de l'enceinte de confinement n'ont été que très peu étudiées ;
- les relâchements d'argent provenant de la dégradation des barres de commande en argent-indium-cadmium ; l'argent qui se retrouve dans le puisard conduit à la formation d'iodure d'argent, ce qui réduit fortement la volatilisation d'iode gazeux à partir du puisard. Comme les réactions dans l'atmosphère de l'enceinte

de confinement, l'influence de l'argent sur la chimie de l'iode dans le puisard n'avait pas fait l'objet de programmes de recherche spécifiques.

Depuis, des programmes de recherche consacrés à l'étude de l'influence de l'argent sur la volatilité de l'iode dans l'enceinte de confinement ont été réalisés par l'organisme canadien AECL dans le cadre du programme international **Phébus-PF** et par l'institut suisse PSI [48, 49] ; ils ont permis la modélisation des réactions impliquant l'argent qui est implémentée dans la plupart des logiciels intégrés de calcul des accidents de **fusion du cœur** et notamment dans le logiciel ASTEC. Ces modèles permettent de rendre compte de manière satisfaisante de l'influence de l'argent sur la volatilité de l'iode.

Un programme de recherche consacré à l'étude des réactions entre les produits de radiolyse des gaz de l'atmosphère de l'enceinte de confinement et l'iode gazeux a été récemment réalisé par AREVA-NP en collaboration avec l'IRSN [51]. Les résultats de ces essais ont permis de progresser dans la compréhension et la modélisation des réactions chimiques ayant un effet sur la volatilité de l'iode mais ils ne permettent pas de quantifier cet effet avec précision. Il est à noter que les réactions entre les produits de radiolyse de l'air et l'iode gazeux dans l'atmosphère de l'enceinte de confinement réduisent la volatilité de l'iode ; les produits formés réagissent en effet avec la vapeur d'eau et forment des composés qui sont entraînés vers le puisard.

L'IRSN a engagé en 2005 le programme EPICUR, réalisé dans le cadre du programme international Terme Source, qui vise à étudier plus particulièrement les processus ayant un effet insuffisamment quantifié sur la volatilité de l'iode dans l'enceinte de confinement :

- la formation d'iodures organiques dans l'atmosphère de l'enceinte de confinement à partir des surfaces peintes ;
- la radiolyse de l'iode dans le puisard, notamment pour des températures élevées (au-delà de 90 °C) ;
- la radiolyse de l'iode dans l'atmosphère de l'enceinte de confinement.

L'installation EPICUR (schématisée sur la figure 5.61) comprend un réservoir qui peut contenir une phase liquide dans sa partie basse ; le réservoir peut être soumis à une irradiation par des sources de ^{60}Co ; des coupons peints (surfaces de faibles dimensions) peuvent être placés dans ce réservoir, dans la phase liquide ou dans la phase gazeuse. La phase liquide peut contenir des ions iodures ou de l'iode moléculaire solubilisé selon son pH. De même, de l'iode peut être déposé sur les coupons peints avant qu'ils ne soient introduits dans le réservoir.

L'iode volatil (moléculaire et organique) produit sous rayonnement, soit à partir de la phase liquide, soit à partir des coupons peints, ainsi que les aérosols d'oxydes d'iode produits sous rayonnement dans l'atmosphère du réservoir sont entraînés en continu par un débit de gaz et recueillis dans des filtres sélectifs qui permettent de séparer les aérosols d'iode, l'iode moléculaire et l'iode organique. L'utilisation d'iode contenant de l'iode ^{131}I permet de réaliser au cours d'un essai des mesures par spectrométrie gamma à chaque étage de filtration ce qui permet de déterminer les cinétiques des processus de production d'iode volatil.

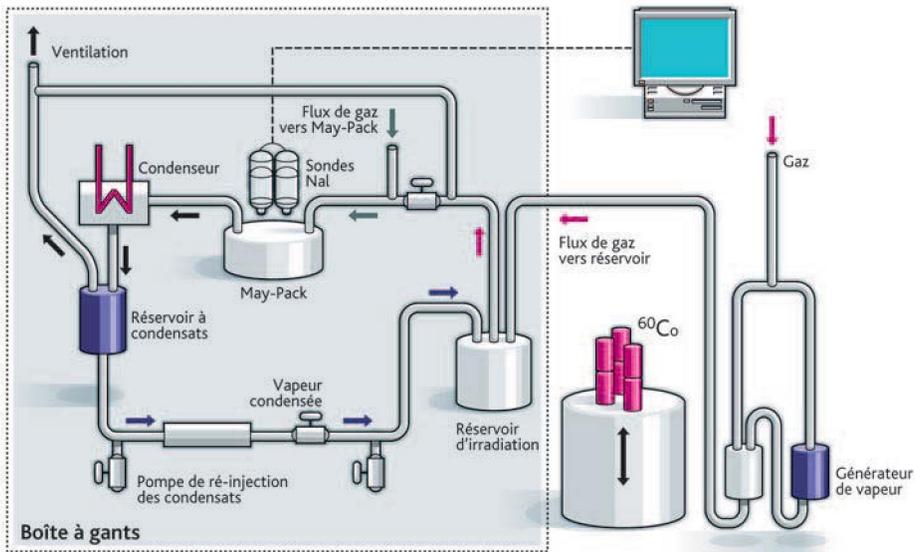


Figure 5.61. Vue schématique de l'installation EPICUR.

À l'IRSN, l'interprétation des essais est réalisée à l'aide du logiciel ASTEC. La première partie du programme, qui concernait la radiolyse de l'iode en phase liquide, a été pleinement exploitée et a permis d'améliorer les modèles de radiolyse de l'iode dans le puisard. Les résultats obtenus montrent par ailleurs que les relâchements d'iode organique à partir de la phase liquide sont faibles. En revanche, ils montrent que les relâchements d'iode organique à partir de coupons peints placés dans l'atmosphère du réservoir sont importants. Il reste à examiner si ce mécanisme de production d'iode organique au niveau des surfaces peintes dans l'atmosphère de l'enceinte de confinement peut avoir un effet sur les rejets envisageables en cas d'accident de [fusion du cœur](#).

Il est à noter que, en plus des essais consacrés à l'étude de l'influence de la présence d'impuretés dans le puisard sur la volatilité de l'iode, certains essais du programme OCDE/BIP, complémentaires des essais EPICUR, sont consacrés à l'étude de la formation d'iodures organiques à partir des surfaces peintes dans l'enceinte de confinement, en vue de valider les modèles des réactions impliquant des iodures organiques, développés notamment à partir des résultats des essais EPICUR.

En parallèle, l'interprétation des essais du programme [Phébus-PF](#) est poursuivie, avec la participation de certains partenaires étrangers du programme. Une attention particulière est portée aux résultats de l'essai Phébus FPT3. Les premières analyses de ces résultats montrent en effet que la concentration d'iode gazeux dans l'enceinte de confinement, très importante au début de l'essai, a décliné rapidement et que le piégeage d'iode sur les surfaces peintes de l'enceinte est important.

En 2010, l'IRSN a publié une synthèse qui présente dans le détail la modélisation de la chimie de l'iode dans l'enceinte de confinement en cas d'accident de [fusion du cœur](#)

implémentée dans le logiciel ASTEC et son utilisation pour l'interprétation de l'essai [Phébus FPT2](#) [65].

Pour ce qui concerne le comportement du ruthénium dans l'enceinte de confinement, un programme expérimental a été mené à l'[IRSN](#) entre 2004 et 2008 [59, 63]. Y ont été notamment étudiées :

- l'adsorption du ruthénium gazeux par les surfaces métalliques et par les surfaces peintes de l'enceinte de confinement et sa désorption à partir de ces surfaces ;
- la revolatilisation du ruthénium déposé sur les surfaces de l'enceinte de confinement sous l'action de l'ozone et des rayonnements ;
- la revolatilisation du ruthénium depuis la phase liquide du puisard sous l'action de l'ozone et des rayonnements.

Les résultats de ce programme ont permis de développer des modèles de la chimie du ruthénium dans l'enceinte de confinement du réacteur en cas d'accident de [fusion du cœur](#).

5.5.6.3. Bilan et perspectives

► Chimie des produits de fission dans le circuit primaire

Les résultats des essais intégraux [Phébus-PF](#) ont conduit à réexaminer un certain nombre d'hypothèses concernant la chimie des produits de fission dans le circuit primaire, en particulier pour ce qui concerne le césium et l'iode. Des études récentes d'accidents de dégradation de combustible sous air ont également montré que la chimie du ruthénium devait être réexaminée.

Le césium n'est pas nécessairement sous forme d'hydroxyde CsOH, comme cela était supposé avant la réalisation des essais [Phébus](#), mais peut être sous forme de molybdate, moins volatil. Ceci est dorénavant pris en compte par les modèles ; des phénomènes de revolatilisation à partir des dépôts dans le circuit primaire ont également été observés, qui peuvent conduire à des rejets différés, après les phases de relâchement principales associées à la dégradation du combustible, dans l'enceinte de confinement.

La chimie de l'iode est plus complexe. L'iode n'est pas toujours sous forme d'iodure de césium dans le circuit primaire ; les essais [Phébus-PF](#) ont montré que, en dehors des formes gazeuses, deux autres espèces au moins pouvaient être présentes en fonction des conditions régnant dans le circuit primaire (autres éléments présents, conditions d'oxydoréduction, niveaux de température dans le circuit primaire). Une part de l'iode est également sous forme gazeuse dans le circuit primaire jusqu'à son relâchement dans l'enceinte de confinement. L'exploitation des résultats des essais du programme [Phébus-PF](#), ainsi que des résultats d'études spécifiques utilisant l'ensemble des données expérimentales disponibles, a conduit à retenir un pourcentage d'iode gazeux de 5 % par rapport à la totalité de l'iode relâché dans l'enceinte de confinement pour les études relatives aux rejets en cas d'accident de [fusion du cœur](#). Toutefois, lors du dernier essai du programme [Phébus-PF](#) ([Phébus FPT3](#)), le pourcentage observé a dépassé 80 % ; ceci

est sans doute dû à des conditions chimiques très différentes dans le circuit primaire lors de cet essai, liées à l'absence d'espèces provenant de la dégradation d'une barre de commande en alliage argent-indium-cadmium et à la présence d'espèces provenant de la dégradation d'une barre de commande en carbure de bore (pour cet essai, la barre en alliage argent-indium-cadmium avait été remplacée par une barre en carbure de bore). Il convient toutefois d'être prudent quant aux conséquences de ce résultat en termes de rejets envisageables au cours d'un accident de [fusion du cœur](#), pour deux raisons :

- dans les réacteurs de puissance de 1 300 MWe et 1 450 MWe, les barres de commande ne sont pas uniquement en carbure de bore mais une partie de ces barres est en alliage argent-indium-cadmium ;
- au cours de l'essai [Phébus](#) FPT3, la concentration d'iode gazeux dans l'enceinte de confinement a décliné rapidement, avec un piégeage important de cet iode sur les surfaces peintes.

Concernant plus particulièrement la chimie de l'iode dans le circuit primaire, des revues critiques des données thermodynamiques relatives aux différentes espèces chimiques possibles ont été menées, permettant de réaliser des calculs de spéciation chimique. Toutefois, ces calculs ne permettent pas de retrouver le comportement de l'iode dans le circuit primaire observé lors des essais [Phébus-PF](#), notamment l'existence d'iode gazeux et de plusieurs espèces non gazeuses différentes de l'iodure de césium. Une hypothèse possible est que les calculs thermodynamiques sont insuffisants pour modéliser la chimie de l'iode dans le circuit primaire, notamment dans des zones où la température décroît fortement (à la sortie du cœur du réacteur, à l'entrée des générateurs de vapeur), et qu'ils doivent être complétés par des calculs de la cinétique des réactions chimiques ; la cinétique de certaines réactions peut en effet conduire, si elle est suffisamment lente, à des réactions incomplètes de l'iode avec des éléments métalliques tels que le césium, l'argent ou le cadmium, et à de l'iode gazeux. Le programme expérimental CHIP, qui fait partie du programme international Terme Source, vise à permettre d'identifier les réactions chimiques importantes de l'iode et à déterminer les données cinétiques nécessaires à la réalisation de calculs de cinétique chimique.

Des expérimentations réalisées en Hongrie et en Finlande ont montré, que, en cas d'accident de [fusion du cœur](#) avec percée de la cuve et entrée d'air, le ruthénium relâché du combustible peut être transporté sous forme gazeuse métastable RuO_4 jusqu'au volume libre de l'enceinte de confinement, bien qu'une part importante du ruthénium soit retenue sur les tuyauteries. Des données complémentaires concernant le comportement du ruthénium dans le circuit primaire ont été recueillies lors d'un essai réalisé dans l'installation VERDON du CEA dans le cadre du programme international Terme Source (§ 5.5.2.2), consacré à l'étude de la dégradation en présence d'air d'un combustible irradié, des relâchements de produits de fission et des transferts associés dans le circuit primaire.

Enfin, les données expérimentales sur la volatilisation des produits de fission déposés dans le circuit primaire sont insuffisantes pour pouvoir quantifier l'effet possible de ce processus sur les rejets en cas d'accident de [fusion du cœur](#). Des expérimentations complémentaires visant à permettre cette quantification sont conduites dans le cadre du projet OCDE/STEM mené par l'[IRSN](#) et qui a débuté en 2011.

► Chimie des produits de fission dans l'enceinte de confinement

Lors d'un accident de **fusion du cœur**, les deux produits de fission dont la chimie dans l'enceinte de confinement peut influencer fortement les rejets radioactifs et leurs conséquences sont l'iode et le ruthénium¹³. Ceci est dû au fait que ces deux produits de fission peuvent exister sous forme gazeuse dans les conditions régnant dans l'enceinte. Ces espèces gazeuses pourraient être relâchées dans l'environnement soit par les fuites directes ou indirectes de l'enceinte de confinement, soit lors de la mise en œuvre de la procédure d'événage-filtration de l'enceinte de confinement.

Iode

Pour ce qui concerne la chimie de l'iode dans l'enceinte de confinement en cas d'accident de **fusion du cœur**, de nombreuses études, tant expérimentales que théoriques, ont été menées ; ces études ont été consacrées à la chimie de l'iode dans le puisard et dans l'atmosphère de l'enceinte de confinement, à ses interactions avec les surfaces de l'enceinte, à l'influence des rayonnements sur ces différents processus [3]. Les modèles disponibles décrivant cette chimie sont, soit mécanistes avec plusieurs centaines de réactions, soit simplifiés avec un ensemble de réactions réduit. C'est en général le dernier type de modèle qui est utilisé dans les logiciels de calcul intégrés tel qu'ASTEC [65].

Malgré ces efforts de recherche, des incertitudes importantes subsistent concernant l'estimation des rejets d'iode radioactif en cas d'accident de **fusion du cœur**. Ceci a été mis en évidence dans le cadre des *International Standard Problems* (ISP) de l'OCDE comparant résultats de calculs et expériences : l'ISP-41 sur la chimie de l'iode dans l'enceinte de confinement pour un essai RTF réalisé par l'organisme canadien AECL et l'ISP-46 sur la chimie de l'iode dans le circuit primaire et dans l'enceinte de confinement pour l'essai **Phébus** PFT1. C'est en particulier le cas pour la formation d'iodures organiques dans l'atmosphère de l'enceinte de confinement. Les programmes expérimentaux EPICUR et OCDE/BIP visent à fournir des données nouvelles à ce sujet, ainsi que sur certains aspects liés à la radiolyse de l'iode en phase liquide et en phase gazeuse.

L'effet de l'aspersion, qui permet une captation partielle de l'iode gazeux par les gouttes, a été quantifié et des modèles validés sont disponibles.

Des expériences analytiques ont mis en évidence que les interactions entre les aérosols d'iode et les plaques de recombineurs d'hydrogène pouvaient conduire à la formation d'iode gazeux dans l'enceinte de confinement. Une expérimentation à plus grande échelle a été réalisée dans le cadre du projet OCDE/THAI conduit par Becker Technology en Allemagne [53]. La transposition de ces résultats aux recombineurs des enceintes de confinement montre que la production d'iode gazeux par les recombineurs dans l'enceinte de confinement est non nulle mais plus faible que celle due à d'autres sources telles que par exemple l'iode gazeux provenant du circuit primaire.

13. D'autres produits de fission peuvent être des contributeurs importants aux conséquences radiologiques en cas d'accident de fusion du cœur avec défaillance de l'enceinte de confinement, notamment le césium, mais leur chimie dans l'enceinte de confinement n'est pas aussi déterminante sur leur comportement en cas de rejet.

Une autre source d'iode gazeux dans l'enceinte de confinement est liée à la décomposition sous rayonnement des iodures métalliques (par exemple l'iodure de césium) et des oxydes d'iode déposés sur les parois de l'enceinte. Ceci fait partie des thèmes d'études expérimentales du projet OCDE/STEM mené par l'IRSN et qui a débuté en 2011.

Ruthénium

Pour ce qui concerne la chimie du ruthénium dans l'enceinte de confinement en cas d'accident de **fusion du cœur**, les expériences réalisées montrent qu'une partie du ruthénium peut être sous forme gazeuse dans l'enceinte de confinement. Des expérimentations ont permis d'étudier l'adsorption du ruthénium gazeux sur les surfaces de l'enceinte et sa désorption à partir de ces surfaces ainsi que la revolatilisation du ruthénium déposé ou piégé dans la phase liquide du puisard sous l'effet des rayonnements [59, 63]. Les cinétiques de ces différents processus ont été établies de façon à pouvoir évaluer les concentrations de ruthénium gazeux dans l'enceinte de confinement au cours d'un accident de fusion du cœur.

5.5.7. Conclusion

Les relâchements et les transferts de produits de fission dans le circuit primaire lors d'un accident de **fusion du cœur** ont fait l'objet de nombreux programmes de recherche. Les relâchements de produits de fission à partir du combustible dans le cœur du réacteur sont globalement bien compris ; des améliorations des modélisations physiques sont cependant attendues d'ici fin 2014 sur la base des résultats de quelques essais complémentaires (programme VERDON réalisé par le CEA dans le cadre du programme international Terme Source). Pour ce qui concerne les relâchements à partir du corium en dehors de la cuve, le niveau des connaissances acquises apparaît aujourd'hui satisfaisant.

Les transferts et le comportement de produits de fission dans le circuit primaire et l'enceinte de confinement sont régis par des processus physiques relevant principalement de la physique des aérosols et des processus chimiques. La physique des aérosols est bien établie et les modèles correspondants apparaissent satisfaisants. Quelques compléments restent néanmoins souhaitables pour mieux traiter certaines situations complexes ; cela concerne par exemple la rétention des aérosols dans les circuits secondaires des générateurs de vapeur lors d'un accident avec ruptures de tubes de générateurs de vapeur. La situation est différente pour les processus chimiques. Si l'analyse des résultats des programmes réalisés de 1990 à 2010, notamment ceux du programme **Phébus-PF**, a permis de faire progresser la compréhension des processus les plus importants et leur modélisation, des programmes complémentaires restent nécessaires pour réduire les incertitudes, particulièrement pour ce qui concerne la chimie de l'iode. Des améliorations de la modélisation sont cependant attendues d'ici 2015 sur la base des résultats expérimentaux des programmes ISTP (CHIP, EPICUR) et OCDE/BIP2 et THAI2. Les travaux qui sont conduits sur ce sujet font intervenir des aspects de cinétique chimique dans des systèmes réactionnels complexes.

Les modèles développés sont implémentés dans des logiciels tels qu'ASTEC, qui jouent un rôle de capitalisation des connaissances et sont utilisés pour réaliser des études de sûreté pour les réacteurs de puissance. Ce point est détaillé au chapitre 8.

Références

- [1] A.L. Wright, Primary System Fission Product Release and Transport, A state-of-the-art report to the Committee on the Safety of Nuclear Installations, NUREG/CR-6193, [NEA/CSNI/R\(94\)2](#), ORNL/TM-12681, 1994.
- [2] Insights into the Control of the Release of Iodine, Caesium, Strontium and other Fission Products in the Containment by Severe Accident Management, Report [NEA/CSNI/R\(2000\)9](#), 2000.
- [3] B. Clément (coordinator) *et al.*, State of the Art Report on Iodine Chemistry, Report [NEA/CSNI/R\(2007\)1](#), 2007.
- [4] H.J. Allelein (coordinator) *et al.*, State of the Art Report on Nuclear Aerosols, Report [NEA/CSNI/R\(2009\)5](#), 2009.
- [5] [H. Kleykamp](#), The chemical state of the fission products in oxide fuels, *Journal of Nuclear Materials* **131**, 221-246, 1985.
- [6] D.J. Alpert, D.I. Chanin, L.T. Ritchie, Relative Importance of Individual Elements to Reactor Accident Consequences Assuming Equal Release Fractions, NUREG/CR-4467, SAND85-2575, Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM, March 1988.
- [7] [Y. Pontillon *et al.*](#), Lessons learnt from VERCORS tests. Study of the active role played by UO_2 - ZrO_2 -FP interactions on irradiated fuel collapse temperature, *Journal of Nuclear Materials* **344**, 265-273, 2005.
- [8] [M. Barrachin](#), P.Y. Chevalier, B. Cheynet, E. Fischer, New modelling of the U-Zr-O phase diagram in the hyper-stoichiometric region and consequences for the fuel rod liquefaction in oxidising conditions, *Journal of Nuclear Materials* **375**, 397-409, 2008.
- [9] S. Valin, Étude des mécanismes microstructuraux liés au relâchement des gaz de fission du dioxyde d'uranium irradié, Thèse à l'Institut national polytechnique de Grenoble, 1999.
- [10] [Y. Pontillon *et al.*](#), Behaviour of fission products under severe accident conditions: The VERCORS experimental programme - part 1: General description of the programme - part 2: Release and transport of fission gases and volatile fission products - part 3: Release of low-volatile fission products and actinides, *Nuclear Engineering and Design* **240** (7), 1843-1852, 2010.
- [11] H. Albrecht *et al.*, Release of Fission and Activation Products during Light Water Reactor Core Meltdown, *Nuclear Technology* **46**, 559-565, 1979.

- [12] R.A. Lorenz, M.F. Osborne, A summary of ORNL Fission Product release tests with recommended release rates and diffusion coefficients, ORNL/TM-12801 – NUREG/CR-6261, 1995.
- [13] D.S Cox *et al.*, Fission Product releases from UO_2 in air and inert conditions at 1700-2350 K: analysis of the MCE-1 experiment, ANS-ITM on the safety of thermal reactors, Portland, USA, 1991.
- [14] T. Kudo *et al.*, VEGA; an experimental study of radionuclides release from fuel under severe accident conditions, *ANS Water reactor fuel performance meeting*, Kyoto, October 2005.
- [15] G. Ducros *et al.*, Fission Product release under severe accidental conditions; general presentation of the program and synthesis of VERCORS 1 to 6 results, *Nuclear Engineering and Design* **208** (2), 191-203, 2001.
- [16] B. Clément, The Phébus Fission Product and Source Term International Programme, *Int. Conf. Nuclear Energy for New Europe*, Bled, Slovenia, 2005.
- [17] W. Plumecoq *et al.*, Fission product release modelling in the ASTEC integral code: the status of the ELSA module, *8th Int. Conf. On CANDU fuel*, Honey Harbour, Ontario, 2003.
- [18] G. Nicaise *et al.*, Analysis of accidental sequence tests and interpretation of fission product release: interdependence of Cs, Mo and Ba release, *8th Int. Conf. On CANDU fuel*, Honey Harbour, Ontario, 2003.
- [19] R.D. Barrand, R.S. Dickson, Z. Liu, D.D. Semeniuk, Release of fission products from CANDU fuel in air, steam and argon atmosphere at 1500-1900 °C: the HCE3 experiment, Canadian Nuclear Society, *6th Int. Conf. CANDU fuel*, Niagara Falls, 26-30 Sept., 1999.
- [20] M. P. Kissane, I. Drosik, Interpretation of fission-product transport behaviour in the Phébus FPT-0 and FPT-1 tests, *Nuclear Engineering and Design* **236** (11), 1210-1223, 2006.
- [21] L. Talbot *et al.*, Thermophoresis of particles in a heated boundary layer, *Journal of Fluid Mechanics* **101**, 737-758, 1980.
- [22] A. Zoulalian, T. Albiol, Analysis of fluid-wall interactions in an open material system where the residence time distribution of a fluid is known. Application of aerosol deposition by diffusiophoresis, *Canadian Journal of Chemical Engineering* **73** (6), 800-897, 1995.
- [23] M. Missirlian, Modélisation des dépôts d'aérosols par diffusiophorèse dans un écoulement. Application aux réacteurs à eau sous pression en situation accidentelle, thèse de l'université de Provence/Aix-Marseille I, 1999.
- [24] C. Housiadas, K. Müller, J. Carlsson, Y. Drossinos, Two-dimensional effects in thermophoretic particle deposition: the Phébus FP steam generator, *Journal of Aerosol Science* **32** (Suppl. 1), 1029-1040, 2001.

- [25] A. Zoulalian, T. Albiol, Evaluation of aerosol deposition by thermo- and diffusiophoresis during flow in a circular duct – application to the experimental programme 'Tuba diffusiophoresis', *Canadian Journal of Chemical Engineering* **76** (4), 799-805, 1998.
- [26] A. De los Reyes *et al.*, International Standard Problem 40 – Aerosol Deposition and Resuspension, Final Comparison Report, [NEA/CSNI/R\(99\)4](#), 1999.
- [27] S. Güntay, D. Suckow, A. Dehbi, R. Kapulla, ARTIST: introduction and first results, *Nuclear Engineering and Design* **231** (11), 109-120, 2004.
- [28] A. Bujan, L. Ammirabile, A. Bieliauskas, B. Toth, ASTEC V1.3 code SOPHAEROS module validation using the STORM experiments, *Progress in Nuclear Energy*, **52** (8), 777-788, 2010.
- [29] T. Lind, A. Dehbi, S. Güntay, Aerosol retention in the flooded steam generator bundle during SGTR, *Nuclear Engineering and Design*, **241**, 357-365, 2011.
- [30] W. Shoek, M. Wagner-Amb, Resuspension of fission product aerosols from the boiling sump, *Proceedings of the International Centre for Heat and Mass Transfer*, pp. 539-546, 1990.
- [31] V. Saldo, E. Verloo, A. Zoulalian, Study on aerosol deposition in the PITEAS vessel by settling, thermophoresis and diffusiophoresis phenomena, *J. Aerosol Science* **29** (suppl. 2), S1173-S1174, 1998.
- [32] V. Fournier-Bidoz, V. Layly, D. Roblot, J. Vendel, Efficiency of the PWR spray system – information derived from the CARAIDAS tests, Rapport scientifique et technique IRSN, 2000.
- [33] R.K. Hilliard, A.K. Postma, Large-scale fission product containment tests, *Nuclear technology* **53** (2), 163-175, 1981.
- [34] E.C. Beahm, C.F. Weber, T.S. Kress, Iodine chemical forms in LWR Severe Accidents, NUREG/CR-5942 (ORNL/TM-11861), April 1992.
- [35] A.M. Beard, L. Codron, A. Mason, Boric acid experiments: vaporisation, deposition on Inconel and interaction with caesium hydroxide, EUR 15766/1 EN, Commission of the European Communities.
- [36] E. Hontanon, M. Lazaridis, Y. Drossinos, The effect of chemical interactions on the transport of caesium in the presence of boron, *J. Aerosol Sci.* **27** (1), 19-38, 1996.
- [37] G. Le Marois, M. Megnin, Assessment of fission product deposits in the reactor coolant system: the DEVAP program, *Nuclear Safety* **35** (2), 213-222, 1994.
- [38] A.B. Anderson, A. Auvinen, P.D.W. Bottomley, C.J. Bryan, N.E. Freemantle, J.P. Hiernaut, J.K. Jokiniemi, A.F. Kingsbury, A.T. Tuson, Revaporisation tests on samples from Phébus FP: final report, European Commission 4th framework programme, Report ST: RVP(00)-P029, 2000.

- [39] B. Clément, N. Hanniet-Girault, G. Repetto, D. Jacquemain, A.V. Jones, P. von der Hardt, LWR Severe Accident Simulation: Synthesis of the results and interpretation of the Phébus FP experiment FPT0, *Nuclear Engineering and Design* **226** (1), 5-82, 2003.
- [40] L. Suffer, S.B. Burson, C.M. Ferrell, Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants, NUREG-1465, 1995.
- [41] N. Hanniet, D. Jacquemain, An overview of the iodine behaviour in the first two Phébus tests FPT0 and FPT1, *Proceedings of OECD Workshop on Iodine Aspects in Severe Accident Management*, Vantaa (Finland), NEA/CSNI/R(99)7.
- [42] N. Hanniet, S. Dickinson, F. Funke, A. Auvinen, L. Herranz, E. Kraussmann, Iodine behaviour under LWR accident conditions: lessons learnt from analyses of the first two Phebus FP tests, *Nuclear Engineering and Design* **236** (12), 1293-1308, 2006.
- [43] Ph. March *et al.*, First Results of the Phébus FPT3 test, *Proceedings of ICONE 14, 14th International Conference on Nuclear Engineering*, Miami, Florida, USA, July 17-20, 2006.
- [44] B. Xerri, S. Canneaux, F. Louis, J. Trincal, F. Cousin, M. Badawi, L. Cantrel, Ab initio calculations and iodine kinetic modeling in the reactor coolant system of a pressurized water reactor in case of severe nuclear accident, *Computational and Theoretical Chemistry* **990**, 194-208, 2012.
- [45] J.C. Wren, J.M. Ball, G.A. Glowa, The Chemistry of Iodine in Containment, *Nuclear Technology* **129**, 297, 2000.
- [46] E. Kraussmann, A state-of-the art report on iodine chemistry and related mitigation mechanisms in the containment, Report EUR 19752 EN, 2001.
- [47] J.M. Ball, G.A. Glowa, J.C. Wren, Summary of the Phébus Radioiodine Test Facility, *Proceeding of the 4th Technical Seminar of the Phébus FP Programme*, Marseille, France, March 2000.
- [48] S. Güntay, R.C. Cripps, B. Jäckel, H. Bruchertseifer, On the radiolytic decomposition of colloidal silver iodide in aqueous solution, *Nuclear Technology* **150**, 303-314, 2005.
- [49] G.J. Evans, W.C.H. Kupferschmidt, R. Portman, A.S. Palson, G.G. Sanipelli, Radiochemical analysis of iodine behaviour in the Radioiodine Test Facility, *Journal of Radioanalytical and Nuclear Chemistry* **180** (2), 225-235, 1994.
- [50] L. Cantrel, Radiochemistry of iodine : Outcomes of the CAIMAN programme, *Nuclear Technology* **156** (1), 11-28, 2006.
- [51] L. Bosland, F. Funke, N. Girault, G. Langrock, PARIS project: Radiolytic oxidation of molecular iodine in containment during a nuclear reactor severe accident - Part1. Formation and destruction of air radiolysis products - Experimental results and modelling, *Nuclear Engineering and design* **238** (12), 3542-3550, 2008.

- [52] F. Deschamps, J.C. Sabroux, Étude de la production d'iode gazeux par un aérosol d'iodure de césium soumis à des températures élevées dans l'air humide, ASFERA, *Actes du 18^e congrès français sur les aérosols*, Paris, 11-12 décembre, 2002.
- [53] CSNI report, OECD/NEA THAI Project Hydrogen and Fission Product Issues Relevant for Containment Safety Assessment under Severe Accident Conditions, Final Report, JT03285992, [NEA/CSNI/R\(2010\)3](#), 2010.
- [54] D.A. Powers, L.N. Kmetyk, R.C. Schmidt, A review of the technical issues of air ingress during severe accidents, US NRC NUREG/CR-6218, 1994.
- [55] L. Matus, O. Prokopiev, B. Alföldy, A. Pintér, Z. Hózer, Oxidation and release of ruthenium in high temperature air, IRSN-AEKI Phébus FP Programme Agreement, Report on in-kind contribution of AEKI part 1, November 2002.
- [56] L. Matus *et al.*, Oxidation and release of ruthenium from short fuel rods in high temperature air, IRSN-AEKI Phébus FP Programme Agreement, Report on in-kind contribution of AEKI part 2 and part 3, December 2004.
- [57] I. Nagy *et al.*, Oxidation and release of ruthenium from short fuel rods above 1500 °C, EUR 21752 EN, April 2005.
- [58] U. Backman, M. Lipponen, A. Auvinen, J. Jokiniemi, R. Zilliacus, Ruthenium behaviour in severe nuclear accident conditions – final report, VTT report PR03/P27/04, June 2004.
- [59] C. Mun, L. Cantrel, C. Madic, A literature review on ruthenium behaviour in nuclear power plant severe accidents, *Nuclear Technology* **156** (3), 332-346, 2006.
- [60] C. Mun, J.-J. Ehrhardt, J. Lambert, C. Madic, XPS investigation of ruthenium deposited onto representative inner surfaces of nuclear reactor containment buildings, *Applied Surface Science* **253** (18), 7613-7621, 2007.
- [61] C. Mun, L. Cantrel, C. Madic, Study of RuO₄ decomposition in dry and moist air, *Radiochimica Acta* **95** (11), 643-656, 2007.
- [62] C. Mun, L. Cantrel, C. Madic, Oxidation of ruthenium oxide deposits by ozone, *Radiochimica Acta* **96** (6), 375-384, 2008.
- [63] C. Mun, L. Cantrel, C. Madic, Radiolytic oxidation of ruthenium oxide deposits, *Nuclear Technology* **164** (2), 245-254, 2008.
- [64] L. Cantrel, E. Krausmann, Reaction kinetics of a fission product mixture in a steam-hydrogen carrier gas in the Phébus primary circuit, *Nuclear Technology* **144** (1), 1-15, 2003.
- [65] L. Bosland, L. Cantrel, N. Girault, B. Clément, Modeling of iodine radiochemistry in the ASTEC severe accident code: description and application to FPT2 Phébus test, *Nuclear Technology* **171** (1), 88-107, 2010.

Chapitre 6

Comportement des enceintes de confinement

6.1. Introduction

Les caractéristiques des enceintes de confinement des REP français ont été présentées au paragraphe 2.3.2.3. Schématiquement, l'enceinte de confinement, quelquefois appelée troisième barrière de confinement en France, doit assurer le confinement des substances radioactives en cas de défaillance de la première (gaines des crayons combustibles) et de la deuxième barrière (circuit primaire de refroidissement). La meilleure étanchéité possible de l'enceinte de confinement doit donc être recherchée à la conception puis tout au long de la vie de l'installation.

L'enceinte de confinement est l'ultime barrière mise en place pour la protection des personnes du public à l'égard des substances radioactives libérées lors d'un accident à l'intérieur de l'enceinte. Elle comporte :

- le bâtiment du réacteur lui-même (décrit au § 2.3.2.3) ;
- les pénétrations dans ce bâtiment qui constituent des singularités de l'enceinte (tampon d'accès des matériels (TAM), sas du personnel, traversées des fluides, traversées « électriques », tube de transfert des assemblages combustibles) ;
- certaines tuyauteries constituant des extensions de l'enceinte, notamment les portions des circuits secondaires intérieures au bâtiment du réacteur (en

particulier les tuyauteries principales d'alimentation en eau et les tuyauteries principales de vapeur, l'enveloppe du secondaire des générateurs de vapeur et les faisceaux de tubes des générateurs de vapeur [ces derniers faisant également partie de la deuxième barrière]).

Les pénétrations sont conçues pour conserver une étanchéité satisfaisante en situation accidentelle de dimensionnement. À cette fin, les traversées véhiculant des fluides sont équipées de clapets et de vannes d'isolement dont la fermeture est, pour la plupart d'entre elles, automatiquement commandée par le système de protection.

Par ailleurs, certains circuits constituent des extensions de la troisième barrière au-delà de l'enceinte de confinement. Il s'agit des portions de circuits et des équipements associés qui répondent simultanément aux critères suivants :

- ils sont extérieurs au bâtiment du réacteur ;
- ils peuvent véhiculer hors de l'enceinte soit du fluide primaire, après un accident susceptible d'entraîner une détérioration des gaines des crayons combustibles (défaillance de la première barrière), soit l'atmosphère de l'enceinte après un accident susceptible de conduire simultanément à une dégradation de la première barrière et à un relâchement d'activité provenant du fluide primaire dans l'enceinte (défaillance de la deuxième barrière).

Par exemple, pour les réacteurs en exploitation (hors réacteur EPR), des circuits peuvent rester ouverts vers l'extérieur de l'enceinte ou être mis en service par ouverture des organes d'isolement de l'enceinte, de façon automatique lors d'un accident, pour la recirculation de l'eau des circuits d'injection de sécurité (RIS) et d'aspersion dans l'enceinte (EAS), ou en application des documents de conduite ou guides (notamment le guide d'intervention en accident grave).

Les circuits constituant des extensions de la troisième barrière de confinement peuvent conduire, en cas de défaillance (rupture de tuyauterie, etc.), à des transferts de substances radioactives dans les bâtiments périphériques du bâtiment du réacteur ou dans l'environnement (« bipasse » de la troisième barrière de confinement).

L'intégrité et l'étanchéité de la troisième barrière de confinement sont fondamentales pour éviter la dissémination de substances radioactives dans l'environnement dans les situations où la première et la deuxième barrières sont dégradées. C'est le cas notamment lors des accidents de perte de réfrigérant primaire (APRP) au cours desquels des substances radioactives sont relâchées dans le circuit primaire et dans l'enceinte de confinement. Leur dissémination dans le milieu extérieur dépend alors du taux de fuite de l'enceinte et des bypasses de celle-ci qui pourraient entraîner un relâchement direct de radioactivité dans l'environnement. La quantité de radioactivité qui s'échappe alors dépend de plusieurs phénomènes : la surpression dans l'enceinte provoquée par l'accident lui-même, le taux de fuite du bâtiment du réacteur à ce niveau de pression et la quantité de substances radioactives présentes dans l'enceinte sous forme de gaz ou d'aérosols.

Pour les réacteurs en exploitation, en cas d'accident de **fusion du cœur**, l'augmentation de la pression à l'intérieur de l'enceinte exerce des contraintes importantes sur celle-ci (pouvant être supérieures à celles déterminées pour les conditions de fonctionnement retenues pour le dimensionnement de l'installation), conduisant à terme à la dégradation de ses parois. Les évolutions de la pression et de la température à l'intérieur de l'enceinte peuvent conduire à des contraintes telles que le taux maximum de fuite de l'enceinte retenu dans le cadre du dimensionnement peut être dépassé. Cette augmentation du taux de fuite peut résulter de détériorations des parois de l'enceinte (notamment, la perméabilité ou la fissuration des parois en béton peut augmenter sous l'effet des chargements thermiques et mécaniques appliqués au cours de la vie de l'installation puis lors de l'accident) ou bien d'une évolution des fuites au niveau des singularités de l'enceinte de confinement (traversées, sas, etc.).

Dans ce chapitre, le paragraphe 6.2 rappelle le comportement des enceintes de confinement dans les situations de dimensionnement pour les réacteurs en exploitation et le réacteur EPR, et traite en particulier des fuites au travers des parois de l'enceinte ou des différentes traversées de celle-ci pour les conditions de fonctionnement de dimensionnement.

Le paragraphe 6.3 s'intéresse au comportement des enceintes en situation d'accident de **fusion du cœur** pour les réacteurs en exploitation (réacteurs de 900 et de 1 300 MWe).

Le paragraphe 6.4 présente pour les réacteurs en exploitation les situations de bipasse de la troisième barrière de confinement (ou de son extension) correspondant à la mise en communication directe du fluide primaire, ou de l'atmosphère de l'enceinte après un accident, avec l'extérieur de l'enceinte de confinement (bâtiments périphériques ou environnement), du fait d'une dégradation d'équipements (par exemple fuite ou rupture de tuyauterie ou d'équipement faisant partie des circuits constituant l'extension de la troisième barrière).

Les fuites *via* l'enveloppe de la partie secondaire des générateurs de vapeur et l'enveloppe externe des circuits d'eau ou de vapeur situées dans le bâtiment du réacteur ne sont pas abordées.

6.2. Comportement des enceintes dans les situations de dimensionnement

Le bâtiment du réacteur d'une installation du parc en exploitation est constitué :

- soit d'une enceinte avec une seule paroi en béton précontraint revêtue à l'intérieur d'une peau d'étanchéité métallique (tranches de 900 MWe) ;
- soit d'une enceinte avec deux parois en béton (tranches de 1 300 et de 1 450 MWe) : une paroi interne en béton précontraint sans peau d'étanchéité métallique et une paroi externe en béton armé. L'espace entre les deux parois est maintenu en dépression par un système de ventilation qui collecte et filtre les

fuites venant de la paroi interne et des traversées avant leur rejet dans l'atmosphère (filtres absolus et pièges à iode).

Les caractéristiques de ces bâtiments sont précisées au paragraphe 2.3.2.3.

Il est à noter que l'enceinte de confinement du réacteur EPR comporte, comme pour les tranches de 1 300 et de 1 450 MWe, deux parois en béton avec un système de confinement dynamique ; de plus, l'intérieur de la paroi interne est revêtu d'une peau d'étanchéité métallique.

Pour l'étude des fuites des enceintes, il convient de distinguer :

- les fuites qui passent par des bâtiments périphériques ou par l'espace entre enceintes (tranches de 1 300 MWe et de 1 450 MWe, EPR) et qui peuvent, soit faire l'objet de dépôts dans l'installation, soit être filtrées par les dispositifs de filtration équipant les systèmes de ventilation des bâtiments périphériques ou de l'espace entre enceintes ; ces fuites sont dénommées fuites « collectées » ;
- les fuites qui sont rejetées directement dans l'environnement (tranches de 900, de 1 300 MWe et de 1 450 MWe) ; ces fuites sont dénommées fuites « non collectées ».

Pour le réacteur EPR, des dispositions de conception ont été prises visant à « pratiquement éliminer » les possibilités de fuites directes dans l'environnement.

6.2.1. Enceintes à simple paroi (réacteurs de 900 MWe)

La figure 6.1 ci-dessous présente les différents chemins de fuites à travers l'enceinte :

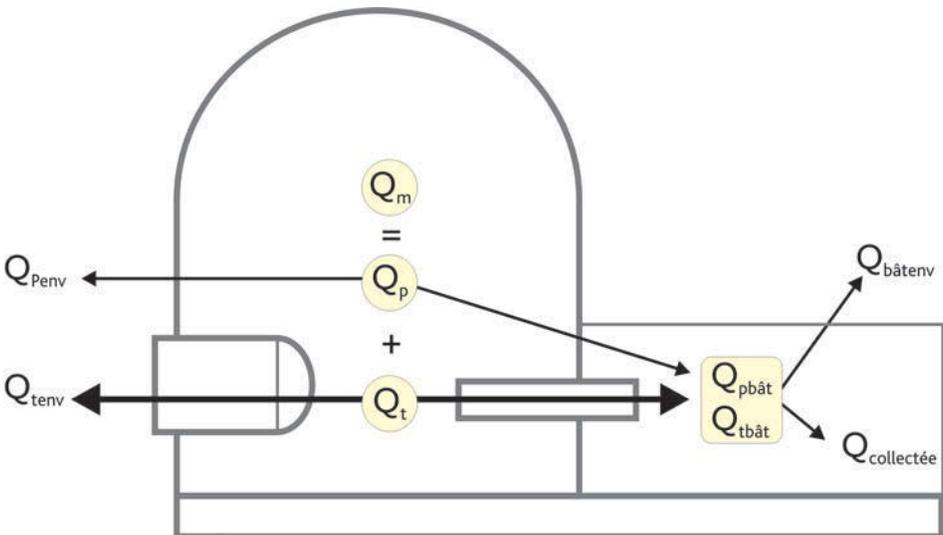


Figure 6.1. Les différents chemins de fuites à travers l'enceinte.

Les fuites globales de l'enceinte (Q_m) comportent les fuites par les traversées (Q_t) et les fuites à travers la paroi de l'enceinte (Q_p), recouverte sur la totalité de l'intrados de l'enceinte interne (radier compris) par la peau d'étanchéité métallique, ce qui se traduit par : $Q_m = Q_t + Q_p$.

Les fuites à travers la paroi de l'enceinte ou par les traversées se décomposent en deux familles principales :

- les fuites collectées (de débit Q_c) dans des bâtiments où existent des systèmes de filtration. Une partie des fuites passant dans ces bâtiments (notée $Q_{bâtenv}$) peut cependant être relâchée dans l'atmosphère sans être filtrée, ce qui se traduit par $Q_c = Q_{pbât} + Q_{tbât} - Q_{bâtenv}$ ($Q_{tbât}$ et $Q_{pbât}$ sont les fuites par les traversées et par la paroi collectées dans des bâtiments avec système de filtration) ;
- les fuites non collectées (Q_{nc}) qui débouchent à l'extérieur de l'enceinte sans filtration ($Q_n = Q_{penv} + Q_{tenv} + Q_{bâtenv}$), qui ont un impact prépondérant en termes de conséquences radiologiques (Q_{tenv} et Q_{penv} sont les fuites directes par les traversées et par la paroi).

Les décrets d'autorisation de création (DAC) des REP 900 MWe mentionnent que l'enceinte de confinement doit être conçue pour supporter sans perte d'intégrité les sollicitations résultant d'un accident consistant en une rupture circonférentielle complète et soudaine d'une tuyauterie du circuit primaire avec séparation totale des extrémités (accident de perte de réfrigérant primaire étudié dans le cadre des accidents de dimensionnement). Dans les conditions de cet accident, le taux de fuite maximal de l'enceinte (par la paroi et les traversées) ne doit pas excéder 0,3 % par jour de la masse de gaz contenue dans l'enceinte.

Si la peau d'étanchéité métallique assure une bonne étanchéité, seules les singularités de l'enceinte que constituent les traversées sont susceptibles de conduire lors de l'accident à une augmentation significative des fuites de l'enceinte.

Les traversées de l'enceinte sont de plusieurs types :

- les traversées comportant une ou plusieurs tuyauteries traversant la paroi de l'enceinte ;
- les traversées utilisées pour le passage des conducteurs électriques ;
- les traversées utilisées pour les conduits de ventilation ;
- les traversées « réservées » pour permettre éventuellement le passage de tuyauteries ou de conducteurs non prévus lors de la conception initiale ;
- les traversées du radier de l'enceinte de confinement ;
- la traversée spécialement conçue pour le tube de transfert des assemblages combustibles ;
- la traversée spécialement conçue pour introduire ou sortir les gros matériels, appelée tampon d'accès des matériels (TAM) : une attention particulière a été

portée par l'IRSN et par l'exploitant à l'étanchéité du tampon d'accès des matériels en conditions accidentelles (§ 6.3) ;

- la traversée conçue pour le sas utilisé par le personnel.

Les traversées de l'enceinte de confinement sont conçues pour assurer l'étanchéité de l'enceinte dans les conditions maximales de température et de pression à l'intérieur de l'enceinte lors des conditions de fonctionnement normal et lors des conditions de fonctionnement de référence (transitoires, incidents et accidents).

Les traversées des tuyauteries comprennent par exemple :

- un système doublé de barrières étanches constitué par la tuyauterie et le fourreau cylindrique en acier au carbone qui la contient¹ et les vannes ou clapets antiretour d'isolement placés sur la tuyauterie à l'intérieur et à l'extérieur de l'enceinte ;
- un système de mesure périodique de leur taux de fuite (y compris les vannes d'isolement) ;
- des dispositions permettant les essais périodiques du fonctionnement des vannes automatiques d'isolement.

Ces systèmes sont dimensionnés pour rester étanches dans toutes les conditions de fonctionnement citées plus haut, pour résister aux sollicitations liées à une rupture de tuyauterie et pour le séisme de dimensionnement. L'isolement de l'enceinte doit pouvoir être assuré dans tous les cas sans aucune intervention manuelle.

6.2.2. Enceintes à double paroi (réacteurs de 1 300 MWe et de 1 450 MWe)

Le confinement des réacteurs des paliers 1 300 et 1 450 MWe est réalisé par une enceinte à double paroi, avec :

- un confinement dynamique, grâce à un système de mise en dépression de l'espace entre enceintes (système EDE) qui récupère et filtre les fuites à travers le béton de la paroi interne ; après filtration, les fuites sont rejetées par la cheminée du bâtiment des auxiliaires nucléaires ;
- un confinement statique, reposant sur l'étanchéité de la paroi interne en béton précontraint et des traversées équipées de joints ou de vannes d'isolement des circuits.

La figure 6.2 et les définitions ci-après présentent la répartition des différentes catégories de fuites pour les enceintes à double paroi.

1. Le fourreau en acier carbone est soudé à l'intérieur de l'enceinte à la peau d'étanchéité métallique ; il est noyé et ancré dans le béton de la paroi. L'étanchéité de la traversée est assurée par :

- la soudure du fourreau sur la peau d'étanchéité ;
- le fourreau pour toute sa surface intérieure à l'enceinte de confinement ;
- la pièce de raccordement assurant la liaison entre le fourreau et la tuyauterie qu'il contient.

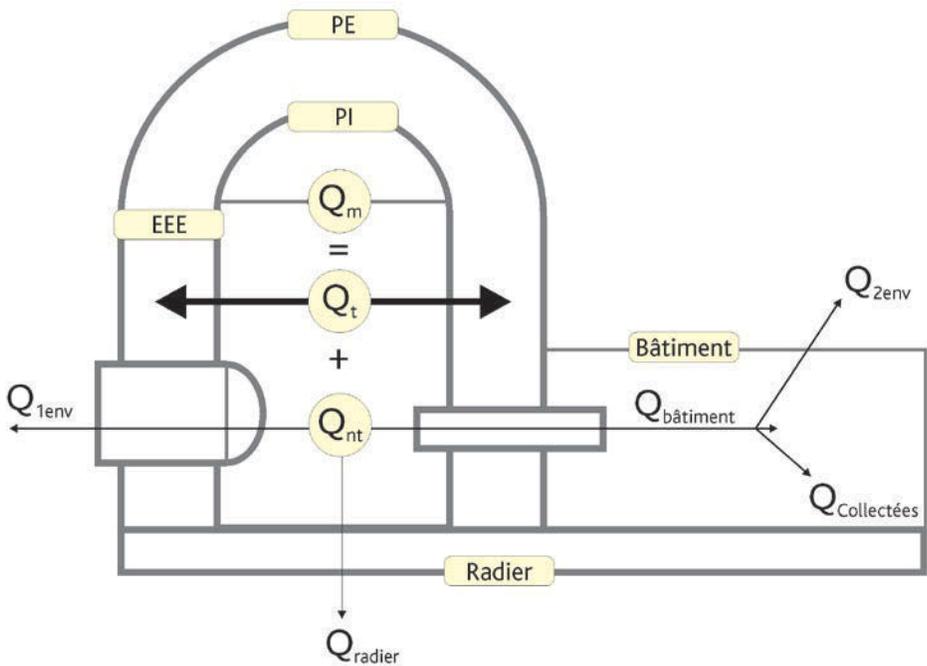


Figure 6.2. Répartition des différentes catégories de fuites pour les enceintes à double paroi.

Les fuites globales de l'enceinte (Q_m) se répartissent entre les fuites récupérées (Q_t) par le système EDE de mise en dépression de l'espace entre enceintes (EEE), et les fuites qui ne sont pas récupérées par ce système (Q_{nt}), ce qui se traduit par : $Q_m = Q_t + Q_{nt}$.

Les fuites non récupérées par le système EDE (Q_{nt}) sont composées :

- des fuites qui passent par des traversées débouchant directement à l'extérieur (le tampon d'accès des matériels par exemple) : Q_{1env} ;
- des fuites par le radier : Q_{radier} ;
- des fuites arrivant dans des bâtiments équipés d'une filtration, $Q_{bâtiment}$, dont une partie peut être relâchée dans l'atmosphère (Q_{2env}).

Ainsi, les fuites qui ne sont pas récupérées par le système EDE peuvent s'exprimer de la façon suivante : $Q_{nt} = Q_{1env} + Q_{radier} + Q_{bâtiment}$ avec $Q_{bâtiment} = Q_{2env} + Q_{collectée}$.

Les fuites non collectées (Q_{nc}) sont celles qui débouchent dans l'environnement ($Q_{nc} = Q_{nt} - Q_{radier} - Q_{collectée} = Q_{1env} + Q_{2env}$) ; elles ont un impact prépondérant en termes de conséquences radiologiques. Les traversées de l'enceinte ne débouchant pas dans l'EEE sont donc des éléments sensibles.

Pour les tranches de 1 300 MWe et de 1 450 MWe, les décrets d'autorisation de création (DAC) mentionnent que :

- le taux de fuite de l'enceinte interne (Q_m) ne doit pas excéder 1,5 % par jour de la masse de gaz contenue dans l'enceinte interne dans les conditions de pression

et de température d'un accident consistant en une rupture complète et soudaine d'une tuyauterie du circuit primaire avec séparation totale des extrémités (accident de perte de réfrigérant primaire étudié dans la cadre des accidents de dimensionnement) ;

- le taux de fuite de l'enceinte externe ne doit pas excéder 1 % par jour de la masse totale de gaz contenue dans le volume limité par le parement interne de l'enceinte externe pour une dépression dans l'espace entre enceintes de 3 mbar.

Le débit de ventilation du système EDE est fixé pour assurer dans les conditions de l'accident de perte de réfrigérant primaire mentionné plus haut une dépression d'environ 15 mbar dans l'espace entre enceintes. Ce débit permet de conserver dans ces conditions une dépression dans l'espace entre enceintes et d'éviter toute fuite de l'espace entre enceintes vers l'extérieur autrement que par le système EDE pour le débit de fuite maximal de l'enceinte interne spécifié dans les DAC (voir ci-dessus) et pour une vitesse du vent d'environ 120 km/h (la dépression permet dans ces conditions de contrecarrer l'effet de succion dû au vent).

L'évolution des fuites globales de l'enceinte et de leur répartition dépend, en situation accidentelle, de l'évolution des fuites de l'enceinte interne dues à l'augmentation de la perméabilité et de la fissuration du béton, des fuites par les traversées de l'enceinte, mais aussi des fuites de l'enceinte externe fonction de l'efficacité de collecte du système EDE.

6.2.3. Enceintes à double paroi des réacteurs EPR

Comme indiqué plus haut, pour les réacteurs EPR, des dispositions de conception ont été prises visant à « pratiquement éliminer » les possibilités de fuites directes dans l'environnement.

Ainsi, il ne doit pas y avoir de chemin de fuite directe de l'enceinte de confinement vers l'extérieur. Les tuyauteries susceptibles de transporter des substances radioactives à l'extérieur de l'enceinte de confinement doivent conduire à des bâtiments périphériques présentant des capacités de confinement adéquates. Certains des bâtiments périphériques au bâtiment du réacteur, notamment le bâtiment des auxiliaires nucléaires, les bâtiments des auxiliaires de sauvegarde et le bâtiment du combustible, participent à la fonction de confinement (maintien dans ces bâtiments d'un confinement dynamique à l'aide de dispositifs de ventilation et de filtration pour les aérosols et pour l'iode).

Le dimensionnement du confinement prend en compte les accidents de [fusion du cœur](#) avec défaillance de la cuve du réacteur à basse pression. En cas d'accident de ce type, le confinement doit être assuré pendant 12 heures même en l'absence de refroidissement de l'enceinte de confinement.

Les critères suivants ont été retenus :

- le taux de fuite de l'enceinte interne ne doit pas excéder 0,3 % par jour de la masse de gaz contenue dans l'enceinte interne dans les conditions des accidents considérés dans le dimensionnement (accidents de perte de réfrigérant primaire et accidents de [fusion du cœur](#)) ;

- le taux de fuite de l'enceinte externe ne doit pas excéder 1,5 % par jour de la masse totale de gaz contenue dans le volume limité par le parement interne de l'enceinte externe pour une dépression dans l'espace entre enceintes de 6,2 mbar (la dépression de 6,2 mbar permet de compenser les effets de succion liés à un vent de 80 km/h).

Dans le cas des accidents considérés dans le dimensionnement, y compris les accidents de **fusion du cœur**, le système EDE doit assurer une dépression de l'espace entre enceintes, collecter et filtrer les fuites de l'enceinte interne qui est en surpression du fait de l'accident.

6.2.4. Contrôle de l'intégrité et de l'étanchéité des enceintes de confinement

La fonction de confinement des substances radioactives est assurée, au-delà des deux premières « barrières », par l'intégrité et l'étanchéité de l'enceinte de confinement et de ses traversées dans les différentes conditions de pression et de température envisagées.

L'enceinte fait l'objet :

- d'essais de résistance mécanique par mise en pression ;
- d'essais d'étanchéité de deux types :
 - des essais globaux par mise en pression de l'enceinte ;
 - des essais partiels par mise en pression locale des traversées et des systèmes d'isolement des fuites.

6.2.4.1. Essais de résistance mécanique

► Épreuve initiale

Avant la mise en service d'un réacteur, le bâtiment du réacteur est soumis à une épreuve de résistance, effectuée par mise en pression progressive de l'enceinte à la température ambiante jusqu'à la pression d'épreuve. Les mesures fournies par les dispositifs d'auscultation mécanique sont enregistrées lors de la pressurisation et de la dépressurisation de l'enceinte.

Pour les réacteurs de 900 MWe à peau métallique d'étanchéité, la pression d'épreuve est prise égale à 1,15 fois la pression relative de calcul de l'enceinte, pour tenir compte de la poussée thermique de la peau métallique d'étanchéité en cas d'accident de perte de réfrigérant primaire.

Pour l'enceinte interne du réacteur EPR, également munie d'une peau métallique, cette poussée conduit à une pression d'épreuve initiale égale à 1,10 fois la pression de calcul.

Pour les réacteurs sans peau métallique d'étanchéité (réacteurs de 1 300 MWe et 1 450 MWe des paliers P4, P'4 et N4), la pression d'épreuve est la pression de calcul.

► Essais périodiques

Après l'épreuve initiale, l'enceinte fait l'objet d'essais mécaniques, à la pression de calcul, lors de la visite complète initiale (VCI) et lors de chacune des [visites décennales](#). Les mesures fournies par les dispositifs d'auscultation mécanique sont enregistrées lors de la pressurisation et de la dépressurisation de l'enceinte.

Des mesures d'auscultation effectuées régulièrement en service permettent de suivre l'évolution des déformations différées de l'ouvrage hors pression (retrait et fluage du béton).

6.2.4.2. Essais d'étanchéité

► Essais globaux d'étanchéité de l'enceinte (essais dits de type A)

Les essais globaux d'étanchéité ont pour objet la mesure du taux de fuite global pour les enceintes de confinement avec revêtement métallique (réacteurs de 900 MWe et EPR) et du taux de fuite de la paroi interne de l'enceinte et de ses composants pour les réacteurs à double paroi sans revêtement métallique (réacteurs de 1 300 MWe et de 1 450 MWe). Ils sont réalisés à la fin de la construction (essais préopérationnels), avant le premier chargement du cœur, puis tous les dix ans.

Les essais globaux d'étanchéité sont effectués à la pression de calcul de l'enceinte.

La détermination du taux de fuite est effectuée en mesurant la pression de l'air sec (corrigée de la pression partielle de vapeur d'eau obtenue par mesure de l'hygrométrie) contenu dans l'enceinte, en mesurant la température en différents endroits intérieurs à l'enceinte et en appliquant la loi des gaz parfaits : la variation de la quantité PV/T au cours du temps permet de connaître la perte de masse au cours du temps et donc le taux de fuite défini comme le rapport de la masse d'air s'étant échappée de l'enceinte pendant une durée de 24 heures sur la masse totale d'air sous pression présente dans l'enceinte.

Le taux de fuite (incertitudes comprises) est comparé au critère, égal à 0,162 %/j pour les enceintes à peau métallique (réacteurs de 900 MWe et EPR) et égal à 1,125 %/j pour les enceintes internes des réacteurs à enceinte à double paroi sans peau métallique (réacteurs de 1 300 MWe et de 1 450 MWe).

► Essais globaux d'étanchéité des enceintes externes des réacteurs de 1 300 MWe, de 1 450 MWe et du réacteur EPR

Un essai global d'étanchéité de l'enceinte externe et de ses traversées est réalisé au cours des essais du circuit de mise en dépression de l'espace entre enceintes, préalablement aux essais globaux de type A.

Schématiquement, cet essai est réalisé en mettant en dépression (par rapport à la pression atmosphérique) l'espace entre parois de l'enceinte par le système EDE et en mesurant le débit rejeté par ce circuit, qui est égal au débit entrant dans l'espace entre les parois de l'enceinte.

Pour les réacteurs de 1 300 MWe et de 1 450 MWe, le critère d'acceptabilité de l'essai est que le débit mesuré soit inférieur à 1 % par jour de la masse d'air contenue dans l'espace délimité par l'intrados de l'enceinte externe pour une dépression dans l'espace entre enceintes de 3 mbar.

► Essais partiels d'étanchéité des pénétrations dans le bâtiment du réacteur

Des essais partiels d'étanchéité sont réalisés pour les pénétrations dans le bâtiment du réacteur (dans la paroi de l'enceinte pour les réacteurs de 900 MWe et dans la paroi interne pour les réacteurs de 1 300 MWe et de 1 450 MWe et pour le réacteur EPR) afin de détecter et de mesurer les fuites locales pouvant affecter certaines pénétrations et les organes d'isolement associés. Ces essais sont subdivisés en essais dits de type B et en essais dits de type C.

Les essais de type B concernent :

- les traversées « électriques » (y compris celles des sas) ;
- les dispositifs d'étanchéité des portes des sas utilisés par le personnel, y compris les pénétrations pour la commande des portes ;
- le dispositif d'étanchéité du tampon de l'accès des matériels ;
- les traversées munies de fonds pleins démontables avec joints (en particulier la traversée utilisée pour le transfert du combustible).

Les essais de type C concernent les organes d'isolement des tuyauteries traversant l'enceinte, autres que ceux qui font l'objet des essais de type B et autres que ceux des circuits secondaires qui sont considérés comme des circuits fermés dans l'enceinte et maintenus en surpression par rapport à l'atmosphère de celle-ci.

► Essais d'étanchéité des tronçons de circuits extérieurs à l'enceinte et qui sont susceptibles de véhiculer des fluides contaminés hors de l'enceinte lors d'accidents avec défaillance des deux premières barrières (extensions de la troisième barrière, voir § 6.1).

Pour les réacteurs en exploitation, il s'agit des circuits d'injection de sécurité (RIS), d'aspersion dans l'enceinte (EAS) ainsi que du système de contrôle de la teneur en hydrogène en cas d'accident (ETY).

Les essais d'étanchéité des tronçons extérieurs à l'enceinte des circuits RIS, EAS et ETY sont réalisés avec une périodicité égale à celle des essais globaux d'étanchéité.

6.3. Comportement mécanique des enceintes en cas d'accident de fusion du cœur

6.3.1. Introduction

Lors d'un accident grave, l'enceinte de confinement du réacteur concerné pourrait être soumise à plusieurs types de sollicitations dépassant les conditions de pression et de température retenues pour son dimensionnement. Ces sollicitations seraient induites par les phénomènes physiques décrits dans les paragraphes 5.1 à 5.3, qui interviennent lors des différentes phases de la dégradation du cœur, notamment une combustion éventuelle d'hydrogène produit lors de la dégradation des gaines des crayons combustibles ou lors du renoyage du cœur dégradé, une explosion de vapeur dans la cuve ou en dehors de celle-ci et l'augmentation lente de la pression dans l'enceinte pendant l'interaction du corium avec le béton du radier.

Des travaux approfondis ont été entrepris ou sont en cours pour apprécier le comportement des enceintes de confinement des réacteurs français sous l'effet de telles sollicitations hors du domaine de dimensionnement des enceintes. L'approche est différente suivant le type d'enceinte de confinement, mais l'objectif est le même car il s'agit *in fine* de déterminer le débit de fuite de l'enceinte vers l'environnement au-delà des conditions de pression et de température retenues pour son dimensionnement.

Le problème est complexe et il faut faire appel pour le résoudre à des études mécaniques sophistiquées comportant notamment des évaluations théoriques des contraintes et des déformations de l'enceinte, complétées d'études expérimentales permettant de confirmer les évaluations théoriques. Des efforts de recherche et développement sont également nécessaires, notamment dans le domaine de la fissuration du béton soumis aux chargements correspondant à un accident de fusion du cœur. À ce sujet, EDF a engagé d'importants travaux expérimentaux (voir la maquette MAEVA décrite au § 6.3.3.2) et théoriques [1] applicables principalement aux enceintes à double parois des réacteurs de 1 300 MWe.

Des études ont également été effectuées par l'IRSN en support à la réalisation de ses études probabilistes de sûreté (EPS) de niveau 2 pour les réacteurs de 900 MWe et de 1 300 MWe.

À titre d'illustration, un aperçu relativement détaillé de ces études et des résultats obtenus est présenté dans le paragraphe 6.3.2 pour le cas des enceintes des réacteurs de 900 MWe. Des études sont également développées à l'IRSN pour les enceintes des réacteurs de 1 300 MWe. La démarche utilisée pour les calculs relatifs à ce type d'enceinte est présentée au paragraphe 6.3.3.

6.3.2. Comportement mécanique des enceintes des centrales REP de 900 MWe

Les études entreprises reposent sur des calculs non linéaires par la méthode des éléments finis. La construction de modèles représentant l'enceinte à des échelles différentes (démarche « multi-échelles ») permet d'appréhender le comportement de l'enceinte

à différents niveaux de détail, en distinguant la zone courante, la zone du tampon d'accès des matériels (TAM), enfin la fermeture de ce dernier. Cette démarche permet de reproduire de façon réaliste les différents phénomènes thermomécaniques en conservant des temps et des coûts de calcul raisonnables.

Les calculs mécaniques ont été réalisés successivement en utilisant des maillages adaptés à la finesse souhaitée de la modélisation : modèle global complet de l'enceinte de confinement, modèle quart d'enceinte, modèle local de la traversée du TAM et modèle restreint du fourreau du TAM [3, 4]. Mais, au préalable, il a fallu définir des profils enveloppes des chargements résultant des sollicitations subies par l'enceinte de confinement lors d'un accident de [fusion du cœur](#).

6.3.2.1. Sélection des scénarios d'accident de fusion du cœur retenus dans les études (évolutions de pression et de température dans l'enceinte)

Les études mécaniques réalisées par l'[IRSN](#) dans le cadre de son EPS de niveau 2 relative aux centrales REP de 900 MWe ont visé à évaluer la réponse de l'enceinte de confinement à des sollicitations quasi statiques, correspondant à un pic de pression ou à une montée lente en pression [1].

Des calculs linéaires réalisés pour plusieurs scénarios d'accident de [fusion du cœur](#) ont permis de déterminer le scénario qui conduit aux dégradations les plus importantes de l'enceinte de confinement. Il s'agit du scénario dénommé AF qui comporte trois phases (figure 6.3) :

- une phase de préchargement thermique correspondant à la dégradation du cœur ; les instants P1 et P2 indiqués sur la figure 6.3 correspondent respectivement au début et à la fin de cette phase ;
- la phase du pic de pression et de température correspondant à la combustion adiabatique isochore de l'hydrogène produit par l'oxydation du cœur ; l'instant P3 indiqué sur la figure 6.3 correspond au pic ;
- une phase de montée lente de la pression et de la température correspondant à l'interaction corium-béton avec mise en contact du corium avec l'eau du puisard ; une grande quantité de gaz chauds est en effet produite lors de cette interaction, ce qui provoque une montée de la pression et de la température dans l'enceinte ; les instants P4 et P5 indiqués sur la figure 6.3 correspondent respectivement au début et à la fin de cette phase ; P5 a été fixé à une pression supposée au-delà de la pression ultime de tenue de l'enceinte.

Une étude paramétrique préalable réalisée pour différentes valeurs du pic de pression et de température à l'instant P3 a permis de déterminer une valeur de pic de pression voisine de 11,4 bars absolus (2,3 fois la pression de dimensionnement de l'enceinte). Cette pression correspond à celle produite par la combustion adiabatique isochore de 125 % de la quantité d'hydrogène maximale générée par l'oxydation du cœur. Le choix des valeurs de pression et de température extrêmes du scénario AF permet d'obtenir un majorant des chargements mécaniques de l'enceinte pour les scénarios d'accident de [fusion du cœur](#) traités dans l'EPS de niveau 2 de l'[IRSN](#). Dans le but de quantifier les

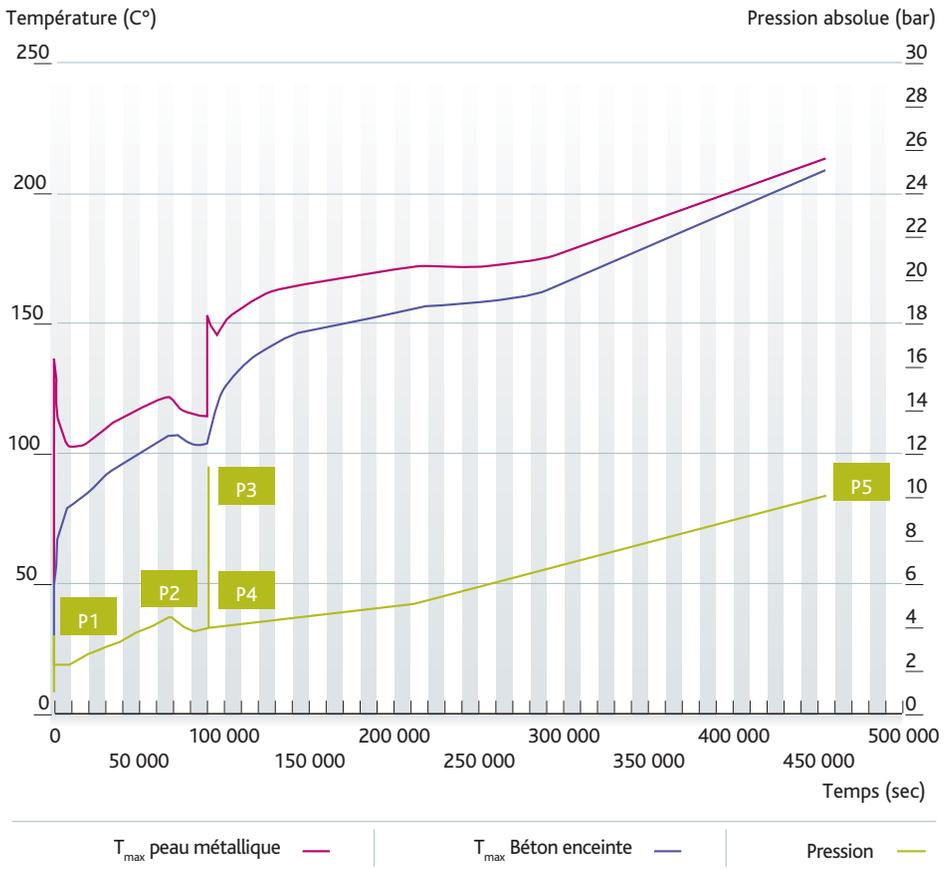


Figure 6.3. Évolution de la pression et de la température de l'enceinte pour le scénario AF.

effets thermiques de l'accident sur le comportement mécanique de l'enceinte, le scénario AF comprend par ailleurs deux cinétiques de montée en température différentes (figure 6.3), l'une à l'instant P3 correspondant à une montée rapide de la température de l'enceinte, l'autre entre les instants P4 et P5 (phase d'interaction corium-béton) correspondant à une montée lente de cette température, afin de vérifier la possibilité d'extrapoler les résultats de l'étude effectuée aux autres scénarios d'accidents de [fusion du cœur](#) ayant des profils temporels de température dans l'enceinte différents.

6.3.2.2. Modèle global complet de l'enceinte de confinement (calcul de l'état initial de l'enceinte)

Le calcul du comportement de l'enceinte de confinement lors d'un scénario d'accident de [fusion du cœur](#) de type AF nécessite de connaître de la façon la plus réaliste possible l'état de l'ouvrage avant l'accident sous les effets des phénomènes de retrait-fluage. L'âge de l'enceinte a été pris égal à 30 ans. Le calcul de la précontrainte et du fluage pour déterminer l'état de la structure à 30 ans a été réalisé sur une enceinte représentative d'une centrale REP de 900 MWe. Ce calcul, dont la modélisation géométrique et les

chargements mécaniques sont présentés ci-après, a servi de base à l'ensemble des calculs réalisés avec les différentes modélisations décrites aux paragraphes 6.3.2.3 à 6.3.2.5.

La position et la mise en tension des câbles de précontrainte ne présentent pas des symétries suffisantes pour s'affranchir d'un calcul sur une enceinte complète (360°).

Le maillage utilisé reproduit les différents constituants de l'enceinte, le béton de la paroi, le ferrillage passif, la peau métallique, le béton de protection posé sur le radier et, avec une modélisation simplifiée, la virole de l'accès des matériels avec le fourreau, les brides et le fond. Tous les câbles de précontrainte, leur géométrie et leurs déviations, notamment autour de l'accès des matériels et des deux sas « personnel », sont modélisés d'une façon précise. Le modèle reproduit aussi les effets du sol et du remblai. Les figures 6.4 (première figure de gauche) et 6.5 présentent les maillages utilisés.

L'enceinte en béton est soumise à son poids propre et à la précontrainte des câbles, calculée en tenant compte des différentes phases de mise en tension, des différentes causes de perte de tension (frottement, recul des têtes d'ancrage, etc.) et des particularités géométriques d'ensemble des câbles.

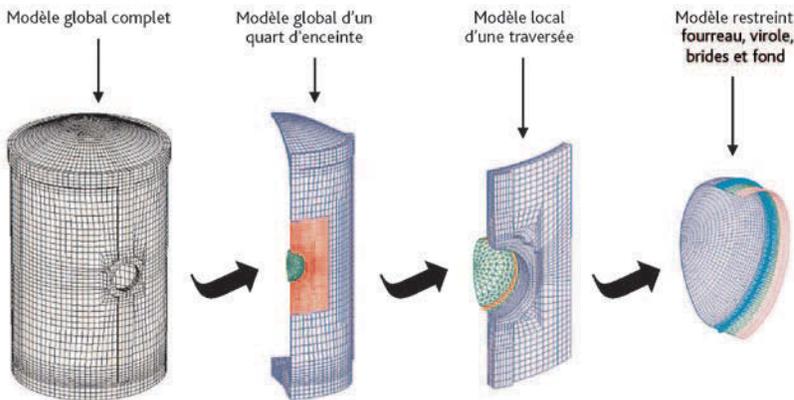


Figure 6.4. Modèles emboîtés retenus : modèle global complet, modèle global d'un quart d'enceinte, modèle local d'une traversée, modèle restreint fourreau/virole/brides/fond.

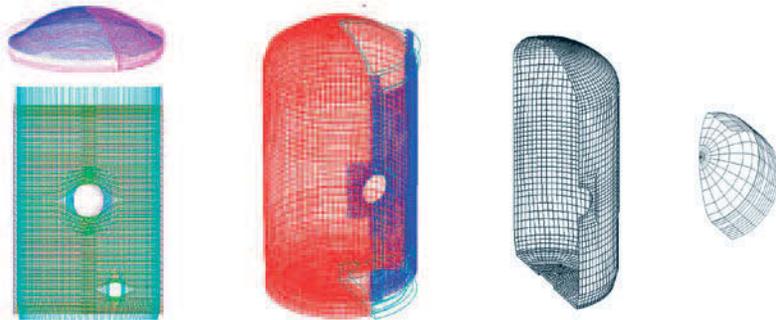


Figure 6.5. Maillage représentant les câbles de précontrainte, le ferrillage, la peau métallique, le tampon de l'accès des matériels (TAM) utilisés pour le modèle global complet.

Le retrait et le fluage du béton sont estimés de façon réglementaire, suivant les formules du BPEL 1999, lors de la mise en tension des câbles, et pendant la durée de 30 ans. Ils sont introduits à chaque étape du calcul sous la forme d'un chargement de type « déformations initiales », en fonction des caractéristiques de séchage du béton, de l'âge du chargement et du champ des contraintes.

Le comportement différé de l'enceinte calculé par la méthode des éléments finis a été comparé aux résultats des mesures d'auscultation réalisées à 20 ans par EDF, ce qui a permis de recalibrer les paramètres des formules BPEL par rapport aux résultats des mesures.

6.3.2.3. Modèle quart d'enceinte

Le calcul thermomécanique du comportement de l'enceinte dans les conditions du scénario AF de [fusion du cœur](#) a été réalisé avec un maillage représentant un quart de cette enceinte afin de réduire les temps de calcul.

Le calcul de la précontrainte et du fluage, réalisé avec le modèle complet de l'enceinte, est utilisé pour le modèle quart d'enceinte, avant d'appliquer les chargements de pression et de température dus à l'accident de [fusion du cœur](#).

Le modèle quart d'enceinte permet de représenter, de la même manière que le modèle complet, le béton de l'enceinte, les câbles de précontrainte, le ferrailage passif, la peau métallique, le béton de protection posé sur le radier, les structures internes, la virole de l'accès des matériels avec son fourreau, les brides et le fond. La figure 6.4 présente le maillage utilisé pour ce calcul.

Le béton est modélisé par des éléments finis massifs linéaires à huit nœuds avec une loi de comportement non linéaire prenant en compte une fissuration volumique homogène du béton (suivant un modèle rhéologique de fissuration fictive appelé « OTTOSEN ») ; les câbles de précontrainte ainsi que le ferrailage passif sont modélisés par des éléments finis de type barre à deux nœuds avec une loi de comportement non linéaire de type élastoplastique à écrouissage isotrope. La peau métallique est modélisée par des éléments finis de type coque avec une loi de comportement non linéaire de type élastoplastique à écrouissage isotrope. Le sol est simulé à l'aide d'un élément unique s'étendant au-delà de la surface horizontale du radier, ce qui permet un décollement de ce dernier en fonction des chargements dus à l'accident de [fusion du cœur](#) [4].

6.3.2.3.1. Analyse des résultats des calculs réalisés à l'aide du modèle « quart d'enceinte »

L'analyse des résultats des calculs pour l'accident de [fusion du cœur](#) étudié conduit aux remarques suivantes :

- les calculs confirment les emplacements des zones les plus sensibles de l'enceinte de confinement, notamment la zone du tampon d'accès des matériels (TAM) et la

zone du gousset (figure 6.6) qui présente des fissurations traversantes en relation avec la galerie de précontrainte ;

- la comparaison des résultats des calculs pour le scénario AF et de ceux obtenus pour un scénario sans pic de pression P3 montre le peu d'effet de ce pic sur le comportement ultérieur de l'enceinte de confinement (les déplacements de l'enceinte sont quasi réversibles dans la zone courante durant le pic de pression) ;
- la stabilité d'ensemble de la structure est assurée par l'intégrité des câbles de précontrainte ;
- la déformation plastique équivalente maximale de la peau métallique obtenue juste après le pic de pression (instant P4 sur la figure 6.3) est plus importante que celle obtenue au pic de pression (instant P3 sur la figure 6.3) ;
- l'extrapolation du comportement mécanique de l'enceinte à d'autres scénarios est possible car les résultats des calculs mettent en évidence que les phénomènes mécaniques dépendent principalement de la pression ;
- les déchirures éventuelles de la peau métallique et les fissures dans la paroi en béton précontraint de l'enceinte constituent les chemins de fuite ;
- les déformations calculées de la peau métallique restent très inférieures à la valeur de la déformation à rupture de l'acier ; d'après les résultats obtenus, il ne devrait pas y avoir de déchirure de la peau et l'étanchéité de l'enceinte de confinement devrait être conservée.

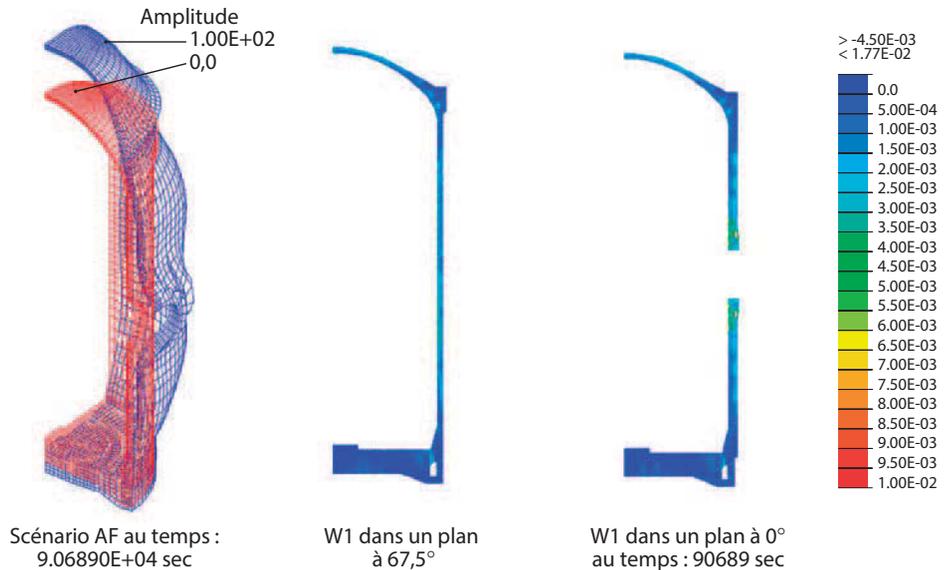


Figure 6.6. Déformée de l'enceinte amplifiée 100 fois et fissuration du béton, dans l'axe du TAM et en zone courante, au pic de pression du scénario AF (instant P3).

L'analyse et l'interprétation des résultats des études précédentes ont nécessité, pour estimer les risques de défaillance de l'enceinte (peau métallique, paroi en béton précontraint), en fonction des déformations atteintes, le recours à des résultats expérimentaux afin de définir les critères d'acceptabilité des résultats des calculs non linéaires effectués ; à cet effet, les résultats des calculs ont été confrontés à quelques résultats expérimentaux obtenus sur des maquettes, notamment la maquette PCCV utilisée pour le programme américano-japonais (NUPEC – NRC – Sandia) décrit au paragraphe suivant. Un groupe d'experts a participé à cette confrontation calcul-expérience dans le but de définir ces critères.

6.3.2.3.2. Analyse des résultats d'essais sur maquette

Le recours à des résultats d'essais représentatifs du problème étudié est un élément important pour la validation des calculs réalisés avec le logiciel de calculs mécaniques CAST3M. La difficulté est de trouver des essais représentatifs pour les conditions de chargement considérées [5].

La maquette PCCV (NUPEC – NRC – Sandia) représente à l'échelle $\frac{1}{4}$ une enceinte de confinement en béton précontraint avec une peau métallique. Des essais de mise en pression de la maquette avec de l'air sec à température ambiante ont été réalisés par les laboratoires Sandia ; ils ont été suivis d'un essai destructif conduit jusqu'à la ruine de l'enceinte (comportement ultime).

Les essais réalisés avec la maquette PCCV ont montré l'existence de déchirures de la peau métallique conduisant à des fuites significatives pour des valeurs de pression de l'ordre de 10,7 bars absolus (2,5 fois la pression de dimensionnement de la maquette [6]).

L'analyse des résultats des essais réalisés avec cette maquette et de leurs simulations numériques a été effectuée dans le cadre de l'*International Standard Problem* (ISP48) organisé par l'OCDE, auquel l'IRSN a participé. Des calculs ont été réalisés avec le logiciel CAST3M en utilisant la même démarche que celle utilisée pour les calculs du projet EPS2 [6].

Les calculs réalisés par l'IRSN ainsi que par les différentes équipes qui ont participé à cette intercomparaison n'ont pas prévu les déchirures constatées à la pression de 10,7 bars absolus, même en tenant compte des différentes singularités géométriques [7].

Pour cette pression dans l'enceinte, la déformation circonférentielle mesurée de la peau métallique dans la zone courante du fût est de 0,17 % et la déformation plastique équivalente calculée est de l'ordre de 0,3 à 0,5 %. Le même ordre de grandeur est obtenu par les calculs des déformations. Mais cette valeur est inférieure à la limite de la déformation à la rupture (de l'ordre de 10 %) obtenue lors des essais de caractérisation de la peau réalisés après les essais sur la maquette.

Pour pouvoir retrouver les déchirures de la peau métallique qui correspondent à un phénomène local, il faudrait que les modèles utilisés soient à l'échelle de ce phénomène en tenant compte des singularités constituées par les différentes soudures et les ancrages de la peau ainsi que par les fissures éventuellement créées dans le béton,

en utilisant des outils qui permettent de simuler la localisation des déformations et la déchirure de la peau métallique.

C'est cette difficulté d'interprétation des résultats des essais réalisés avec la maquette PCCV qui a conduit l'IRSN à faire appel au groupe d'experts cité plus haut. Ce groupe avait pour mission de conseiller l'IRSN sur la façon d'utiliser au mieux les résultats des essais dans leur application aux calculs des enceintes de confinement réalisés dans le cadre du projet EPS2 de l'IRSN. À l'issue de ses travaux, le groupe a proposé le critère d'application suivant : la déformation plastique maximale dans la zone courante de la peau métallique obtenue par les calculs non linéaires dans la zone courante doit être inférieure à une valeur de $0,30 \% \pm 0,15 \%$; au-delà de cette valeur, une déchirure de la peau métallique est très probable par effet de localisation des déformations. En effet, par cet effet de localisation, les déplacements se concentrent sur un point de la structure où la déformation va dépasser le critère de déchirure du matériau.

Une valeur de déformation de 0,3 % pour la peau métallique correspond à une pression dans l'enceinte de l'ordre de 10,5 bars absolus pour le scénario AF, ce qui conduit à considérer que la valeur de la pression limite conduisant à la défaillance du confinement est de l'ordre de 10 bars absolus (2 fois la pression de dimensionnement de l'enceinte de confinement).

Il convient de rappeler que la tenue ultime des traversées n'a pas été considérée dans cette étude.

6.3.2.4. Modèle local de la traversée du tampon de l'accès des matériels

La modélisation d'un quart d'enceinte, avec ses câbles de précontrainte et son ferrailage passif, et des lois de comportement mécanique non linéaires, nécessite un temps de calcul considérable, malgré une discrétisation spatiale relativement grossière de la géométrie. Pour étudier le comportement des zones sensibles telles que le tampon d'accès des matériels (TAM), notamment le risque d'écartement des brides constituant le système de fermeture du tampon (un tel écartement conduisant à une fuite directe dans l'atmosphère), une modélisation plus fine a donc été adoptée. Cette modélisation permet de représenter la géométrie exacte des brides et des boulons qui les maintiennent jointives. Ce modèle local comporte les mêmes éléments que le modèle global (béton, peau métallique, ferrailage passif et câbles de précontrainte composant une partie du fût de 10,60 m de large et 23,40 m de haut, virole du tampon d'accès, brides et boulons, goussets et collerettes d'ancrage de la virole dans le béton, etc.) ; les mêmes chargements thermomécaniques et les mêmes lois de comportement des matériaux sont appliqués à ce modèle local ainsi que la précontrainte, le retrait du béton et le fluage introduits dans le modèle global.

À partir d'un même calcul quart d'enceinte, plusieurs calculs ont été réalisés pour la traversée, en modifiant certains paramètres tels que les caractéristiques mécaniques des boulons, le ferrailage passif, le maillage, les conditions aux limites, le serrage des boulons. Ces études de sensibilité ont permis d'apprécier les incertitudes dues à la modélisation, aux calculs et aux matériaux, qui sont de l'ordre de 15 %.

Les brides ont été modélisées par des éléments de coque, de même que la peau, les goussets et les collerettes et l'ensemble fourreau/virole/brides/fond. Les fers et les câbles ainsi que les 44 boulons de fermeture du TAM ont été modélisés par des éléments de type barre à deux nœuds (figure 6.7). Trois types de boulons ont été envisagés, les boulons utilisés initialement pour les enceintes des centrales REP de 900 MWe (diamètre 33 mm ; limite élastique 238 MPa) et deux autres types de boulons jugés plus résistants (respectivement diamètre de 33 mm et limite élastique de 729 MPa ; diamètre de 24 mm et limite élastique de 852 MPa).

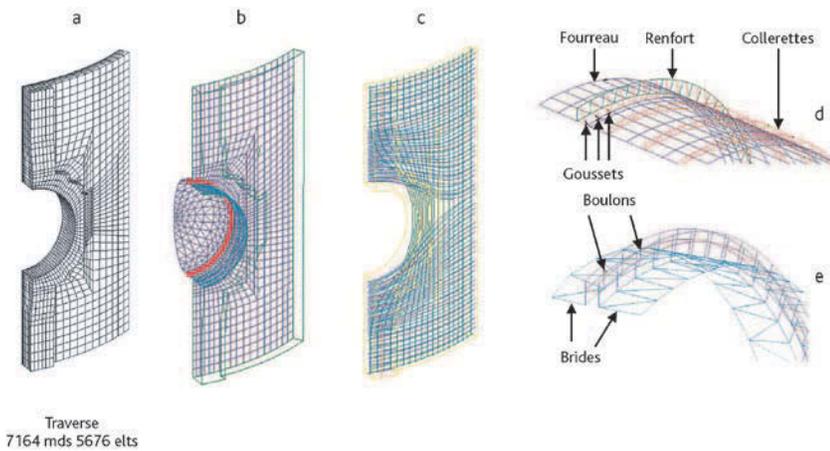


Figure 6.7. Traversée en béton (a), peau/fourreau/brides/fond (b), câbles (c), détail fourreau (d), détail brides et boulons (e).

Les conditions aux limites du modèle local reprennent à chaque pas de temps les champs de déplacements, obtenus à l'aide du calcul réalisé avec le modèle quart d'enceinte, sur le contour du modèle local. La validité de cette méthode est vérifiée notamment par la comparaison des résultats obtenus avec des modèles locaux d'échelles différentes.

Faute de données expérimentales sur le comportement mécanique des joints vieilliss, les études réalisées ne tiennent pas compte de la présence d'un joint d'étanchéité entre les deux brides, et ne fournissent comme résultat que l'écartement entre ces brides. Les principaux résultats obtenus sont les suivants :

- le choix des boulons (caractérisés par leur section et la limite élastique de l'acier) est le paramètre critique de l'étude mécanique, avec des répercussions considérables sur l'amplitude de l'écartement des brides ;
- le pic de pression et de température (instant P3) influence relativement peu la valeur de l'écartement en fonction de la pression ; l'écartement des brides est donc en grande partie conditionné par les mouvements d'ovalisation et de voilement de l'enceinte autour du fourreau de l'accès des matériels, peu sensibles à la température ;

- quel que soit le scénario, la refermeture des brides n'est que partielle avec la chute de la pression ; ceci est dû à la plastification des boulons et à l'absence de réversibilité des déformations de l'enceinte en béton autour de la virole du TAM ;
- l'écartement des brides est à peu près constant le long de la circonférence du fourreau avec une longueur d'ouverture de l'ordre de 4 m (pour la demi-circonférence) ; la section de fuite est quasiment proportionnelle à l'écartement maximal des brides.

6.3.2.5. Modèle restreint

La modélisation de la liaison entre les brides constitue un aspect délicat de l'étude thermomécanique, et le plus sensible *a priori* en termes d'écartement des brides. Dans le modèle local, le choix des éléments finis de type coque conduit à surévaluer les ouvertures des brides. C'est la raison qui a motivé la réalisation d'un modèle restreint ; ses principales caractéristiques sont les suivantes :

- des éléments massifs sont utilisés pour modéliser le fourreau métallique, les brides, les boulons et le fond hémisphérique du tampon au lieu d'éléments de type coque ou poutre, afin de s'affranchir des difficultés liées à l'utilisation d'éléments de ce type pour la définition des conditions aux limites ;
- le maillage est beaucoup plus fin et permet de reproduire de façon plus fidèle la géométrie réelle (changements d'épaisseur, chanfreins des soudures, etc.) ;
- les goussets, les collerettes, le béton et le ferrailage passif ne sont plus représentés dans le modèle ; il est supposé que le béton impose ses déplacements et ses déformations aux parties métalliques de rigidités plus faibles.

Les lois de comportement utilisées sont identiques à celles utilisées pour le calcul de la traversée. Par raison de symétrie, le maillage réalisé représente une demi-circonférence (figures 6.8 et 6.9).

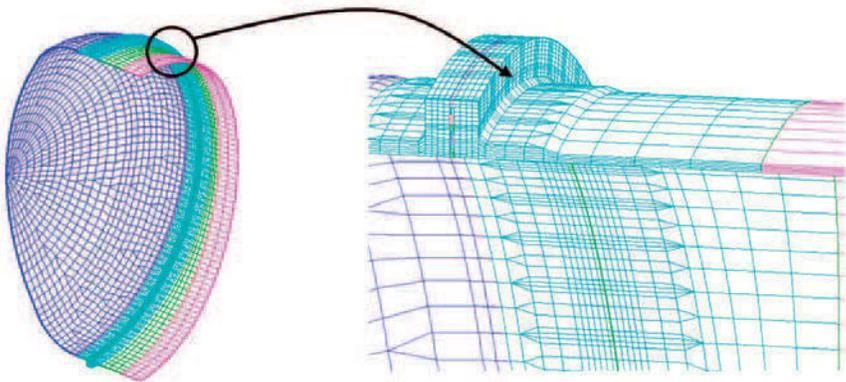


Figure 6.8. Maillage de l'ensemble du fourreau et de la bride du côté du fond du tampon (avec cales et boulons).

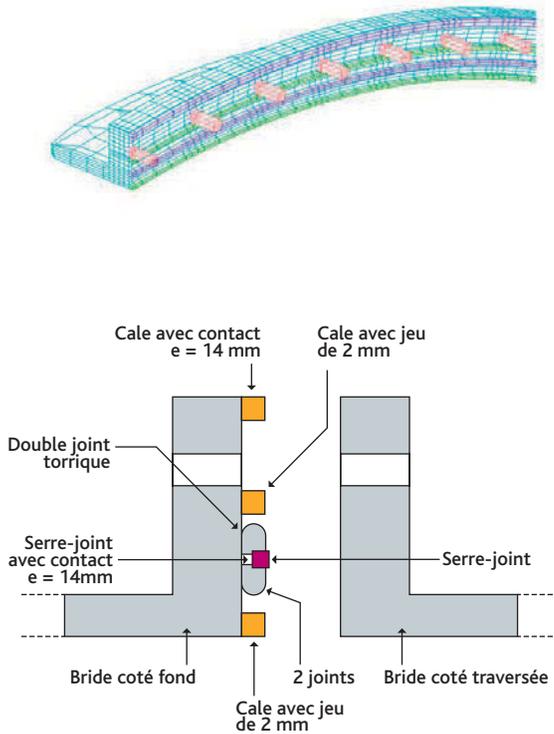


Figure 6.9. Maillage d'une bride (avec cales, serre-joint et boulons) et schéma en coupes des brides.

La mise en œuvre du modèle restreint est faite de façon similaire à celle du modèle local. Les conditions aux limites en déplacements imposés résultent du calcul avec le modèle local ; elles sont appliquées au contour du modèle restreint. Le modèle restreint avec ses éléments massifs et sa représentation plus précise des brides, cales et serre-joints permet d'améliorer la compréhension du comportement du système de fermeture. Notamment, il a permis de mettre en évidence l'effet prépondérant des sollicitations de cisaillement des boulons jusqu'à leur rupture, pour des pressions modérées dans l'enceinte de confinement, avec un risque important de perte d'étanchéité de la fermeture du tampon.

Ce modèle a ainsi montré :

- la complexité des mécanismes de déformation des brides, excluant toute possibilité d'extrapolation à partir de modèles simplifiés, et le fort couplage entre les phénomènes d'ovalisation et de voilement des brides ;
- le faible effet des sollicitations axisymétriques du béton, par l'intermédiaire du fourreau, sur l'écartement des brides et le cisaillement des boulons (chargements dus à la pression dans l'enceinte de confinement, pincement du fourreau sous l'effet de la précontrainte de compression imposée dans le béton par la mise sous tension des câbles) et l'importance des déformations non axisymétriques

imposées par l'enceinte de confinement au fourreau, responsables de l'ovalisation et du voilement des brides ;

- l'importance du choix des boulons (notamment leur section et la limite élastique de leur acier) sollicités en cisaillement ;
- l'influence du jeu entre boulons et brides.

Pour ce qui concerne ce dernier point notamment, les résultats ont montré qu'en l'absence de prise en compte du jeu entre brides et boulons, dans le cas où les deux brides sont libres de glisser l'une par rapport à l'autre, la plastification des boulons a lieu pour des pressions basses (entre 3,2 et 5,5 bars absolus suivant les boulons choisis). Ces valeurs basses, dues au cisaillement des boulons, sont fortement sensibles aux jeux entre boulons et brides.

La marge apportée au cisaillement par un jeu de l'ordre de 3 mm, jeu acceptable à l'égard du risque de plastification des boulons, conduit, lors d'une combustion d'hydrogène, à un écartement irréversible des brides à partir de pressions comprises entre 6,2 et 8,5 bars absolus suivant les boulons choisis. Il apparaît qu'une réduction de la section des boulons est préjudiciable à leur résistance en traction, tandis qu'une augmentation de la limite élastique de l'acier est bénéfique à leur tenue mécanique au cisaillement.

6.3.3. Comportement mécanique des enceintes des centrales REP de 1 300 MWe

6.3.3.1. Démarche utilisée dans les études mécaniques

L'objectif poursuivi pour ce type d'enceinte est similaire à celui des études mécaniques réalisées pour une enceinte d'un REP de 900 MWe. Il s'agit de déterminer la limite d'étanchéité de l'enceinte de confinement sous les chargements mécaniques et thermiques auxquels est soumise cette enceinte lors d'un accident de [fusion du cœur](#). Cependant la démarche utilisée est différente pour deux raisons essentielles :

- la paroi interne de l'enceinte interne n'a pas de revêtement métallique ; les études mécaniques visent donc à déterminer la capacité du béton précontraint de l'enceinte interne à maintenir un confinement sous différents chargements accidentels ;
- les fuites de l'enceinte interne se retrouvent dans l'espace entre enceintes ; cet espace est normalement en dépression et les gaz et les aérosols extraits par le système de mise en dépression de cet espace (EDE) sont filtrés avant rejet ; les études mécaniques précédentes doivent donc être prolongées par un examen des défaillances possibles de ce système et de l'enceinte externe en situation d'accident de [fusion du cœur](#), en tenant compte de conditions climatiques sévères (notamment vents de vitesse élevée).

Des études relatives à ces enceintes sont menées à l'[IRSN](#) en support de son EPS de niveau 2 des centrales REP de 1 300 MWe. Ces études viennent également en appui de l'expertise des dossiers d'EDF en vue des troisièmes [visites décennales](#) (VD3) des

centrales REP de 1 300 MWe, notamment les dossiers relatifs au traitement des accidents de [fusion du cœur](#), sachant qu'EDF développe ses propres études sur le sujet. Une des difficultés particulières, qui apparaît dans les quantifications de l'EPS de niveau 2 ou lors des discussions techniques avec l'exploitant, est l'évaluation des fuites à travers la paroi en béton précontraint de l'enceinte interne sous pression, évaluation qui conditionne l'ampleur des rejets de substances radioactives dans l'espace entre enceintes et la possibilité du système EDE à maintenir cet espace en dépression. Des réponses à des questions difficiles sont nécessaires pour obtenir cette quantification, notamment :

- l'appréciation de la fissuration du béton (espacement, ouverture, longueur des fissures, etc.) à partir des états des contraintes mécaniques dans les parois de l'enceinte ; les formules réglementaires applicables au retrait et au fluage du béton fournissent en effet des valeurs numériques qui sont très éloignées des valeurs mesurées ; EDF a, sur ce sujet, initié un projet national d'étude (le projet CEOS) auquel l'IRSN participe ; les résultats des actions de recherche menées dans le cadre de ce projet sont prévus pour 2013 ;
- la quantification des fuites à travers un réseau de fissures qui communiquent entre elles sans que chacune d'elles soit obligatoirement traversante ; cette question est étudiée à l'IRSN dans le cadre du projet ECOBA (étude du confinement dans les ouvrages de béton armé) financé par l'Agence nationale de la recherche (ANR) ; les résultats des actions de recherche menées dans le cadre de ce projet sont prévus pour 2014.

Compte tenu des difficultés indiquées ci-dessus et dans l'attente des résultats des projets précités, la démarche utilisée dans les études IRSN est semi-empirique. Les étapes de cette démarche peuvent se résumer comme suit :

- le degré de fissuration de la paroi de l'enceinte interne est calculé, à l'aide du logiciel CAST3M, à partir d'un modèle aux éléments finis de cette paroi, en fonction de la précontrainte dans les câbles, du fluage et du retrait du béton ;
- les résultats de ces calculs sont ajustés aux résultats expérimentaux relevés lors des épreuves des enceintes à leur pression de dimensionnement (des mesures de fissuration du béton sont notamment réalisées à la suite de ces épreuves) ;
- le modèle ainsi ajusté est ensuite validé en confrontant les résultats à ceux d'expériences réalisées sur des maquettes dans des conditions approchant celles d'un accident de [fusion du cœur](#) (voir la description des essais MAEVA au § 6.3.3.2) ;
- le modèle de calcul, réalisé avec le logiciel CAST3M, ainsi validé est finalement appliqué à l'enceinte interne d'un REP de 1 300 MWe supposée soumise aux chargements de pression et de température d'un accident de [fusion du cœur](#) jugé suffisamment enveloppe.

L'achèvement de ces différentes étapes devrait permettre d'obtenir en 2013 des estimations des rejets dans l'espace entre enceintes.

Il est à noter que le retour d'expérience des épreuves réalisées à la pression de dimensionnement et les résultats des premiers calculs du comportement mécanique des

enceintes des centrales REP de 1 300 MWe montrent que le béton de l'enceinte interne ne demeure pas partout en compression mais présente des zones en traction susceptibles de se fissurer. Par ailleurs, compte tenu des déformations différées du béton précontraint, la précontrainte diminue dans le temps, ce qui augmente l'étendue des zones pouvant se trouver en traction. Les zones concernées (ainsi que celles où ont été constatés, lors des épreuves en pression, des défauts de bétonnage) ont été recouvertes d'un revêtement qui permet de retrouver une étanchéité conforme aux exigences requises en termes de taux de fuite.

L'étude des défaillances possibles du système EDE dans les conditions d'un accident de [fusion du cœur](#) est effectuée en parallèle à l'[IRSN](#) dans le cadre des études en support à son EPS de niveau 2. Il s'agit de déterminer les limites de fonctionnement du système de ventilation (c'est-à-dire sa capacité à maintenir l'espace entre enceintes en dépression), de son système de filtration et des pièges à iode très sensibles au taux d'humidité.

6.3.3.2. Expériences effectuées en support des études mécaniques des enceintes REP de 1 300 MWe : les essais MAEVA

En 1994, EDF a décidé de réaliser une maquette d'enceinte de confinement afin d'étudier la résistance mécanique et d'évaluer l'étanchéité des enceintes de confinement des réacteurs français. La maquette réalisée représente une zone courante de l'enceinte interne à l'échelle 1/3 pour le diamètre et l'échelle 1/1 pour l'épaisseur du mur. L'espace entre enceintes est également représenté mais l'enceinte externe en béton est remplacée sur la maquette par une paroi métallique (figure 6.10). L'objectif visé par EDF était d'effectuer une étude expérimentale du comportement thermomécanique de l'enceinte interne en béton précontraint pour des situations de dimensionnement et des situations au-delà du dimensionnement.

Plus précisément, les principaux objectifs des essais étaient les suivants :

- l'étude de la propagation de la chaleur dans une paroi en béton précontraint en présence d'un mélange d'air et de vapeur ;
- l'étude du comportement d'une paroi en béton précontraint au-delà des situations de dimensionnement, en soumettant la maquette à des scénarios de montée en pression et en température ;
- l'évaluation des taux de fuite d'air et de vapeur dans les conditions d'un accident par comparaison à ceux mesurés avec de l'air sec lors des épreuves ;
- l'étude du comportement de revêtements en matériaux composites pour les séquences d'épreuve et les différents scénarios accidentels ainsi que la validation de leurs conditions de mise en œuvre à l'échelle industrielle.

Les résultats devaient permettre d'estimer la capacité de l'enceinte interne à assurer la fonction de confinement dans les conditions accidentelles de dimensionnement et au-delà de ces conditions ainsi que de préciser les marges sur les taux de fuite par rapport aux conditions des épreuves.

La maquette MAEVA était constituée d'une paroi cylindrique en béton précontraint de 16 m de diamètre, 1,2 m d'épaisseur et 5 m de hauteur (figure 6.10) ; elle a été réalisée sur le site de Civaux, avec du béton de mêmes caractéristiques que celui utilisé pour l'enceinte de confinement de la tranche 2 de la centrale de Civaux (béton à hautes performances). La dalle supérieure était soutenue par quatre poteaux en béton précontraint disposés dans chacun des quarts de la surface de cette dalle. La paroi interne était divisée en quadrants dont deux étaient revêtus d'une peau d'étanchéité en matériau composite similaire à celui utilisé pour les réparations des tranches en exploitation.

La précontrainte a été calculée de façon à obtenir, comme pour les enceintes des tranches en exploitation, une compression résiduelle moyenne de 1 MPa à une pression de 6,5 bars absolus.

Plusieurs essais ont été réalisés avec cette maquette, avec de l'air et avec un mélange d'air et de vapeur, jusqu'à la pression de dimensionnement de la maquette (5,5 bars relatifs) ; pour le domaine des accidents de [fusion du cœur](#), un essai avec de l'air a été réalisé à une pression de 9,75 bars relatifs (figure 6.11).

Lors de chaque essai, les mesures effectuées ont visé à déterminer les fuites dans l'espace annulaire, divisé en quatre quarts étanches (chaque quart étant appelé caisson), avec de l'air sec et avec un mélange d'air et de vapeur, les températures dans l'enceinte et dans la paroi en béton, la pression dans l'enceinte et les déplacements de la paroi interne de la maquette. De plus, un relevé des fissures, une auscultation visuelle des revêtements en matériau composite et des essais d'arrachement de ces revêtements ont

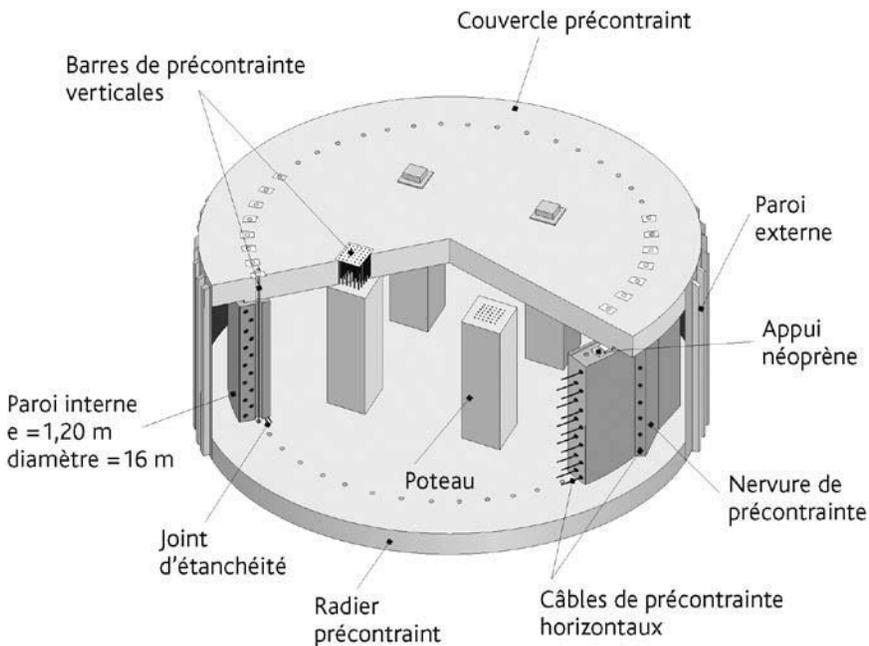


Figure 6.10. Schéma de la maquette MAEVA.

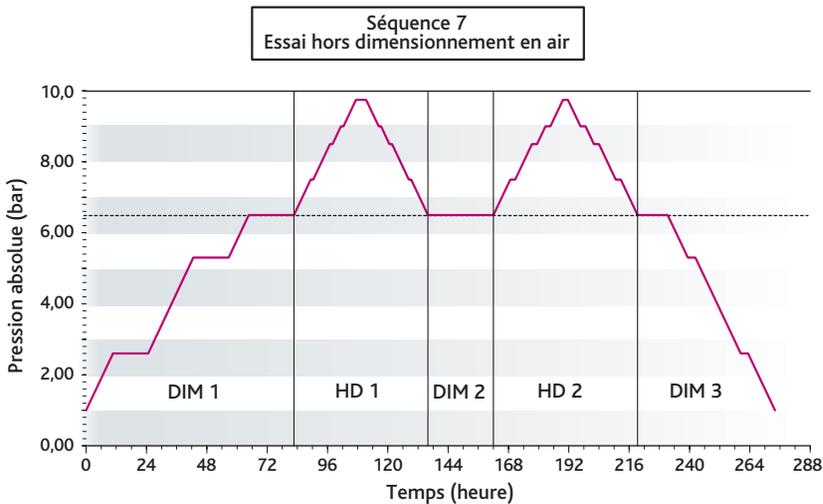


Figure 6.11. Évolution de la pression lors de l'essai réalisé sur la maquette MAEVA dans le domaine des accidents de fusion du cœur.

été réalisés. Ces derniers tests ont permis de quantifier l'adhérence des revêtements sur la paroi en béton après les séquences d'essais.

L'analyse des résultats a également permis de déterminer, d'une part le coefficient de transposition à retenir entre le taux de fuite pour de l'air sec et le taux de fuite pour un mélange d'air et de vapeur, ce coefficient étant ensuite utilisé pour déterminer les taux de fuite des enceintes réelles en situation accidentelle à partir des taux de fuite mesurés lors des épreuves, d'autre part l'évolution de la fissuration et des fuites mesurées pour plusieurs scénarios accidentels. Ce sont notamment ces derniers résultats sur l'évolution de la fissuration et les mesures des fuites qui sont exploités pour valider la méthode de quantification des fuites décrite au paragraphe 6.3.3.1 (projet national CEOS initié par EDF et projet ECOBA financé par l'ANR, projets en cours au moment de la rédaction du présent ouvrage).

6.3.4. Bilan et perspectives concernant les études effectuées à l'IRSN au sujet du comportement mécanique des enceintes de confinement en situation d'accident de fusion du cœur

6.3.4.1. Bilan et perspectives pour les enceintes des centrales REP de 900 MWe

Les calculs non linéaires réalisés à l'IRSN ont permis de déterminer le comportement mécanique des enceintes de confinement des réacteurs de 900 MWe dans les conditions d'un accident de fusion du cœur et, plus spécifiquement, celui des zones sensibles de ces ouvrages. L'étanchéité de ces enceintes est assurée par la peau métallique présente sur le parement interne de l'enceinte. Le recours à des résultats d'essais sur maquettes

a permis, en tenant compte du retour d'expérience, de définir un critère de perte d'étanchéité de la peau métallique adapté aux calculs par la méthode des éléments finis.

La valeur retenue pour la pression conduisant à la perte d'étanchéité d'une telle enceinte est de l'ordre de 10 bars absolus (2 fois la pression de dimensionnement). Il convient toutefois de noter que les calculs ont été effectués pour une peau idéale, sans tenir compte des défauts pouvant exister dans les soudures ou d'une dégradation éventuelle par la corrosion, car il est très difficile de simuler numériquement ces phénomènes. Pour cette raison, un coefficient de sécurité devrait être affecté à la pression précédente, en fonction du degré de connaissances des phénomènes précités, afin de déterminer la pression limite d'étanchéité d'une telle enceinte.

Les résultats peuvent être extrapolés aux scénarios d'accident de [fusion du cœur](#) autres que le scénario AF. Cette extrapolation est possible du fait que les phénomènes mécaniques dépendent principalement de la pression.

Pour ce qui concerne l'étanchéité du TAM, les modèles local et restreint ont mis en évidence deux modes de perte du confinement, correspondant à une rupture en traction et à une rupture par cisaillement des boulons. Ces deux modes de rupture présentent des effets de seuils dépendant du choix des boulons et des conditions spécifiques de chaque installation (jeu initial entre le corps du boulon et l'alésage de la bride, état de surface des brides et frottements, etc.). En tout état de cause, quel que soit le mode de rupture, ces études ont confirmé la vulnérabilité du système de fermeture des brides retenu à la conception, dans les conditions d'un accident de [fusion du cœur](#). EDF a décidé de changer les boulons (changement de nuance et de diamètre) du TAM de telle sorte que l'enceinte résiste à une pression accidentelle d'au moins 8 bars absolus.

En dehors du TAM, le comportement des autres zones sensibles de l'enceinte, comme les différentes traversées et pénétrations, doit aussi être apprécié pour les conditions d'un accident de [fusion du cœur](#), car la pression limite d'étanchéité de l'enceinte dépend également de ce comportement. Des actions sont menées par EDF à ce sujet dans le cadre des réexamens de sûreté concernant la vérification du comportement des matériels en conditions d'accident grave.

6.3.4.2. Bilan et perspectives pour les enceintes des centrales REP de 1 300 MWe

Dans le cadre de la réalisation par l'IRSN d'une EPS de niveau 2 pour les centrales REP de 1 300 MWe, celui-ci a établi une démarche d'étude du comportement des enceintes à double paroi ; elle sera utilisée en 2013 lors des discussions relatives au réexamen de sûreté associé aux troisièmes [visites décennales](#) des centrales REP de 1 300 MWe.

Cependant, cette démarche, fondée sur les résultats des épreuves des enceintes et des essais réalisés avec la maquette MAEVA, présente des incertitudes importantes car la fissuration du béton est difficile à caractériser et la quantification des fuites à travers les fissures est donc imprécise.

L'amélioration des connaissances dans ces deux domaines fait l'objet de deux projets dont les résultats sont attendus pour 2013 et 2014 :

- le projet national CEOS, piloté par l'Institut pour la recherche appliquée et l'expérimentation en génie civil (IREX), d'une durée de 4 ans ; les objectifs de ce projet, auquel l'IRSN participe, sont l'étude de la fissuration de voiles ou de coques en béton sous différents chargements (chargement statique monotone, comportement au jeune âge sur une durée de dix jours après la mise en œuvre du béton, effet de déformations gênées, fissurations dues à un séisme) ;
- le projet ECOBA, financé par l'Agence nationale de la recherche (ANR, programme blanc) d'une durée de trois ans ; l'objectif de ce projet est de mettre au point un outil fiable capable d'évaluer les fuites à travers une paroi en béton armé ou en béton précontraint dans les conditions d'un chargement sévère de pression éventuellement cumulé avec un chargement thermique.

Ces deux projets, qui sont complémentaires dans leurs objectifs, comprennent un volet modélisation et un volet expérimentation. EDF et le CEA sont parmi les maîtres d'ouvrage du projet CEOS. L'IRSN participe aux deux projets.

6.4. Bypasses de l'enceinte de confinement

6.4.1. Introduction

Les termes « *bypass du confinement* » ou « *contournement de l'enceinte* » couvrent les situations qui, à la suite de dégradations d'équipements, entraînent une mise en communication directe du fluide primaire avec l'extérieur de l'enceinte de confinement (l'intérieur de bâtiments périphériques, ou directement l'environnement).

Un *bypass* du confinement peut se produire lors du fonctionnement normal du réacteur, mais aussi lors d'un accident de type accident de dimensionnement (notamment lors d'un accident de rupture de tubes d'un générateur de vapeur) ou encore lors d'un accident avec *fusion du cœur*.

Les situations de *fusion du cœur* avec *bypass* de l'enceinte de confinement font partie des situations qu'il faut viser à « *pratiquement éliminer* » car elles peuvent entraîner des rejets importants et précoces. En règle générale, ces situations n'ont pas été traitées à la conception pour les réacteurs en exploitation, car elles résultent de défaillances multiples ou présentent une probabilité d'occurrence très faible.

En revanche, pour le réacteur EPR, les situations de *bypass* de l'enceinte de confinement sont traitées à la conception par des dispositions de conception et d'exploitation adaptées. Ces dispositions visent à prévenir les défaillances des circuits secondaires en cas de ruptures de tubes d'un générateur de vapeur, des circuits connectés au circuit primaire et qui sortent de l'enceinte de confinement ainsi qu'à assurer un confinement fiable dans ces situations (confinement qui permet de respecter dans tous les cas les objectifs fixés pour le réacteur EPR en termes de limitation des rejets). Peuvent

être citées comme dispositions de prévention contribuant à l'élimination pratique des séquences accidentelles avec bipasse du confinement pour le réacteur EPR :

- les dispositions de conception du circuit d'injection de sécurité à basse pression (circuit ISBP/RRA, connecté au circuit primaire notamment dans certaines situations d'accident de perte de réfrigérant primaire ou lorsque le réacteur est à l'arrêt), qui est équipé sur les lignes d'injection à l'extérieur de l'enceinte de confinement de vannes d'isolement motorisées aptes à arrêter tout débit de fluide provenant du circuit primaire (en cas de défaillance des organes d'isolement [trois clapets antiretour] placés en amont dans l'enceinte de confinement). Ainsi les vannes sont dimensionnées pour conserver leur intégrité et assurer leur fonction d'isolement pour les pressions et températures du circuit primaire et pour des mélanges diphasiques eau-vapeur ;
- les dispositions de conception du circuit d'injection de sécurité à moyenne pression (circuit ISMP, connecté au circuit primaire notamment dans certaines situations d'accident de perte de réfrigérant primaire) similaires dans le principe à celles mises en place pour le circuit ISBP/RRA ;
- les dispositions de conception prises pour détecter et isoler les brèches des barrières thermiques des groupes motopompes primaires ;
- les dispositions de conception et de conduite mises en place pour les situations de ruptures de tubes d'un générateur de vapeur en vue de réduire les rejets à l'extérieur de l'enceinte de confinement :
 - l'ISMP est dimensionnée avec une pression de refoulement suffisamment basse pour éviter que les soupapes et les vannes de décharge du circuit secondaire du générateur de vapeur concerné ne puissent être sollicitées avec un débit diphasique eau-vapeur et être endommagées ;
 - en cas de niveau d'eau élevé du côté secondaire, le circuit RCV est automatiquement arrêté pour les mêmes raisons ;
- pour les états d'arrêt du réacteur, les dispositions de conception et de conduite relatives aux systèmes d'isolement de l'enceinte qui doivent être mises en œuvre pour assurer que l'enceinte de confinement sera fermée avant tout relâchement significatif de substances radioactives à l'intérieur de celle-ci ; cette exigence concerne notamment le tampon d'accès des matériels.

L'élimination pratique des situations de bipasse du confinement avec [fusion du cœur](#) suppose un examen systématique de toutes les séquences de bipasse envisageables, avec une analyse déterministe des lignes de défense correspondantes, complétée par les résultats des études probabilistes de sûreté, en tenant compte des incertitudes dues aux connaissances limitées de certains phénomènes physiques. Comme il est indiqué dans les directives techniques pour la conception et la construction de la prochaine génération de réacteurs nucléaires à eau sous pression, l'élimination pratique d'une séquence accidentelle ne peut pas reposer uniquement sur le respect d'une valeur de coupure probabiliste générique. Cela s'applique aux séquences de bipasse de l'enceinte de confinement, ce d'autant plus que les évaluations des probabilités de telles séquences associées à des rejets

précoces importants dans l'environnement dépendent, en règle générale, largement de l'estimation des fréquences des modes de défaillance des équipements participant au confinement envisageables, pour certains déjà rencontrés lors de l'exploitation des réacteurs (fuite d'un clapet antiretour, défaillance d'une vanne d'isolement, défaillance d'une tuyauterie d'un circuit connecté au circuit primaire à l'extérieur de l'enceinte de confinement, rupture de la barrière thermique d'un groupe motopompe primaire, rupture d'un ou plusieurs tubes d'un générateur de vapeur, etc.), pour d'autres non rencontrés dans l'expérience d'exploitation. De ce fait, les incertitudes relatives aux données de fiabilité des différents circuits et systèmes pouvant par leur défaillance conduire à un bipasse du confinement doivent être évaluées et prises en compte lors de l'utilisation des résultats des études probabilistes de sûreté.

6.4.2. Possibilités de bypasses de l'enceinte de confinement

Lors du fonctionnement normal du réacteur, une défaillance de l'isolement entre le circuit primaire et l'un des circuits connectés au circuit primaire (notamment les circuits RIS, RRA, RCV, RRI pour les réacteurs en exploitation) peut entraîner une rupture à l'extérieur de l'enceinte de confinement du circuit concerné. Ces circuits ne sont en effet pas dimensionnés pour résister aux sollicitations résultant de l'arrivée de fluide primaire (mélange eau-vapeur à température et pression élevées) à la suite de la défaillance de l'isolement (défaillance d'un clapet ou d'une vanne d'isolement pour les circuits RIS, RRA, RCV, défaillance d'une barrière thermique d'un groupe motopompe primaire pour le circuit RRI). Outre la possibilité d'une rupture d'une tuyauterie à l'extérieur de l'enceinte de confinement, les échangeurs thermiques utilisés pour le refroidissement des circuits RRA, RCV et RRI constituent des points de fragilité mécanique ; des possibilités de fuite sont donc envisagées.

Au cours d'un accident de dimensionnement de type rupture de tubes d'un générateur de vapeur ou de type accident de perte de réfrigérant primaire, un bipasse de l'enceinte de confinement peut se produire dans les cas suivants :

- le cumul d'une rupture d'une tuyauterie de vapeur (RTV) et d'une rupture de tubes d'un générateur de vapeur (RTGV) ;
- le blocage en position ouverte d'une vanne du circuit de décharge à l'atmosphère (GCT-atmosphère) ou d'une soupape d'un générateur de vapeur, après la rupture de tubes d'un générateur de vapeur ;
- la rupture, dans un bâtiment périphérique, d'un circuit constituant une « extension de la troisième barrière du confinement » (§ 6.1) (dont le système d'injection de sécurité [RIS] et le système d'aspersion dans l'enceinte [EAS]) en situation d'accident de perte de réfrigérant primaire.

Enfin, au cours d'un accident avec **fusion du cœur**, les bypasses de l'enceinte de confinement suivants peuvent se produire :

- une rupture simple ou multiple de tubes de générateurs de vapeur (RTGV) induite par une montée en pression du circuit primaire lors d'un renvoi d'eau sur le cœur en fusion ;

- une rupture du circuit d'injection de sécurité due à une fuite affectant les organes d'isolement équipant les lignes d'injection de sécurité ;
- une rupture d'un circuit faisant partie des extensions de la troisième barrière de confinement (rupture d'un des circuits raccordés au circuit primaire ou rupture d'une barrière thermique d'un groupe motopompe primaire).

Les paragraphes suivants présentent quelques exemples de bipsasses du confinement.

6.4.3. Bipsasses de l'enceinte de confinement pouvant survenir lors du fonctionnement du réacteur

6.4.3.1. Rupture du système d'injection de sécurité (RIS) à la suite d'une fuite affectant les organes d'isolement équipant les lignes d'injection d'eau dans le circuit primaire

En cas de défaut d'étanchéité d'organes d'isolement (clapets) situés entre la partie « basse pression » du circuit RIS et le circuit primaire, une rupture de la partie à basse pression du circuit RIS (ISBP) peut se produire par mise en pression de cette partie si la fuite dépasse la capacité des soupapes de protection du circuit RIS. Une telle rupture provoque la vidange d'eau du circuit primaire à l'extérieur de l'enceinte de confinement. Selon les modes de défaillances des clapets, le débit calculé de vidange du circuit primaire varie entre 25 m³/h et 1 000 m³/h.

Les fréquences estimées de ces séquences accidentelles, dites de type V, dépendent du nombre d'organes d'isolement et des probabilités de défaillance y compris de cause commune retenues pour ces organes. Ces probabilités de défaillance de cause commune des différents clapets assurant l'isolement du circuit primaire étant faibles, la probabilité de [fusion du cœur](#) avec bipsasse de l'enceinte de confinement est estimée, en considérant trois clapets dont deux sont diversifiés, à environ 10⁻⁸ par année.réacteur pour les réacteurs de 900 MWe. Cette valeur présente néanmoins une forte incertitude.

6.4.3.2. Rupture du circuit de réfrigération intermédiaire (RRI) à l'extérieur de l'enceinte de confinement à la suite d'une rupture de la barrière thermique d'un groupe motopompe primaire

Les barrières thermiques des pompes primaires sont refroidies par des serpentins faisant partie du système de réfrigération intermédiaire (RRI). La rupture d'un tel serpentin peut entraîner la rupture des tronçons du circuit RRI non dimensionnés à la pression du circuit primaire. Ceci conduit à une brèche non isolable du circuit primaire. La brèche peut, comme développé ci-après, intervenir dans l'enceinte de confinement ou à l'extérieur de celle-ci, conduisant dans ce dernier cas à un bipsasse de cette enceinte.

Pour les tranches de 900 MWe, le refroidissement de chaque pompe primaire est assuré par une portion du système RRI traversant l'enceinte de confinement. À l'intérieur de l'enceinte, l'isolement de chaque ligne de refroidissement (une ligne pour chaque pompe primaire) repose sur la fermeture d'un clapet antiretour situé sur le circuit RRI en

amont de la pompe primaire et sur la fermeture d'une vanne pneumatique située sur le circuit RRI en aval de la pompe primaire. La fermeture de la vanne est commandée automatiquement en cas de débit trop élevé dans le circuit RRI à la sortie de la barrière thermique de la pompe primaire (un débit trop élevé peut survenir à la suite d'une rupture d'un serpentin conduisant à une fuite de fluide primaire dans le circuit RRI). Le tronçon compris entre le clapet antiretour et la vanne résiste mécaniquement aux sollicitations de pression et de température associées à une fuite de fluide primaire dans le circuit RRI comme l'ont montré les calculs mécaniques réalisés par l'IRSN à cet effet. En revanche, en cas de défaillance du clapet antiretour ou de la vanne d'isolement, qui ne sont pas dimensionnés pour assurer l'isolement du circuit RRI lors d'une fuite de fluide primaire (notamment pour les pressions et températures correspondantes et pour des mélanges diphasiques eau-vapeur), une rupture du circuit RRI peut intervenir dans l'enceinte de confinement ou à l'extérieur de celle-ci dans des portions de circuit en dehors du tronçon compris entre le clapet antiretour et la vanne.

La fréquence estimée de **fusion du cœur** avec bipasse du confinement lors d'une telle rupture du circuit RRI dépend de la capacité de la vanne d'isolement RRI à se fermer. Compte tenu des grandes incertitudes sur cette capacité, l'ASN a, dans le cadre du réexamen de sûreté associé aux troisièmes **visites décennales** des tranches de 900 MWe, demandé la mise en œuvre d'une modification de conception permettant de garantir la disponibilité du circuit RRI en cas de rupture du serpentin de la barrière thermique.

Pour les réacteurs de 1 450 MWe, à l'issue de leurs premières **visites décennales**, l'ASN a demandé à l'exploitant de présenter en 2013 une analyse approfondie des scénarios accidentels de ce type.

Pour les réacteurs de 1 300 MWe, ce sujet est en cours d'examen dans le cadre du réexamen de sûreté associé aux troisièmes **visites décennales**.

Pour le réacteur EPR, la fréquence estimée de **fusion du cœur** est très faible du fait que l'isolement du circuit RRI est qualifié pour être réalisable dans le cas d'une rupture guillotine d'un serpentin et assuré par deux vannes diversifiées. De plus, par conception, en cas de défaillance de cet isolement, la perte du RRI ne peut être que partielle.

6.4.4. *Bypasses de l'enceinte de confinement pouvant survenir lors d'un accident de dimensionnement*

Sont présentés ici les bypasses de l'enceinte de confinement associés à des ruptures de tubes de générateurs de vapeur (RTGV).

La rupture d'un tube de générateur de vapeur (RTGV) conduit à l'arrêt automatique du réacteur et à la mise en service automatique de l'injection de sécurité et de l'alimentation de secours en eau des générateurs de vapeur (ASG). Les principales actions à réaliser par l'opérateur consistent à :

- identifier le générateur de vapeur affecté et l'isoler du côté secondaire. Cet isolement doit être effectué rapidement pour éviter le remplissage en eau du

générateur de vapeur et donc la sollicitation en eau des vannes de décharge ou des soupapes de sûreté associées ;

- refroidir le réacteur par les générateurs de vapeur sains et abaisser la pression du circuit primaire de manière à annuler la fuite primaire-secondaire le plus rapidement possible puis à rallier les conditions de mise en service du système RRA. L'arrêt de l'injection de sécurité par les opérateurs, effectué sur des critères précis, est nécessaire pour limiter le remplissage en eau du générateur de vapeur et pour permettre la dépressurisation du circuit primaire.

La conduite vers l'état d'arrêt à froid pour intervention est poursuivie par la mise en service du circuit de refroidissement du réacteur à l'arrêt (RRA).

À la suite d'une rupture de tubes d'un générateur de vapeur, un bipasse du confinement peut résulter d'une fuite de fluide primaire par les vannes de décharge ou les soupapes de sûreté du circuit secondaire survenant après le remplissage du côté secondaire du générateur de vapeur affecté par le fluide primaire. Une telle situation peut se produire en cas d'isolement tardif du générateur de vapeur affecté ou d'arrêt tardif de l'injection de sécurité par l'opérateur et de l'absence de refermeture des vannes ou des soupapes du circuit secondaire après leur fonctionnement en eau, suivi de la défaillance du système RRA lors de sa mise en service ou de son fonctionnement, ce qui entraîne la vidange complète de la bêche PTR à l'extérieur de l'enceinte de confinement et donc l'impossibilité d'assurer une injection d'eau dans le circuit primaire.

Afin de réduire le risque de cumul d'une rupture de tubes d'un générateur de vapeur et d'une défaillance d'une soupape secondaire, des modifications ont été mises en place pour les réacteurs en exploitation en vue de limiter le remplissage du côté secondaire du générateur de vapeur affecté avec de l'eau du circuit primaire afin d'éviter le débordement en eau du générateur de vapeur. Notons que la situation est plus favorable pour les tranches de 1 300 MWe et de 1 450 MWe ainsi que pour le réacteur EPR, du fait que la pression de refoulement du circuit RIS (ISMP pour le réacteur EPR, voir le paragraphe 6.4.1) est moins élevée que pour les tranches de 900 MWe. Les résultats des EPS montrent que la probabilité de [fusion du cœur](#) avec bipasse du confinement associée à une rupture de tubes d'un générateur de vapeur est très faible (inférieure à 10^{-8} par année.réacteur pour les réacteurs de 900 MWe).

6.4.5. Bypasses de l'enceinte de confinement pouvant survenir lors d'un accident de fusion du cœur

6.4.5.1. Ruptures induites de tubes de générateurs de vapeur

Un des risques majeurs liés aux accidents de [fusion du cœur](#) se produisant à haute pression est celui d'un bipasse de l'enceinte de confinement à la suite de ruptures de tubes de générateurs de vapeur.

Les études existantes relatives à la [fusion du cœur](#) en pression, notamment celles réalisées à l'IRSN, montrent que la défaillance du circuit primaire interviendrait en premier lieu au niveau des tubes des générateurs de vapeur (c'est-à-dire avant une défaillance

des branches chaudes ou une défaillance de la cuve) lorsque ceux-ci sont dépressurisés (§ 5.1.4). De plus, le retour d'expérience d'exploitation a montré que certains tubes des générateurs de vapeur sont fragilisés par le fonctionnement du réacteur (fragilisation par des mécanismes de corrosion et de fatigue). Malgré les dispositions prises pour contrôler l'état des tubes et isoler les tubes fragilisés ou corrodés (§ 2.4.2.3), l'existence de tubes fragilisés qui constituent des points faibles mécaniques de l'enveloppe du circuit primaire ne peut pas être exclue.

Des dispositions visant à éviter un accident de **fusion du cœur** en pression ont été prises compte tenu des conséquences possibles de ce type d'accident sur la troisième et dernière barrière de confinement, notamment en cas d'échauffement direct des gaz de l'enceinte (DCH, § 5.2.1). Ces dispositions incluent une dépressurisation volontaire du circuit primaire par ouverture des vannes de décharge du pressuriseur. L'action de dépressurisation du circuit primaire est inscrite dans les procédures de conduite accidentelle et est à réaliser de manière immédiate par les opérateurs de conduite dès le début de l'utilisation du guide d'intervention en accident grave (GIAG, § 4.3.3.4).

Il est à noter qu'une modification de la commande d'ouverture des vannes de décharge du pressuriseur a été décidée pour les réacteurs de 900 MWe dans le cadre du réexamen de sûreté associé aux troisièmes **visites décennales** de façon à fiabiliser leur fonctionnement et donc la possibilité de dépressuriser le circuit primaire lors d'un accident avec **fusion du cœur**.

Pour le réacteur EPR, des dispositions de conception ont été prises visant à éliminer pratiquement les accidents de **fusion du cœur** en pression. Celles-ci ont été décrites au paragraphe 4.3.4.2.

Il convient de se reporter au paragraphe 5.1.4 pour plus de détails concernant la **fusion du cœur** en pression et les « brèches induites ».

6.4.5.2. Rupture d'un circuit constituant une extension de la troisième barrière de confinement

Les circuits appelés « extension de la troisième barrière de confinement » (E3B) sont des circuits nécessaires à la gestion d'une situation accidentelle rencontrée, dont la mise en service nécessite l'ouverture d'organes d'isolement de l'enceinte. Ces circuits peuvent conduire, en cas de défaillance (fuite ou rupture de tuyauterie, etc.), à des transferts de substances radioactives dans les bâtiments périphériques du bâtiment du réacteur ou dans l'environnement.

Pour les tranches de 900 MWe, les circuits extension de la troisième barrière de confinement lors d'un accident de **fusion du cœur** sont notamment :

- la portion du circuit d'éventage-filtration de l'enceinte de confinement comprise entre la vanne d'isolement de l'enceinte et la sortie du filtre à sable. Ce circuit et son utilisation sont décrits au paragraphe 4.3.3.3 ;

- les portions des circuits RIS et EAS extérieures à l'enceinte, qui véhiculent de l'eau contaminée en provenance des puisards situés au fond du bâtiment réacteur lorsque ces circuits sont utilisés en recirculation (§ 2.4.2).

La mise en service d'un circuit E3B peut être décidée en application du guide d'intervention en accident grave (GIAG) ; elle a également pu être décidée plus tôt lors du déroulement de l'accident, dans le cadre de l'application du guide d'action des équipes de crise (GAEC).

La définition de l'extension de la troisième barrière de confinement, la liste des circuits extension de la troisième barrière de confinement, ainsi que les exigences à appliquer à ces circuits font l'objet d'un examen approfondi de l'IRSN et d'EDF notamment lors des réexamens de sûreté.

Il convient à cet égard de préciser que la notion de circuit extension de la troisième barrière de confinement est apparue après la conception des installations. De ce fait, pour les réacteurs en exploitation, la démarche de transposition des exigences associées à la troisième barrière de confinement à ses extensions a été menée dans une logique de vérification et non pas de conception. Cette démarche a visé en premier lieu à vérifier l'aptitude des circuits E3B, tels que conçus à :

- résister mécaniquement aux sollicitations induites par leur fonction ; il s'agit en fait d'une vérification par des études mécaniques réalisées sur l'ensemble des paliers ;
- assurer le confinement des substances radioactives pour toutes les situations pour lesquelles ils sont sollicités, notamment pour les situations accidentelles qui requièrent leur utilisation.

Cet examen par l'IRSN des exigences appliquées aux circuits E3B dans le cadre des réexamens de sûreté associés aux troisièmes [visites décennales](#) des réacteurs de 900 MWe et aux deuxièmes [visites décennales](#) des réacteurs de 1 300 MWe a conduit à des demandes de vérification de tenue mécanique sur certains circuits pouvant véhiculer en situation accidentelle un mélange eau-vapeur (notamment sur les circuits REN/RCP) et de tenue à l'irradiation de certains équipements (notamment les joints nécessaires à l'étanchéité des circuits E3B).

Cet examen a également conduit à la mise en œuvre de modifications matérielles et de procédures visant d'une part à assurer une meilleure détection des défaillances possibles des circuits E3B, d'autre part à limiter les conséquences en cas de défaillance de ces circuits.

En ce qui concerne la surveillance de l'étanchéité des circuits E3B (notamment des circuits RIS et EAS), des chaînes de mesures d'activité (chaînes de mesure KRT) supplémentaires ainsi que des mesures de niveau d'eau dans les puisards du bâtiment des auxiliaires nucléaires, du bâtiment combustible et du bâtiment des auxiliaires de sauvegarde ont été intégrées dans les installations.

En ce qui concerne les moyens de limitation des conséquences en cas de défaillance de ces circuits, la stratégie actuelle d'EDF consiste, que ce soit pour les accidents de

dimensionnement ou les accidents avec **fusion du cœur**, à réinjecter dans l'enceinte de confinement les effluents contaminés récupérés hors de l'enceinte. L'analyse des modifications associées à cette stratégie, déjà effectuée pour le palier 900 MWe dans le cadre des troisièmes **visites décennales** de ces réacteurs, est actuellement en cours à l'IRSN pour le palier 1 300 MWe dans le cadre du réexamen de sûreté associé aux troisièmes visites décennales de ces réacteurs.

6.5. Conclusion

Comme l'a montré l'accident de **TMI** aux États-Unis (§ 7.1), l'enceinte de confinement constitue une barrière de confinement efficace lors d'un accident de **fusion du cœur** lorsque son intégrité et son étanchéité peuvent être assurées. Étudier les modes possibles de défaillance de l'enceinte de confinement et évaluer les moyens d'y faire face contribuent à réduire les possibilités de rejets radioactifs dans l'environnement pour toutes les situations d'accidents envisageables, y compris pour les accidents de fusion du cœur.

Comme nous l'avons vu dans ce chapitre, les études relatives au confinement consistent en un examen systématique des modes de défaillance possibles dans toutes les conditions de fonctionnement envisageables : défaillance de l'étanchéité de l'enceinte du bâtiment du réacteur elle-même, défaillance de l'étanchéité des traversées de cette enceinte, défaillance des circuits connectés au circuit primaire qui constituent dans certaines conditions de fonctionnement des « extensions de l'enceinte de confinement ».

L'objectif de ces études est en particulier d'améliorer les dispositions de conception et de conduite mises en œuvre sur les enceintes du parc en exploitation de façon à éviter autant que faire se peut la possibilité de rejets importants dans l'environnement en cas d'accident avec **fusion du cœur**. Pour les réacteurs actuellement en exploitation, les études ont ainsi notamment permis d'améliorer l'étanchéité du tampon d'accès des matériels en modifiant la boulonnerie associée.

À la conception du réacteur EPR, un objectif plus exigeant a été retenu, il s'agit en effet de « pratiquement éliminer » les accidents avec **fusion du cœur** qui conduiraient à des rejets précoces importants.

Références

- [1] B. Masson, Tenue du confinement, évaluation des transferts à travers la paroi de l'enceinte, réunion sur la recherche et développement concernant les accidents graves, SFEN, Cadarache, France, 2009.
- [2] E. Raimond, B. Laurent, R. Meignen, G. Nahas, B. Cirée, Advanced Modelling and Response Surface Method for Physical Models of level 2 PSA event tree, CSNI-WG-RISK-Workshop level 2PSA and Severe Accident Management, Köln, Germany, 2004.

-
- [3] B. Cirée, G. Nahas, Mechanical analysis of the equipment hatch behaviour for the French PWR 900 MWe under severe accident, *H01/3 - Proc. SMiRT*, Toronto, Canada, 2007.
- [4] G. Nahas, B. Cirée, Mechanical analysis of the containment building behaviour for the French PWR 900 MWe under severe accident, *H05/5 - Proc. SMiRT*, Toronto, Canada, 2007.
- [5] M.F. Hessheimer, R.A. Dameron, Containment Integrity Research at Sandia National Laboratories, NUREG/CR-6906 SAND2006-2274P, 2006.
- [6] International Standard Problem N° 48, Containment capacity, Phase 2 Report Results of Pressure Loading Analysis, Organization for Economic Cooperation and Development, Nuclear Energy Agency, Committee on the Safety of Nuclear Installations, [NEA/CSNI/R\(2004\)11](#), 2004.
- [7] International Standard Problem N° 48, Containment capacity, Synthesis Report, Organization for Economic Cooperation and Development, Nuclear Energy Agency, Committee on the Safety of Nuclear Installations, [NEA/CSNI/R\(2005\)5/ Vol. 1, 2 and 3](#), 2005.

Chapitre 7

Enseignements tirés des accidents de Three Mile Island et de Tchernobyl et du programme de recherche Phébus-PF

7.1. Enseignements tirés de l'accident de Three Mile Island

7.1.1. Introduction

Un accident de **fusion de cœur** s'est produit le 28 mars 1979 dans la deuxième tranche de la centrale de **Three Mile Island** (TMI-2, réacteur de 800 MWe conçu par Babcock et Wilcox) près de Harrisburg en Pennsylvanie aux États-Unis¹ (figure 7.1). Cet accident que l'on pensait totalement improbable a eu un retentissement considérable dans le monde et, pour les acteurs du nucléaire, il a entraîné une soudaine prise de conscience [1–7] : les risques associés au fonctionnement des réacteurs nucléaires de production d'électricité devaient être reconsidérés en profondeur.

1. Le réacteur de TMI-2 est similaire dans ses grands principes aux réacteurs à eau sous pression (REP) en exploitation en France (figure 7.1). Cependant, il est différent des REP français sur deux points significatifs pour le fonctionnement et la sûreté de l'installation : il ne comportait que deux boucles de refroidissement du cœur, alors que les REP français sont équipés de trois ou quatre boucles (§ 2.3.2.2) et les générateurs de vapeur étaient des échangeurs à tubes droits à circulation à contre-courant alors que les générateurs de vapeur des REP français comportent des tubes en épingle. En cas d'interruption de son alimentation en eau, un générateur à tubes droits s'assèche en deux minutes, alors que l'assèchement d'un générateur avec des tubes en épingle prend environ 10 minutes.

En effet, il n'avait jamais été auparavant réellement envisagé que le cœur d'un réacteur puisse fondre. La rapidité avec laquelle cette fusion s'est produite a également surpris. Après l'accident, lorsque l'observation du cœur dégradé est devenue possible, on s'est rendu compte que près de la moitié du cœur avait fondu et qu'environ 20 tonnes de matériaux en fusion, provenant de cette dégradation, avaient atteint le fond de la cuve du réacteur. On peut alors s'interroger sur ce qui se serait passé si les opérateurs n'avaient pas fini par fermer la brèche qui s'était produite dans le circuit primaire et recouvrir le cœur avec de l'eau au cours de l'accident ou si une plus grande quantité de matériaux en fusion s'était finalement accumulée sur le fond de la cuve. En effet, celle-ci aurait pu céder et permettre le transfert de matériaux en fusion dans l'enceinte de confinement du réacteur, ce qui aurait engendré des interactions entre ces matériaux et le béton de l'enceinte avec, à terme, le risque d'un relâchement important de produits radioactifs dans l'environnement par mise en pression ou par percement du radier de l'enceinte de confinement².

Toutes ces incertitudes et questions soulevées par l'accident de [Three Mile Island](#) ont donné lieu dans le domaine du nucléaire à un travail d'analyse de grande ampleur, à de très nombreux échanges internationaux et, globalement, à un réexamen des risques et de l'approche de sûreté des réacteurs nucléaires [3-7].

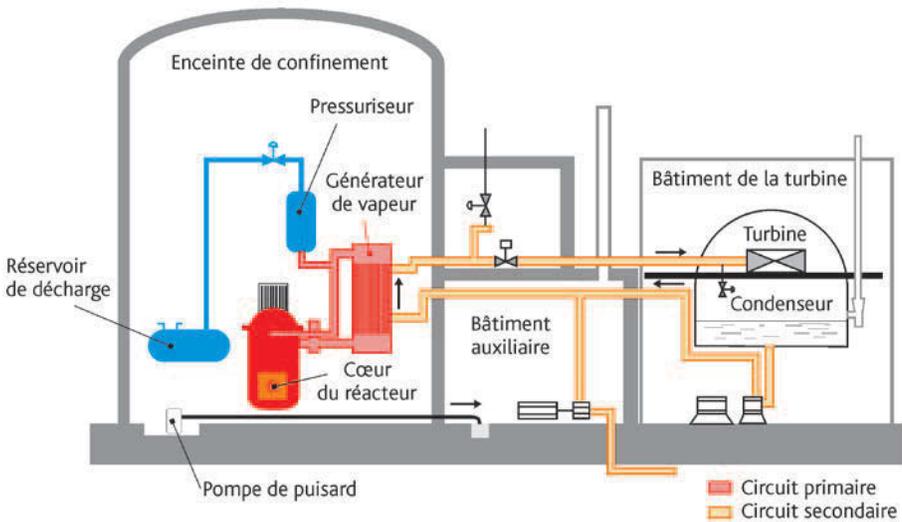


Figure 7.1. Schéma de la centrale de Three Mile Island.

Le déroulement et l'analyse physique de l'accident, à laquelle des experts de nombreux pays ont participé, sont présentés de manière synthétique dans les paragraphes qui suivent. L'analyse s'est appuyée sur l'interprétation des données enregistrées par l'instrumentation

- En 2011, l'accident de la centrale de Fukushima Daiichi au Japon a montré que des agressions externes (séisme suivi d'un tsunami d'une ampleur dépassant largement le tsunami considéré pour le dimensionnement des installations) étaient susceptibles de conduire à un accident de fusion du cœur ; cet accident a malheureusement conduit à la fusion du combustible et probablement à la défaillance de la cuve et du confinement dans trois des réacteurs de la centrale, ainsi qu'à des rejets importants de substances radioactives dans l'environnement [12].

de la centrale au cours de l'accident, sur la connaissance de l'état de dégradation final du cœur observé après ouverture, fin 1984, plus de cinq ans après l'accident, du couvercle de la cuve du réacteur, sur l'extraction et l'examen en laboratoires chauds de débris du cœur et sur la reconstitution par le calcul d'éléments du scénario accidentel. La collaboration des spécialistes de différents pays a ainsi permis de reconstituer en grande partie le déroulement de l'accident et plus particulièrement la thermohydraulique dans le cœur et les circuits au cours de l'accident ainsi que les étapes de la dégradation du cœur [6, 8, 9].

Sont également présentés à la fin du paragraphe 7.1 les conséquences et les enseignements tirés de l'accident, enseignements qui ont marqué un tournant majeur dans l'évolution de l'approche de sûreté des réacteurs nucléaires dans le monde.

7.1.2. Déroulement de l'accident et dégradation du cœur

L'événement initiateur de l'accident a été un incident d'exploitation relativement banal : la défaillance de l'alimentation normale en eau des générateurs de vapeur alors que le réacteur fonctionnait à sa puissance nominale. Cette défaillance a sans doute été provoquée par une erreur faite lors de travaux de maintenance portant sur des circuits auxiliaires du réacteur. La perte soudaine de l'évacuation de la chaleur par les générateurs de vapeur a entraîné en quelques secondes, du fait de la faible inertie des générateurs de vapeur de cette conception, une augmentation de la température de la branche froide et de la pression dans le circuit primaire.

Comme cela était prévu dans cette situation, la vanne de décharge du circuit primaire, située au sommet du pressuriseur, s'est ouverte afin de faire décroître la pression dans ce circuit en déchargeant son fluide de refroidissement dans le réservoir de décharge du pressuriseur situé dans l'enceinte de confinement. L'incident a aussi très rapidement entraîné l'arrêt automatique du réacteur. Jusqu'à cet arrêt, les automatismes ont fonctionné comme prévu.

Deux défaillances vont alors intervenir et déterminer l'évolution de la situation. Première défaillance, la vanne de décharge du pressuriseur ne s'est pas refermée automatiquement lorsque la pression du circuit primaire eut suffisamment décré. Le fluide primaire a donc continué de se décharger dans le réservoir de décharge puis dans l'enceinte de confinement par le trop-plein du réservoir une fois celui-ci rempli, ce qui correspond à une brèche primaire. Deuxième défaillance, le circuit d'alimentation de secours des générateurs de vapeur n'a pas pu prendre le relais du circuit d'alimentation normale car des vannes du circuit de secours, qui auraient dû être ouvertes, étaient en fait fermées (elles avaient été fermées lors d'un essai réglementaire réalisé quelques jours auparavant). L'assèchement des générateurs de vapeur du côté secondaire s'est alors produit en quelques minutes, entraînant la perte du refroidissement du circuit primaire par les générateurs de vapeur.

La première défaillance a été lourde de conséquences car les opérateurs présents en salle de conduite n'ont pas compris que la vanne du pressuriseur était restée ouverte ; pendant plus de deux heures, environ 60 t/h de fluide primaire se sont déversées dans l'enceinte de confinement (pour un inventaire initial du circuit primaire de 200 t). Le blocage de la vanne n'a pas été diagnostiqué rapidement car les opérateurs ne disposaient pas en salle de conduite d'indicateur de la position réelle de la vanne, mais seulement

d'un voyant qui leur indiquait en l'occurrence que l'ordre de fermeture avait été envoyé. Ils ne pouvaient donc pas savoir si la fermeture avait réellement été réalisée.

La deuxième défaillance n'a peut-être pas eu une influence importante sur le déroulement de l'accident. Cependant, durant près de 25 minutes, l'attention des opérateurs a largement été polarisée par le rétablissement de conditions stabilisées de refroidissement du côté secondaire, ce qui explique sans doute en partie pourquoi les premières phases critiques, du côté du circuit primaire, n'ont pas été analysées correctement.

Le déroulement de l'accident peut être décrit en plusieurs phases à partir de l'événement initiateur, comme proposé dans des publications antérieures [6, 8, 9].

► Phase 1 de l'accident : perte de réfrigérant primaire (durée estimée 100 minutes)

La vanne de décharge du pressuriseur étant restée ouverte, la pression du circuit primaire a continué de décroître. À l'atteinte d'une valeur de 110 bars environ, deux minutes après le début de l'accident, l'injection de sécurité à haute pression a démarré automatiquement et de l'eau froide a donc été injectée dans le circuit primaire. Les opérateurs suivent alors la régulation de la pression dans le circuit primaire en surveillant la mesure du niveau d'eau dans le pressuriseur. En fonctionnement normal, avec une vanne de décharge fermée étanche, la partie supérieure du pressuriseur est en effet occupée par un petit volume de vapeur d'eau qui fixe la pression régnant dans le circuit primaire. Une consigne indique aux opérateurs de veiller à ce que ce volume de vapeur d'eau, et donc le niveau d'eau dans le pressuriseur, varie peu, ce qui est un gage de stabilité de la pression dans le circuit primaire. Or, la vanne de décharge étant ouverte, un mélange diphasique d'eau et de vapeur s'échappait par la brèche. Le niveau d'eau apparent dans le pressuriseur, mesuré à partir de la différence de pression statique entre le haut et le bas du pressuriseur (poids de la colonne d'eau tassée), a donc semblé monter rapidement compte tenu de la forte proportion d'eau liquide dans le mélange sortant par la vanne de décharge. Croyant la vanne de décharge fermée, les opérateurs ont attribué la montée du niveau d'eau dans le pressuriseur à l'apport d'eau par l'injection de sécurité et supposé que cette montée du niveau d'eau allait s'accompagner d'une remontée de la pression dans le circuit primaire. Cinq minutes après le début de l'accident, ils prennent la décision, qui sera lourde de conséquences, d'arrêter manuellement l'injection de sécurité à haute pression. Dès lors, il existe une brèche ouverte dans la deuxième barrière de confinement et le refroidissement de secours est inopérant.

À partir de cet instant, l'eau qui continue de sortir par la vanne de décharge du pressuriseur n'est plus remplacée dans le circuit primaire ; l'appoint d'eau par le système de contrôle chimique et volumétrique n'est pas suffisant. Environ 16 minutes après le début de l'accident, le volume de fluide primaire perdu par la brèche et la baisse de pression sont tels que de la vapeur commence à se former dans le circuit primaire.

Le circuit primaire véhicule alors un mélange d'eau et de vapeur, avec une fraction de vapeur qui augmente avec le temps. Malgré un certain nombre d'indications (augmentation du flux neutronique dans le cœur, vibrations des pompes primaires, augmentation du niveau d'eau dans le réservoir de décharge du pressuriseur, pression et température

élevées dans l'enceinte de confinement) et d'alarmes qui auraient pu alerter les opérateurs sur l'état du circuit primaire, son fonctionnement sera maintenu dans ces conditions pendant plus d'une heure. La chaleur produite par la puissance résiduelle du cœur sera évacuée, d'une part par les générateurs de vapeur – les opérateurs ont pu remettre en service l'alimentation de secours des générateurs de vapeur, ce qui a retenu toute leur attention – d'autre part par l'eau et la vapeur qui se déchargent dans l'enceinte de confinement par la vanne ouverte de décharge du pressuriseur (mais cela, les opérateurs ne le savent pas).

Respectivement 73 minutes, puis 100 minutes après le début de l'accident, les pompes des deux boucles du circuit primaire sont arrêtées. Compte tenu des paramètres mesurés dans l'enceinte (pression et température entre autres), les opérateurs suspectent alors une fuite de ce circuit au niveau des générateurs de vapeur. Ils comptent alors sur un refroidissement du cœur par convection naturelle.

► Phase 2 de l'accident : circuits de refroidissement primaire et d'injection de sécurité à haute pression arrêtés, échauffement du cœur (durée de 100 à 174 minutes)

L'arrêt des pompes du circuit primaire a entraîné la séparation des phases vapeur et eau dans ce circuit et la création d'un volume de vapeur en partie haute de la cuve du réacteur. Tel qu'il a pu être estimé *a posteriori*, le niveau d'eau était alors au voisinage du sommet du cœur.

Le réacteur n'est donc plus refroidi que par l'eau provenant du système de contrôle chimique et volumétrique. Cet apport d'eau ne permet pas de compenser la perte d'eau par la vanne de décharge du pressuriseur. Cette perte d'eau entraîne une baisse du niveau d'eau dans le cœur. On a estimé *a posteriori* que, 112 minutes après le début de l'accident, le niveau d'eau avait atteint le sommet des crayons combustibles du cœur. Cet instant marque donc le début du dénoyage des crayons combustibles qui, insuffisamment refroidis, s'échauffent.

Entre 130 et 140 minutes après le début de l'accident, les parties supérieures des crayons combustibles sont suffisamment échauffées (température de 800 °C environ) pour provoquer le ballonnement et la rupture de leurs gaines en zircaloy, ainsi que le relâchement de produits de fission gazeux dans l'enceinte de confinement *via* la brèche dans le circuit primaire (l'alarme « débit de dose élevé » dans l'enceinte s'est déclenchée à 134 minutes). À ce moment là, les opérateurs ne peuvent plus ignorer que la situation est sérieuse.

142 minutes après le début de l'accident, la fuite par la vanne de décharge du pressuriseur est enfin diagnostiquée. Une vanne d'isolement placée en amont est fermée par les opérateurs, ce qui élimine la brèche du circuit primaire ; la deuxième barrière est donc rétablie. Cependant, selon les évaluations faites *a posteriori*, à cet instant, la moitié des crayons combustibles était dénoyée et il était alors trop tard pour éviter leur dégradation.

Jusqu'à 174 minutes après le début de l'accident, aucun moyen en dehors du circuit de contrôle chimique et volumétrique ne sera mis en œuvre pour refroidir le cœur (circuit primaire et circuit d'injection de sécurité à l'arrêt). Sous l'effet de la réaction exothermique d'oxydation du zircaloy par la vapeur d'eau (§ 4.3.1.2 et § 5.1.1.2), il continue à s'échauffer,

ce qui provoque une production supplémentaire de vapeur d'eau et l'augmentation de la pression dans le circuit primaire, ce dernier étant désormais étanche après la fermeture du circuit de décharge du pressuriseur. Le niveau d'eau dans le cœur continue à baisser jusqu'à ne plus couvrir qu'un mètre sur les 3,6 mètres de hauteur des crayons combustibles.

Avec l'abaissement progressif du niveau d'eau, l'échauffement de la partie non couverte des gaines conduit d'abord à la rupture de gaines, puis à leur oxydation notable, enfin aux premières coulées de matériaux métalliques par la formation de mélanges eutectiques. Des eutectiques Fe-Zr, Ni-Zr, Ag-Zr peuvent en effet se former à des températures inférieures de plusieurs centaines de degrés à la température de fusion du zircaloy (voir le § 4.3.1.2 et la figure 4.3). Le premier liquide formé a été très probablement l'eutectique Ni-Zr entre le zircaloy des gaines des crayons et l'inconel des grilles d'espacement dans la partie centrale du cœur. Ensuite, vers 1 400 °C, en même temps qu'une oxydation énergétique, la fusion des gaines des barres de commande a permis la coulée du mélange argent-indium. L'acier inoxydable du gainage des barres de commande peut aussi avoir été attaqué vers 1 300 °C par interaction avec l'eutectique nickel-zirconium.

Lorsque les matériaux fondus ont atteint l'interface eau-vapeur, ils se sont solidifiés au contact de l'eau, ce qui a conduit à la formation d'une croûte sur l'axe du cœur, appelée dans la suite croûte inférieure (figure 7.2). Cette croûte est restée en place jusqu'à la fin de l'accident et des échantillons ont pu être prélevés et analysés après l'enlèvement du couvercle de la cuve. Ces analyses ont montré qu'elle était constituée d'alliages métalliques entre Zr, Ag, In, Fe et Ni enrobant des colonnes de pastilles de combustible.

La forme de bol de la croûte inférieure peut s'expliquer par l'évolution des conditions de refroidissement du cœur : le blocage central de l'écoulement par la croûte en formation a dévié la vapeur vers la périphérie d'où une augmentation progressive du refroidissement en périphérie si bien que les alliages métalliques fondus s'y sont resolidifiés à des niveaux bien supérieurs au niveau de l'eau dans le cœur.

Dans les parties supérieures du cœur, la poursuite de l'oxydation du zircaloy par la vapeur, très exothermique, a conduit à atteindre localement la température de fusion du zircaloy (de 1 800 °C à 1 950 °C selon sa teneur en oxygène). En coulant, le zircaloy a pu dissoudre l'oxyde d'uranium des pastilles de combustible pour former un composé bimétallique (U, Zr, O). De même, l'oxydation du zircaloy a pu conduire à la dégradation des crayons combustibles, entraînant la chute de morceaux de pastilles de combustible solides. Ce processus de dégradation est supposé avoir progressé vers la périphérie du cœur jusqu'à 174 minutes après le début de l'accident.

La croûte inférieure constitue alors un creuset qui collecte des composés sous forme métallique ou sous forme d'oxydes ; il s'agit probablement de débris solides et de matériaux fondus, dont la température moyenne est à cet instant entre 2 300 °C et 2 500 °C.

Tandis que la croûte inférieure est refroidie par la vapeur d'eau par convection et rayonnement vers la surface libre de l'eau, les matériaux collectés dans la croûte sont mal refroidis et s'échauffent progressivement jusqu'à fondre au centre. L'état du cœur dégradé à 174 minutes est schématisé sur la figure 7.3 :

- en partie basse du cœur, les crayons combustibles sont intacts sur une hauteur d'environ un mètre ;

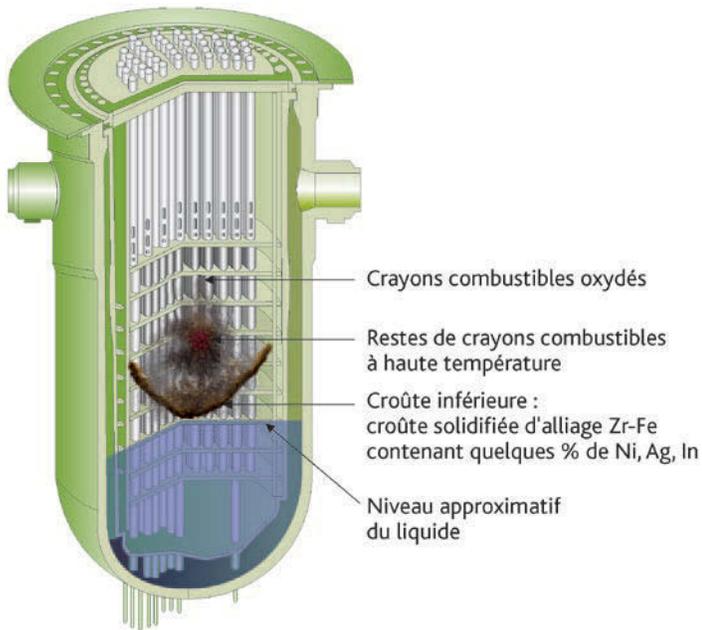


Figure 7.2. État supposé du cœur après la formation de la croûte inférieure.

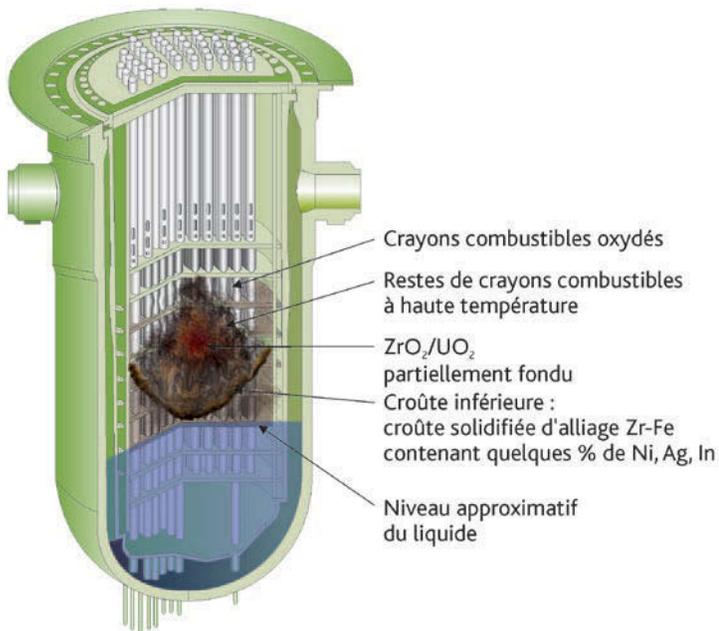


Figure 7.3. État supposé du cœur 174 minutes après le début de l'accident.

- une croûte étanche en forme de bol, constituée de matériaux resolidifiés, s'est formée au-dessus de ces crayons intacts ;
- le creuset ainsi formé contient un mélange de débris solides et, dans sa partie centrale, un bain de matériaux fondus ;
- dans la partie supérieure du cœur, les gaines des crayons combustibles sont très oxydées, mais la majeure partie des crayons est encore en place.

► Phase 3 de l'accident : renoyage partiel du cœur – formation d'un lit de débris (entre 174 et 180 minutes)

174 minutes après le début de l'accident, les opérateurs remettent en route la pompe primaire d'une des boucles de refroidissement pour essayer de rétablir une circulation du fluide primaire. 28 m³ d'eau sont alors introduits dans la cuve en 6 minutes. C'est l'apport de réfrigérant le plus significatif depuis l'arrêt des pompes primaires 100 minutes après le début de l'accident.

Il en résulte une rapide montée en pression du circuit primaire, liée à la vaporisation de l'eau au contact des éléments surchauffés du cœur, à l'oxydation rapide du zircaloy métallique non encore oxydé restant dans la moitié supérieure du cœur et probablement à la dégradation des échangeurs thermiques dans les générateurs de vapeur du fait de l'hydrogène produit par l'oxydation du zircaloy.

Cet envoi d'eau dans le cœur a probablement arrêté le développement du bain de corium au-dessus de la croûte. Cependant, les contraintes thermomécaniques résultant

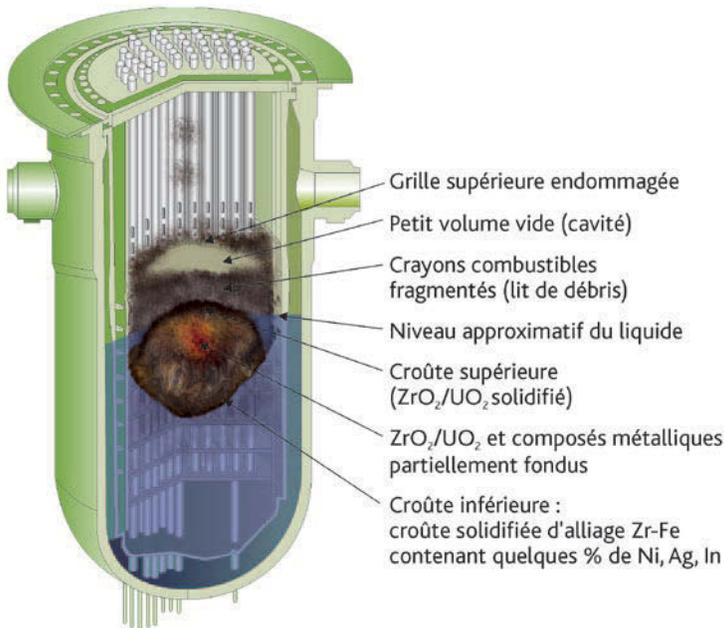


Figure 7.4. État supposé du cœur lors de la phase 3 de l'accident.

de la trempe partielle des restes de crayons oxydés dans la partie supérieure du cœur ont conduit à la fragmentation des gaines oxydées et des pastilles de combustible qui ont alors formé un lit de débris dans la partie supérieure du cœur (figure 7.4). Les observations et analyses réalisées *a posteriori* ont montré que le lit de débris était constitué de plusieurs tonnes de débris compacts.

La pompe primaire est arrêtée par les opérateurs 6 minutes après son redémarrage car la pression monte brutalement dans le circuit primaire.

► Phase 4 de l'accident : échauffement du lit de débris – développement du bain de corium (entre 180 et 200 minutes)

La montée brutale de la pression dans le circuit primaire associée à l'envoi d'eau dans le cœur a conduit les opérateurs à réouvrir la vanne d'isolement du circuit de décharge du pressuriseur. Cette ouverture a entraîné le déclenchement d'alarmes de radioactivité, y compris hors du bâtiment du réacteur. À ce moment-là, les deux premières barrières de confinement sont « rompues » et l'isolement de la troisième et dernière barrière de confinement (l'enceinte du réacteur) n'est toujours pas effectué.

Le déclenchement d'alarmes hors du bâtiment du réacteur était dû au transfert automatique, en l'absence d'isolement de l'enceinte de confinement, de liquide contaminé provenant des puisards de l'enceinte dans des réservoirs de stockage situés dans un bâtiment auxiliaire non étanche. Ces réservoirs vont eux-mêmes déborder et du liquide contaminé va se répandre dans le bâtiment auxiliaire, conduisant à des rejets vers l'extérieur de l'installation.

La situation d'urgence est déclarée 200 minutes après le début de l'accident et conduit à l'isolement de l'enceinte de confinement, interrompant le transfert de radioactivité vers le bâtiment auxiliaire.

D'après la reconstitution de l'accident réalisée *a posteriori*, la quantité d'eau dans la cuve du réacteur a décliné pendant la phase 4 par ébullition et vaporisation de l'eau sous l'effet de la puissance résiduelle ; 200 minutes après le début de l'accident, le niveau d'eau dans le cœur n'est plus que de l'ordre de 2 m.

Entre 180 et 200 minutes, le débit d'eau de refroidissement est faible. Le lit de débris n'est pas refroidi à cœur du fait de sa masse, de sa faible perméabilité, de la puissance résiduelle dégagée en son sein et de la présence de la croûte inférieure qui entrave la circulation du fluide de refroidissement. Le lit de débris s'échauffe donc au voisinage du bain de corium et ce dernier se propage vers le haut du cœur par fusion progressive des débris.

► Phase 5 de l'accident : renoyage total du cœur – poursuite du développement du bain de corium (entre 200 et 224 minutes)

200 minutes après le début de l'accident, les opérateurs remettent en route le système d'injection de sécurité à haute pression pendant 17 minutes. L'analyse *a posteriori*

des données recueillies sur les températures et les pressions dans le circuit primaire indique que la cuve était remplie d'eau 7 minutes après le redémarrage de ce système.

Il est estimé qu'au cours du remplissage par l'eau de la cuve, l'eau a pu pénétrer dans le lit de débris supérieur, le refroidir et le remouiller. Cependant, le bain de corium a continué de s'échauffer. La remise en service de l'injection de sécurité à haute pression, entre 200 et 217 minutes après le début de l'accident, est intervenue alors que la taille du bain de corium était déjà trop grande pour permettre son refroidissement. On estime qu'à 224 minutes, la quasi-totalité des débris compactés dans le creuset constitué par la croûte inférieure étaient fondus (figure 7.5).

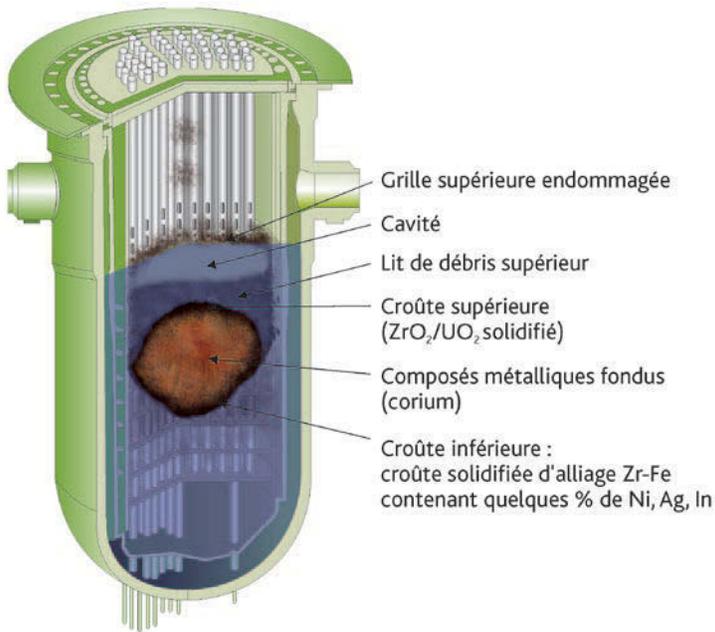


Figure 7.5. État supposé du cœur à la fin de la phase 5 de l'accident.

► Phase 6 de l'accident : mouvement de matériaux du cœur vers le *plenum* inférieur de la cuve (entre 224 et 226 minutes)

224 minutes après le début de l'accident, alors que les opérateurs sont mobilisés par le refroidissement du cœur qu'ils ne supposent pas fortement endommagé, un certain nombre de mesures suggèrent que des mouvements de combustible se produisent dans le cœur. Ce n'est que bien plus tard, après l'examen du *plenum* inférieur de la cuve, que l'on pourra reconstituer les événements qui se sont produits à cet instant. En fait, la croûte a fini par se rompre latéralement et 20 tonnes de matériaux fondus se sont écoulées jusqu'au fond de la cuve, détruisant au passage les structures internes situées en périphérie du cœur (figure 7.6).

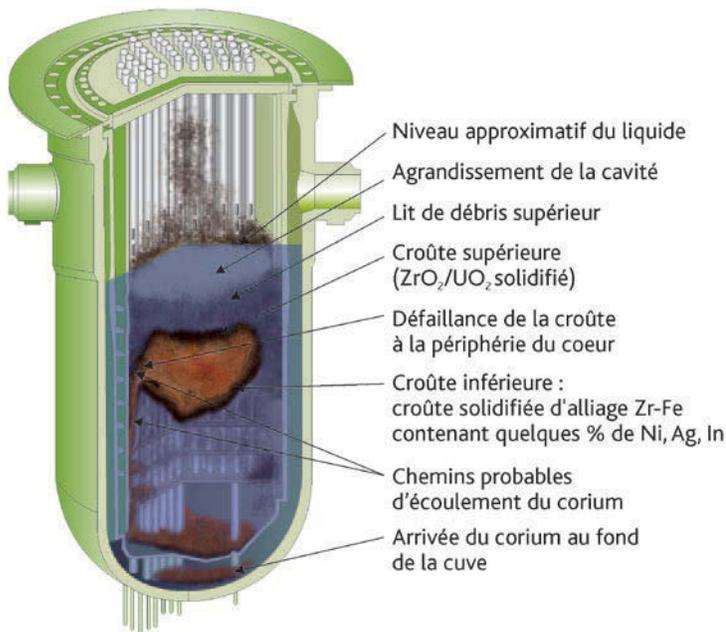


Figure 7.6. État supposé du cœur après la coulée des matériaux fondus (phase 6 de l'accident).

Le mécanisme de rupture de la croûte n'est pas connu avec certitude. Certains auteurs ont mis en avant la compression du bain de corium sous le poids du lit de débris supérieur, d'autres le chargement mécanique de la croûte dû à une dépressurisation partielle du circuit primaire qui se serait produite entre 220 et 224 minutes après l'arrêt de l'injection de sécurité à haute pression.

La coulée de matériaux fondus au fond de la cuve, alors que celle-ci était pratiquement pleine d'eau, aurait théoriquement pu conduire à une violente explosion de vapeur (§ 5.2.3). Il est important de noter que rien dans les enregistrements de données ou dans l'état du cœur constaté après l'accident, ne suggère qu'un phénomène mécanique brutal et rapide ait pu se produire lors de la coulée des 20 tonnes de matériaux fondus dans le *plenum* inférieur. Une explication possible est que la durée relativement importante de la coulée de matériaux fondus (de l'ordre de la minute) n'a pas favorisé leur mélange avec le réfrigérant.

L'eau présente dans la cuve du réacteur a finalement permis de solidifier et de refroidir en quelques heures les matériaux fondus. Le fond de la cuve du réacteur a résisté, malgré la coulée de matériaux fondus. Une explication possible, déjà mentionnée au paragraphe 5.1.3.1, est l'existence d'un jeu entre le corium fondu et la paroi de la cuve qui aurait permis une circulation d'eau ou de vapeur et une réduction des échanges de chaleur entre les matériaux fondus et le fond de la cuve.

► Fin de l'accident : rétablissement d'un refroidissement stable (16 h après le début de l'accident)

Pendant les phases 3 et 5 de l'accident, des tentatives de remise en route du refroidissement primaire ont été faites par les opérateurs. Celles-ci ont été gênées par la grande quantité d'hydrogène incondensable, provenant de l'oxydation des gaines en zircaloy ou d'autres matériaux du cœur, qui se trouvait dans le circuit primaire. Néanmoins, ces actions ont permis de refroidir le cœur dégradé, l'hydrogène étant évacué par ouverture du circuit de décharge du pressuriseur ; l'hydrogène et des produits radioactifs se sont répandus de ce fait dans l'enceinte de confinement.

De l'hydrogène s'est alors accumulé dans l'enceinte de confinement ; 9 h 30 environ après le début de l'accident, une combustion d'hydrogène s'est produite. Il a été montré que la concentration molaire d'hydrogène dans l'enceinte était à ce moment-là légèrement inférieure à 8 %, avec une faible quantité de vapeur d'eau (de l'ordre de 3,5 %). Cette combustion a entraîné un pic de pression de 2 bars dans l'enceinte (dimensionnée pour résister à une pression de 5 bars). L'enceinte n'a subi aucun dommage, mais lorsqu'on y entrera quelques mois plus tard, il sera constaté que certaines parties des structures internes avaient été endommagées par le feu et la pression.

11 h 08 minutes après le début de l'accident, la vanne d'isolement du circuit de décharge du pressuriseur est définitivement refermée mettant fin aux transferts de contamination dans l'enceinte de confinement.

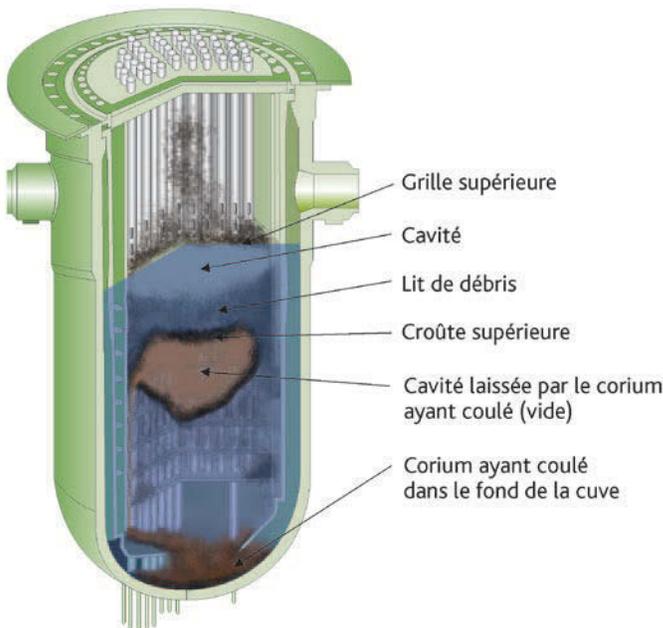


Figure 7.7. État final du cœur.

13 h 23 après le début de l'accident, l'injection de sécurité est redémarrée pour remplir le circuit primaire.

15 h après le début de l'accident, la quantité d'eau dans le circuit primaire est suffisante pour que la circulation du fluide primaire puisse reprendre. Les pompes primaires sont redémarrées à partir de 15 h 49 après le début de l'accident. Un refroidissement normal et stabilisé est ainsi obtenu environ 16 h après le début de l'accident. Un jour après le début de l'accident, les pompes primaires seront de nouveau arrêtées ; le débit de circulation naturelle entre la cuve du réacteur et les générateurs de vapeur étant devenu suffisant pour évacuer la puissance résiduelle du cœur.

L'état final du cœur est représenté sur la figure 7.7.

7.1.3. Conséquences de l'accident sur l'environnement et la santé du public

Comme indiqué dans ce qui précède, les dégâts internes à la centrale ont été considérables : près de la moitié du combustible a fondu, près de la moitié des produits de fission gazeux et volatils (krypton, xénon, iode et césium) sont passés dans l'eau du circuit primaire, dont la radioactivité volumique a atteint $2,96 \cdot 10^{16}$ Bq par m^3 . Plus de 2 000 m^3 de cette eau radioactive se sont répandus dans l'enceinte par la brèche du circuit primaire.

Malgré la fusion partielle du cœur du réacteur et l'important relâchement de produits radioactifs dans l'enceinte de confinement, les conséquences radiologiques immédiates dans l'environnement ont été minimales [1, 2]. L'enceinte de confinement a en effet rempli son rôle. Les faibles rejets qui ont eu lieu dans l'environnement ont été causés, en l'absence d'isolement de l'enceinte de confinement, par le transfert dans un bâtiment auxiliaire non étanche de liquide contaminé provenant des puisards de l'enceinte.

Dans la conception de l'installation de **Three Mile Island**, la mise en service de l'injection de sécurité ne provoquait pas automatiquement l'isolement de l'enceinte de confinement, c'est-à-dire la fermeture de vannes d'isolement sur toutes les tuyauteries entrant dans le bâtiment du réacteur ou en sortant et non indispensables pour la sauvegarde du cœur du réacteur. Durant plusieurs heures, les pompes des puisards ont donc transporté dans un bâtiment auxiliaire de l'eau de plus en plus chargée de produits radioactifs. Du fait de l'inétanchéité de certains circuits, de l'eau contaminée chaude s'est échappée dans ce bâtiment et s'y est vaporisée, relâchant l'iode et le xénon qu'elle contenait. Ces gaz et vapeurs ont été aspirés par la ventilation générale du bâtiment et rejetés à l'extérieur au travers de filtres à iode dont l'efficacité s'est avérée insuffisante (il a été constaté *a posteriori* que les filtres n'avaient pas fait l'objet de contrôles appropriés de vérification de leur efficacité). Il a fallu que ces transferts de produits radioactifs provoquent des alarmes pour que l'ordre d'isolement de l'enceinte de confinement soit donné manuellement un peu plus tard.

Il a été estimé sur la base des mesures de radioactivité effectuées sur le site lors de l'accident que, bien que le bâtiment auxiliaire en question n'ait pas été conçu pour constituer une enceinte de confinement étanche, 0,01 % seulement de l'inventaire en

produits de fission a été transféré du cœur à l'environnement. Concernant l'iode, dont l'isotope ^{131}I produit les conséquences les plus importantes dans l'environnement à court terme (§ 5.5), il a été déterminé que le relâchement total de ce radionucléide dans l'environnement n'a pas excédé 10^{-5} % de l'inventaire présent dans le cœur du réacteur. $37 \cdot 10^{10}$ Bq de ^{131}I ont été relâchés dans les 16 heures qui ont suivi l'accident et environ $259 \cdot 10^{10}$ Bq ont été relâchés pendant les 30 jours suivants. Les rejets des autres produits radioactifs ont été estimés à environ $18,5 \cdot 10^9$ Bq de ^{137}Cs et $3,7 \cdot 10^9$ Bq de ^{90}Sr .

De nombreuses études ont montré que l'accident n'a pas eu de conséquences sanitaires pour les personnes du public et n'a pas eu d'impact significatif sur l'environnement [1, 2]. Cependant, l'accident de [Three Mile Island](#) a terrorisé les populations. Pendant toute une semaine, les autorités en charge de la protection des personnes se sont demandées quel était le degré de gravité de l'accident et s'il fallait procéder à une évacuation partielle ou totale des habitants du voisinage. Elles ont craint en particulier que la bulle d'hydrogène formée dans la partie supérieure de la cuve du réacteur puisse exploser (à tort, puisqu'en l'absence d'oxygène, il ne peut pas y avoir d'explosion), entraînant une rupture catastrophique du confinement et des transferts importants de produits radioactifs dans l'environnement.

Les informations contradictoires distillées par les autorités au cours de l'accident n'ont rien fait pour rassurer les populations et plus de 200 000 personnes ont fui la région au cours de la crise.

7.1.4. Enseignements tirés de l'accident concernant la physique des accidents de fusion du cœur

L'accident de [Three Mile Island](#) a conduit au développement de nombreux programmes de recherche et de développement concernant la physique des accidents de [fusion du cœur](#), visant à améliorer la compréhension des phénomènes survenant lors d'un tel accident (voir le chapitre 5 du présent ouvrage).

De nombreux résultats expérimentaux ont depuis lors été acquis au plan international pour ce qui concerne les phénomènes associés à un accident de [fusion du cœur](#) d'un réacteur à eau. La connaissance et la compréhension des phénomènes complexes mis en jeu lors d'un tel accident ont très nettement progressé et les capacités de prédiction de l'évolution de l'état du réacteur en cas d'accident grave à l'aide d'outils de simulation (voir le chapitre 8) ont été nettement améliorées.

L'accident de [Three Mile Island](#) et les multiples analyses et études dont il a fait l'objet, permettent d'évaluer la capacité des logiciels de calcul à simuler des accidents de [fusion du cœur](#) depuis l'événement initiateur jusqu'aux possibles rejets de radionucléides à l'extérieur de l'enceinte de confinement. Depuis l'accident, de nombreux exercices d'inter-comparaison d'outils de simulation ont été conduits au plan international pour apprécier les incertitudes restantes dans la simulation de l'accident [8-10].

Les deux premières phases de l'accident, correspondant à la perte de réfrigérant primaire et au début de l'échauffement du cœur (§ 7.1.2), sont aujourd'hui correctement

prédites par les logiciels existants pour ce qui concerne les évolutions des paramètres thermohydrauliques du circuit primaire et le déroulement de la dégradation du cœur (production d'hydrogène, formation de la croûte inférieure, fusion et coulée des matériaux dans le creuset constitué par la croûte inférieure).

En revanche, la phase de renoyage du cœur (phase 3) et les phases ultérieures de la dégradation du cœur (au-delà de la phase 3) ne sont pas encore correctement prédites. La principale faiblesse des outils de simulation actuels concerne le renoyage du cœur dégradé ; les phénomènes qui nécessitent une modélisation plus précise pour simuler le renoyage sont les circulations des fluides (eau et vapeur) dans le cœur dégradé, les transferts de chaleur et l'oxydation du zircaloy. Ces phénomènes influent sur la production d'hydrogène et sur la coulée des matériaux fondus (voir le § 5.4.1 pour plus de détail). Un programme de recherche sur le renoyage d'un cœur dégradé, le programme PEARL, est conduit par l'IRSN dans le cadre du réseau européen SARNET en vue de réduire d'ici 2015 les incertitudes liées au renoyage d'un cœur dégradé.

7.1.5. Enseignements tirés de l'accident pour la sûreté des centrales nucléaires en France

7.1.5.1. Introduction

Le choc provoqué par l'accident de [Three Mile Island](#) a été considérable et les enseignements tirés dans le domaine de la sûreté des centrales nucléaires ont été nombreux, notamment en France.

Même si les accidents de [fusion du cœur](#) des réacteurs à eau avaient déjà fait l'objet d'études scientifiques approfondies aux États-Unis, à partir des années 1970 (voir le rapport WASH 1400 [11]), il aura fallu attendre l'accident de [Three Mile Island](#) pour que les concepteurs et les exploitants d'installations nucléaires prennent conscience que les accidents de fusion du cœur sont possibles. Il est à noter cependant que, dès la publication du rapport WASH 1400, les organismes de sûreté français et étrangers ont cherché à tirer de ce rapport des conclusions pratiques en termes d'amélioration de la sûreté des installations nucléaires et de définition de plans d'intervention en cas d'accident.

En effet, même si l'accident de [Three Mile Island](#) n'a pas remis en cause la conception globale des installations nucléaires³, il a clairement démontré que des accidents plus graves que ceux considérés jusqu'alors pour le dimensionnement des centrales nucléaires (jusqu'à l'accident de perte de réfrigérant primaire résultant d'une rupture instantanée et doublement débattue d'une tuyauterie du circuit primaire) sont possibles et qu'ils peuvent résulter d'une succession de défaillances techniques et d'erreurs humaines.

3. L'application du concept de défense en profondeur imposait la mise en place de dispositions à l'égard d'un certain nombre d'accidents, ce qui avait conduit notamment à la conception d'un confinement résistant. Ce confinement a très largement protégé les populations et le personnel de la centrale de Three Mile Island.

L'accident de **Three Mile Island** a suscité un ensemble de questions, telles que :

- comment éviter qu'au cours d'un accident, des actions de conduite inappropriées aboutissent à aggraver les conséquences jusqu'à la **fusion du cœur** ?
- comment utiliser au mieux l'enceinte de confinement, dernière « barrière » opposée à la dissémination des substances radioactives ?
- comment identifier, parmi les incidents réels, ceux qui pourraient être des précurseurs d'accidents de **fusion du cœur** et prendre à temps les mesures de prévention nécessaires ?
- comment se préparer à faire face à un accident de **fusion du cœur**, question qui concerne à la fois les exploitants des centrales nucléaires et les pouvoirs publics ?

7.1.5.2. Analyse des causes de l'accident

L'erreur de représentation commise par les opérateurs – qui n'ont pas compris l'origine des difficultés constatées et se sont obstinés dans une représentation erronée du déroulement des événements – a mis en exergue l'importance des facteurs humains dans la sûreté des installations nucléaires. En fait, les opérateurs ont appliqué les consignes en vigueur, mais sur la base d'informations qui étaient erronées ou incomplètes :

- concernant la position de la vanne de décharge du pressuriseur, les opérateurs ont vu l'indication « vanne fermée » ; mais cette information était fautive puisqu'associée à l'ordre de fermeture donné à la vanne et non à sa position réelle ; c'est là un point crucial de l'accident ;
- si les opérateurs ont concentré leur attention sur le niveau d'eau dans le pressuriseur, en application des consignes en vigueur, ils n'avaient ni formation ni procédure pour faire face à une brèche située dans la partie supérieure du pressuriseur ;
- devant la montée rapide de l'indication du niveau d'eau dans le pressuriseur, croyant la vanne de décharge fermée, les opérateurs ont arrêté manuellement l'injection de sécurité. La représentation mentale de la situation qu'avaient les opérateurs était fautive et ils manquaient d'informations directes sur l'état du cœur du réacteur.

L'accumulation des défaillances et insuffisances techniques suivantes a en définitive joué un rôle important dans le déroulement de l'accident :

- indications insuffisantes dans la salle de conduite (par exemple, position de la vanne de décharge du pressuriseur, niveau d'eau dans le réservoir de décharge du pressuriseur qui aurait pu indiquer lors de l'accident que le réservoir se remplissait) ;
- manque de hiérarchisation des signaux d'alarme dans la salle de commande ; plusieurs alarmes se sont déclenchées simultanément, ce qui a contribué à déstabiliser les opérateurs et ne leur a pas permis de conduire une analyse correcte de la situation ;

- mauvaise position de vannes du circuit d'alimentation de secours des générateurs de vapeur ;
- par conception, la mise en œuvre de l'injection de sécurité n'entraînait pas automatiquement l'isolement de l'enceinte de confinement ;
- circuits non étanches et mauvaise efficacité des pièges à iode dans le bâtiment auxiliaire où se sont déversés des liquides contaminés provenant des puisards de l'enceinte de confinement.

7.1.5.3. Les enseignements pour la sûreté

L'accident de fusion partielle du cœur du réacteur de [Three Mile Island](#) est venu confirmer que des cumuls de défaillances étaient susceptibles de conduire à un accident grave.

Indépendamment des recherches menées sur les accidents de [fusion du cœur](#), les réflexions en matière de sûreté ont porté sur trois grands sujets : la place de l'homme dans la conduite des installations, l'expérience tirée de l'exploitation des centrales nucléaires et la gestion des situations d'urgence.

► La place de l'homme dans la conduite des installations

Avant l'accident de [Three Mile Island](#), les analyses de sûreté examinaient principalement la fiabilité des composants du réacteur nécessaires à la sûreté. L'accident de Three Mile Island a mis en exergue le fait, connu mais peu étudié, que l'homme est aussi un maillon essentiel de la sûreté.

Si l'action des opérateurs est, en effet, le plus souvent positive pour la sûreté, dans certains cas, des actions humaines contribuent à l'initiation ou au développement d'incidents. Il convient dès lors d'examiner en détail les conditions d'intervention et de travail des personnels pour identifier, en particulier, les problèmes de sûreté qui pourraient résulter de difficultés d'organisation ou de moyens et d'informations disponibles insuffisants ou inadaptés.

La reconnaissance explicite du rôle de l'homme dans la sûreté a conduit à des améliorations dans deux directions techniques qui visent à renforcer l'organisation, à préciser le partage des responsabilités et les apports de chacun des acteurs :

- L'amélioration des conditions d'exploitation
L'amélioration des conditions d'exploitation s'est traduite par une sélection, une formation initiale et des recyclages plus précis des opérateurs, impliquant dorénavant l'utilisation systématique de simulateurs pour la formation. À cet égard, la standardisation du parc électronucléaire français permet de disposer de simulateurs directement représentatifs des différents types d'installations. Les formations couvrent le fonctionnement normal, mais aussi les incidents et les accidents.

L'inadéquation des procédures disponibles à la centrale de [Three Mile Island](#) a été flagrante lors de l'accident. Dans la plupart des pays, et en particulier en France, les procédures et les consignes ont été réétudiées et réécrites. Cette révision a concerné aussi bien la forme des documents que leur fond.

Ainsi, une nouvelle approche de la conduite accidentelle des installations a été mise en place (§ 2.5.2) pour :

- assurer, notamment en cas d'accident, une « redondance humaine » des opérateurs par un ingénieur de sûreté ayant pour mission d'assurer une vérification indépendante de la pertinence de la stratégie de conduite mise en œuvre par la surveillance d'un certain nombre de paramètres de sûreté (à l'aide d'un « panneau de sûreté ») ;
- couvrir au mieux les cas d'occurrence simultanée de plusieurs événements *a priori* indépendants. En France, une approche a été développée et mise en place pour donner aux opérateurs les moyens de ramener l'installation dans un état sûr, indépendamment du chemin qui a mené à la situation constatée ; il s'agit de « l'approche par états » (§ 2.5.2).

Dans l'approche par états, les procédures à suivre ne sont en effet plus fondées sur la compréhension par l'opérateur de la succession d'événements qu'a subie le réacteur (approche événementielle), mais sur son état effectif à un instant donné (caractérisé par des données physiques : sous-criticité du cœur, puissance résiduelle dans le cœur, inventaire d'eau dans le circuit primaire, inventaire d'eau dans les générateurs de vapeur, étanchéité de l'enceinte de confinement, etc.).

L'approche événementielle ne permettait pas de couvrir toutes les combinaisons possibles de défaillances matérielles et humaines, simultanées ou séparées dans le temps. Par ailleurs, elle rendait compliqué le diagnostic en cas d'évolution de l'installation non conforme aux prévisions.

Dans l'approche par états, pour chacun des états anormaux, sont définies les actions à mener pour ramener l'installation dans une situation satisfaisante. L'équipe de conduite peut effectuer les actions correspondantes sans avoir nécessairement compris l'enchaînement des événements antérieurs. Un élément clef des procédures par états a été l'adjonction dans tous les réacteurs d'un « niveau d'eau dans la cuve », qui permet à l'opérateur (contrairement à ce qui s'était passé lors de l'accident de [Three Mile Island](#)) de savoir si le cœur est correctement couvert d'eau.

Par ailleurs, le principe des procédures hors dimensionnement visant à la prévention de la [fusion du cœur](#) (procédures H1 à H4, décrites au paragraphe 2.5.2) et des procédures ultimes visant à la prévention de la fusion du cœur et à la limitation des conséquences radiologiques (procédures U, décrites au paragraphe 2.5.2) a été retenu en France dès 1981 : ces procédures visent, en cas de fusion du cœur, à limiter les relâchements de produits radioactifs à l'extérieur de l'enceinte de confinement, et donc dans l'environnement.

L'ensemble des procédures ont été testées sur simulateur.

– L'amélioration des salles de conduite

Les constatations faites à la suite de l'accident de [Three Mile Island](#) pour ce qui concerne les insuffisances en termes d'indications et de hiérarchisation des alarmes dans la salle de conduite ont conduit à réaliser des modifications des salles de conduite des tranches, y compris les tranches en fonctionnement. Une meilleure présentation des informations a été recherchée en remplaçant la majorité des indications d'ordre par des indications de position des organes. Certaines gammes de mesure ont été élargies. Des indications nouvelles ont été ajoutées pour fournir des informations plus complètes sur l'état du cœur (ce qui avait manqué lors de l'accident de Three Mile Island), comme l'indication de la marge à l'ébullition (écart entre la température effective du fluide primaire et la température d'ébullition à la pression du circuit primaire) et la mesure du niveau d'eau dans la cuve. De plus, les alarmes ont été hiérarchisées et les informations essentielles doublées sur un panneau de sûreté. Ce panneau guide l'ingénieur de sûreté dans la mise en œuvre des procédures accidentelles.

► **L'importance des événements précurseurs**

Un autre enseignement important de l'accident de [Three Mile Island](#) concerne la prise en compte du retour d'expérience apporté par le fonctionnement des centrales nucléaires.

Un incident précurseur très semblable à l'accident de [Three Mile Island](#) (vanne de décharge du pressuriseur restée ouverte) avait eu lieu en 1977 sur un réacteur américain du même type (Davis Besse), mais sans dommage pour le réacteur ; les opérateurs avaient commis la même erreur d'analyse qu'à Three Mile Island (arrêt du refroidissement). Les enseignements apportés par cet incident n'avaient pas été traduits en instructions aux opérateurs lorsqu'est survenu l'accident de Three Mile Island. Cet exemple illustre que l'étude systématique des incidents significatifs et les modifications de procédures et d'instructions aux opérateurs qui peuvent être préconisées en conclusion de cette étude pour empêcher que les mêmes incidents ne se reproduisent peuvent effectivement éviter des accidents plus graves.

Depuis l'accident de [Three Mile Island](#) et les analyses qui ont suivi, la détection des événements précurseurs, susceptibles de conduire à un accident, est devenue une préoccupation importante des exploitants et des organismes de [sûreté nucléaire](#). L'organisation du suivi d'exploitation et du retour d'expérience s'est donc développée avec ce nouvel objectif.

Après l'accident de [Three Mile Island](#), un examen systématique des causes possibles de brèche dans la seconde barrière (circuit primaire) a été effectué, conduisant notamment à la fiabilisation des organes d'ouverture et de fermeture du circuit de décharge du pressuriseur.

► **Le traitement des situations d'urgence**

L'accident de [Three Mile Island](#) a montré que les opérateurs, les responsables de la centrale et les autorités en charge de la protection des populations n'étaient pas

suffisamment préparés pour traiter un accident de [fusion du cœur](#). Les responsables de la centrale et les autorités, tant locales que fédérales, ne savaient pas comment les choses pouvaient évoluer et s'il fallait évacuer. Pendant presque une semaine, les autorités ont cru à la possibilité d'une explosion d'hydrogène pouvant endommager la cuve du réacteur et l'enceinte de confinement avec un relâchement important de produits radioactifs dans l'environnement. Cette éventualité aurait dû être rapidement écartée car les faibles teneurs en oxygène dans le cœur ne permettaient pas une telle explosion. Dans le doute, les populations ont quitté leurs lieux d'habitation dans une zone très large autour de la centrale, bien que les autorités n'aient jamais appelé à une évacuation.

Il est dès lors apparu indispensable de développer les moyens nécessaires pour traiter de telles situations de manière moins improvisée pour le cas où une nouvelle situation de ce type se produirait :

- améliorer la confiance que l'on peut avoir dans le comportement de l'enceinte de confinement même dans des conditions très éloignées de celles prévues à sa conception ;
- disposer d'outils de prévision des évolutions possibles de la situation, des rejets correspondants et de leurs transferts dans l'environnement dans les conditions de l'accident.

L'accident de [Three Mile Island](#) est lié pour partie à une mauvaise compréhension de la situation par les opérateurs. Il est très difficile à une équipe donnée de remettre en cause son interprétation initiale de la situation. Il est ainsi apparu que la mise en place d'équipes de crise, distinctes des équipes d'exploitation, à même de prendre un peu de recul sur la situation, pourrait apporter d'autres visions. De même, la clarification du rôle des différents acteurs et l'organisation de la circulation de l'information en situation d'accident sont apparues nécessaires. Les plans d'urgence ont été développés sur ces bases. La nécessité d'un entraînement régulier (exercices de crise) a été également mise en évidence.

C'est au début des années 1980 que les plans d'urgence spécifiques aux installations nucléaires ont été mis en place en France. Des plans d'urgence internes (PUI) ont été développés par les exploitants d'installations nucléaires dans le but de maîtriser autant que possible les accidents qui surviendraient et d'en limiter les conséquences, de porter secours aux blessés sur le site et d'informer les pouvoirs publics et la presse. Les pouvoirs publics ont établi des plans particuliers d'intervention (PPI) répondant à l'objectif général de protection des populations en cas d'accident pouvant se produire dans les installations.

7.1.6. Conclusion

L'accident de [Three Mile Island](#) a été riche d'enseignements : importance de la défense en profondeur et des facteurs humains ainsi que des procédures de conduite pour les opérateurs et de la hiérarchisation des alarmes, rôle essentiel de l'enceinte de confinement, barrière ultime entre les substances radioactives et l'environnement. Tous les réacteurs du monde ont bénéficié des enseignements tirés de l'accident de Three Mile Island. La prise en compte de ces leçons a permis de réduire d'un facteur 10

la probabilité calculée de **fusion de cœur** pour les réacteurs REP de deuxième génération. De plus, en France, l'établissement de procédures ultimes doit permettre de limiter les conséquences d'un tel accident.

Pour les spécialistes de la sûreté, l'accident de **Three Mile Island** reste une grande source d'enseignements aidant à la compréhension des phénomènes complexes intervenant lors d'un accident de **fusion du cœur** ; les suites de cet accident influencent encore aujourd'hui certains programmes de recherche et des efforts sont poursuivis, notamment pour mieux comprendre et modéliser correctement le développement d'un tel accident.

Les réacteurs de troisième génération, et en particulier EPR, tiennent compte dès leur conception des enseignements de l'accident de **Three Mile Island**. Ainsi, les accidents avec **fusion du cœur** sont considérés dans le dimensionnement des réacteurs EPR ; en particulier, un récupérateur de corium situé au fond de l'enveloppe permettrait de recueillir et de refroidir les matériaux en fusion du cœur en cas de défaillance du fond de la cuve (voir le § 5.4.3).

7.2. Enseignements tirés de l'accident de Tchernobyl

7.2.1. Introduction

Le 26 avril 1986, soit sept ans après l'accident de **Three Mile Island** (§ 7.1), le réacteur de la quatrième tranche de la centrale nucléaire de **Tchernobyl**, en territoire ukrainien de l'ex-URSS, explosait. Cet accident est le plus grave jamais survenu dans une installation nucléaire civile. Il constituait, avant l'accident de **Fukushima** en 2011, le seul exemple d'un accident avec destruction du cœur d'un réacteur de puissance et des rejets radioactifs non confinés⁴. Cet accident a provoqué une émotion considérable dans le monde et en particulier dans les pays de l'ex-URSS et en Europe occidentale.

Il y a eu 31 morts parmi les personnels qui étaient présents sur le site lors de l'explosion ou qui sont intervenus directement sur le site accidenté dans les jours qui ont suivi l'explosion du réacteur (notamment parmi les pompiers qui ont lutté contre les incendies) ; de plus, plusieurs centaines de personnes, en particulier parmi les « liquidateurs⁵ », ont reçu de fortes doses de rayonnement. Cet accident a également appelé

4. L'accident de Fukushima Daiichi a conduit à la fusion du combustible et probablement à la défaillance de la cuve et du confinement dans trois des réacteurs de la centrale, ainsi qu'à des rejets importants de substances radioactives dans l'environnement. Contrairement à l'accident de réactivité de Tchernobyl, les cœurs des trois réacteurs accidentés de la centrale de Fukushima Daiichi n'ont pas explosé. Les premières estimations des rejets réalisées après cet accident montrent qu'ils sont plus faibles que les rejets de l'accident de Tchernobyl (du même niveau pour les gaz rares, environ dix fois moins importants pour l'¹³¹I et environ trois fois moins importants pour le ¹³⁷Cs) [12].
5. Les « liquidateurs » sont les personnes civiles et militaires qui ont été envoyées sur le site accidenté dans les jours qui ont suivi l'explosion et jusqu'au début des années 1990, notamment pour construire une protection rudimentaire autour du réacteur accidenté en vue d'éviter de nouvelles disséminations de produits radioactifs (un « sarcophage » en béton a ainsi été construit autour du réacteur accidenté dans les six mois qui ont suivi son explosion) et pour nettoyer les sols les plus contaminés dans un rayon de 30 km autour de la centrale. Leur nombre est estimé à environ 600 000 personnes.

l'attention de l'opinion sur les questions posées par une contamination radioactive à grande échelle. En effet, la contamination déposée sur les sols par le nuage radioactif, qui a suivi des trajectoires très différentes au cours des dix jours qui ont suivi la destruction du cœur du réacteur, a concerné une grande partie de l'ex-URSS et pratiquement toute l'Europe.

À la suite de cet accident, les pouvoirs publics dans de nombreux pays se sont plus activement interrogés sur la gestion d'une situation post-accidentelle à court et à plus long terme. L'ampleur des moyens déployés après l'accident pour tenter d'en limiter les effets sur l'homme et l'environnement est en effet impressionnante, qu'il s'agisse de la maîtrise d'incendies en ambiance fortement radioactive, de l'évacuation d'un grand nombre de personnes, du traitement de celles qui ont été le plus gravement irradiées, de la protection contre l'extension de la dissémination de la radioactivité ou de la décontamination de zones importantes, des programmes de surveillance des chaînes alimentaires et du suivi médical des populations concernées. Depuis cet accident, une plus grande attention est portée aux perturbations sociales et économiques induites sur le long terme par un accident affectant une installation nucléaire.

Enfin, dans un domaine très important, celui de l'information du public et de la communication, les difficultés rencontrées lors de l'accident de [Tchernobyl](#) ont entraîné des réflexions sur la nécessité d'une meilleure « transparence » ; l'accident de [Three Mile Island](#) avait déjà permis de pointer la nécessité de progresser dans ce domaine.

7.2.2. *Déroulement de l'accident, rejets et conséquences*

7.2.2.1. Le réacteur RBMK

La centrale de [Tchernobyl](#) en 1986 comprenait quatre réacteurs en exploitation de type RBMK (pour *Reactor Bolchoï Molchnasti Kanalny* en russe, ce qui signifie « réacteur de grande puissance à tubes de force ») ; deux autres réacteurs RBMK étaient en cours de construction sur le site.

Un réacteur RBMK est très différent, de par sa conception, des réacteurs électrogènes à eau sous pression exploités par EDF en France (figure 7.8). Le réacteur RBMK de 1 000 MWe (3 600 MWth) de [Tchernobyl](#) 4 était un réacteur à neutrons thermiques, modéré par un empilement de graphite (dans un réacteur à eau sous pression, c'est l'eau qui joue le rôle de modérateur⁶). Chaque réacteur RBMK sur le site de Tchernobyl contenait environ 190 tonnes d'oxyde d'uranium (faiblement enrichi en uranium 235, environ 2 %) gainé par un alliage zirconium-niobium. Le cœur était refroidi par de l'eau ordinaire « bouillante » circulant de bas en haut dans des tubes de force en zirconium-niobium. Le ralentissement des neutrons était assuré par le graphite. L'eau circulant dans les tubes de force absorbait des neutrons.

Le cœur du réacteur était placé dans une cuve cylindrique de 14 m de diamètre et de 7 m de hauteur (figure 7.9). Cette cuve était remplie d'un empilement de graphite

6. Le modérateur permet de ralentir les neutrons afin qu'ils produisent plus efficacement des réactions de fission dans le combustible (voir le § 2.1 pour plus de détail).

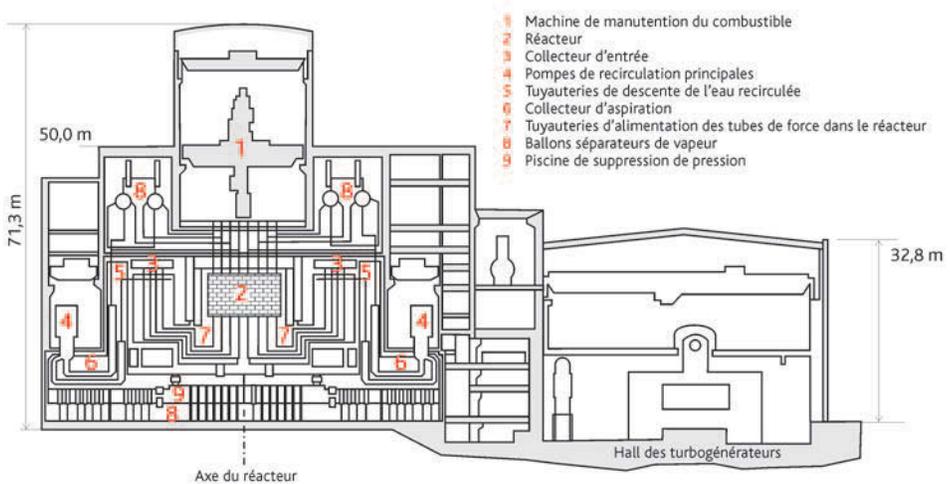


Figure 7.8. Schéma du réacteur de Tchernobyl 4.

traversé par 1 681 tubes de force où se trouvaient les assemblages combustibles et les barres de commande et où circulait l'eau de refroidissement. L'eau échauffée au contact du combustible se transformait en vapeur, envoyée par deux boucles indépendantes de refroidissement directement dans les turbines, sans circuit secondaire. La partie contenant le cœur du réacteur était fermée par une dalle supérieure en béton de 2 000 tonnes.

Le contrôle du niveau et de la répartition de la puissance dans le cœur était assuré par 211 grappes absorbantes qui occupaient des tubes de force analogues à ceux contenant le combustible, répartis dans tout le cœur du réacteur. Les grappes étaient actionnées, tant pour leur extraction que pour leur insertion dans le cœur du réacteur, par des mécanismes motorisés. La vitesse maximale des grappes était de 0,4 m/s, donc très lente ; dès lors il fallait de 18 à 20 s pour obtenir une insertion complète (dans les réacteurs à eau sous pression du type de ceux construits en France, le temps de chute des barres de commande est de l'ordre de 2 à 3 secondes). Ces grappes absorbantes étaient constituées de carbure de bore et, en partie basse, de graphite, ce qui présentait l'inconvénient suivant : lorsque les grappes étaient en position haute, leur insertion commençait par remplacer de l'eau, qui était un absorbant neutronique, par du graphite, moins absorbant que l'eau, ce qui introduisait de la réactivité dans le cœur au lieu d'en enlever.

Les avantages du réacteur RBMK étaient, selon ses concepteurs, l'absence de cuve sous pression, chaque tube de force constituant un petit circuit primaire, l'absence de générateur de vapeur, la possibilité de renouvellement du combustible de manière continue et donc la souplesse du cycle du combustible, la possibilité de régler le débit de chaque canal et de contrôler chacun d'eux tant du point de vue thermique que du point de vue de l'intégrité des gaines du combustible.

Les inconvénients du réacteur étaient la complexité du système de distribution et de collecte du fluide de refroidissement, mais surtout, ce qui est en grande partie à l'origine

de l'accident, la difficulté et la complexité du contrôle du niveau et de la distribution de puissance. Les réacteurs RBMK étaient en effet caractérisés par :

- une possibilité d'instabilité due à des oscillations radiales et azimutales de puissance, plus marquée pour les cœurs de grande taille, dues à l'empoisonnement du cœur par le xénon⁷ (^{135}Xe) qui se produit après un échelon de puissance ;
- la possibilité de dépasser la prompte criticité et d'avoir un emballement de la puissance du réacteur, à cause d'un coefficient de vide positif (§ 2.1) : l'eau constitue un absorbant neutronique et une réduction du débit d'eau ou une augmentation de la production de vapeur dans le cœur entraîne une diminution de l'absorption des neutrons et une augmentation des fissions.

Lors d'une augmentation de puissance, la variation de la réactivité du cœur est le résultat d'effets positifs (liés au coefficient de vide) et d'effets négatifs (dilatation des structures sur lesquelles repose le cœur, effet Doppler⁸ lié à l'élévation de la température du combustible). Dans les réacteurs RBMK, à puissance nominale, les effets négatifs l'emportaient du fait des températures atteintes dans le cœur. En revanche, à faible puissance thermique (au-dessous de 700 MWth), les effets du coefficient de vide positif l'emportaient, et le coefficient de puissance pouvait devenir positif (lors d'une variation volontaire du flux neutronique produite, par exemple, par une réduction de l'enfoncement des absorbants dans le cœur, accentuée notamment par la vaporisation de l'eau qui suit cette variation). L'augmentation de réactivité est normalement compensée par les barres de commande, mais, si ce n'est pas le cas, cela peut conduire à dépasser la prompte criticité et à un emballement de la puissance du réacteur (§ 2.1). Il convient de se souvenir de plus de l'inconvénient signalé plus haut concernant l'augmentation transitoire de la réactivité au début de l'introduction des barres de commande dans le cœur.

Autre inconvénient du réacteur RBMK, il n'existait pas autour du cœur du réacteur d'enceinte de confinement de grand volume pouvant résister à une surpression importante, mais seulement plusieurs compartiments de confinement conçus pour assurer le confinement des substances radioactives dans le cas d'un accident de rupture d'un tube de force (le cas d'un accident impliquant la rupture de plusieurs tubes de force n'était pas pris en compte dans le dimensionnement du confinement).

7. Dans un réacteur thermique, les réactions de fission produisent notamment de l'iode 135 qui se transforme par décroissance en quelques heures en xénon 135. Celui-ci disparaît en absorbant des neutrons provenant des réactions de fission. En fonctionnement normal, la puissance est relativement constante ; la formation et la disparition de xénon 135 s'équilibrent. En cas de diminution brutale de la puissance, et donc du nombre de fissions, les neutrons deviennent insuffisants pour entraîner la disparition du xénon 135 et celui-ci s'accumule car il continue à être produit à partir de l'iode 135 provenant des fissions antérieures à la baisse de puissance. Par la suite, si l'on tente d'augmenter la puissance du réacteur par extraction des barres de commande, la montée en puissance ne se fait pas car le xénon 135 est un absorbant neutronique. Il faut environ une dizaine d'heures pour revenir à un bilan neutronique normal.
8. L'effet Doppler correspond à un élargissement des pics d'absorption des neutrons par ^{238}U dans le spectre en énergie des neutrons. Cet élargissement augmente avec la température du combustible et conduit à une diminution des réactions de fission et de la réactivité du cœur lorsqu'il s'échauffe (§ 2.1).

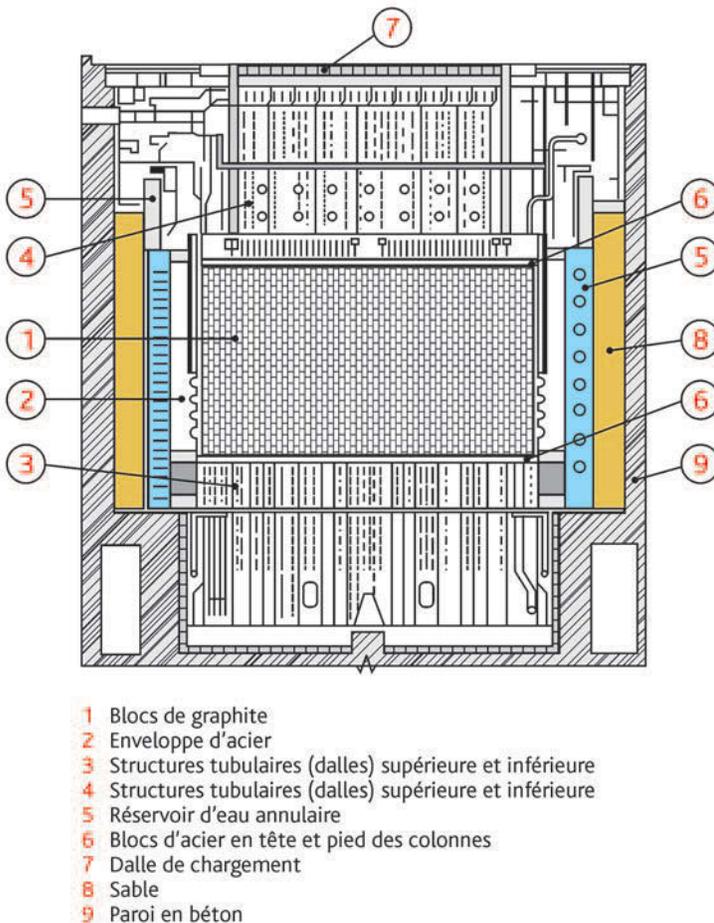


Figure 7.9. Schéma du cœur du réacteur de Tchernobyl-4.

7.2.2.2. Déroulement de l'accident

L'accident de [Tchernobyl](#) est très bien documenté ; le lecteur peut en particulier se reporter aux références [4, 13–17].

L'accident est survenu lors d'un essai destiné à vérifier la possibilité, en cas de perte du réseau électrique extérieur, d'alimenter pendant quelques dizaines de secondes les pompes principales de recirculation du réacteur par l'un des groupes turboalternateurs ralentissant sur son inertie, donnant ainsi un délai supplémentaire avant la reprise en secours par des groupes électrogènes. Cet essai n'a été mené ni dans les conditions prévues ni dans le respect des procédures de conduite du réacteur. En particulier, plusieurs systèmes de sécurité ont été inhibés. De plus, comme explicité ci-après, alors que l'essai était prévu à une puissance moyenne, environ 700 MWth, il a été réalisé à plus basse puissance et avec un retard sur le programme prévu.

Le déroulement des événements ayant conduit à la catastrophe peut être résumé ainsi :

- la baisse de puissance du réacteur est engagée le 25 avril à 1 h 00 ; la puissance passe de 3 200 à 1 600 MWth aux environs de 13 h 00 ;
- à la demande du centre de distribution électrique de Kiev, le réacteur est alors maintenu pendant une dizaine d'heures à mi-puissance, pour alimenter le réseau. Ce maintien imprévu du réacteur à mi-puissance a entraîné un empoisonnement du réacteur par le xénon. Des barres de commande ont alors été progressivement extraites du cœur pour maintenir la puissance ;
- vers 23 h 00, la réduction de puissance reprend ;
- à 0 h 28, le 26 avril, la puissance n'est plus que de 850 MWth ; les opérateurs basculent alors sur le système de régulation à moyenne puissance. Ce basculement, mal maîtrisé, entraîne une chute de puissance excessive jusqu'à 30 MWth et accroît encore davantage l'empoisonnement du cœur par le xénon. Les opérateurs cherchent à réaliser coûte que coûte l'essai et extraient du cœur un grand nombre de barres de commande ;
- à 1 h 03 et 1 h 07, le 26 avril, les opérateurs mettent en service les deux pompes de recirculation ; l'augmentation du débit du fluide dans le cœur entraîne une baisse de la formation de vapeur et de la réactivité. Les opérateurs décident d'extraire à nouveau des barres de commande du cœur ;
- à 1 h 15, les opérateurs neutralisent des signaux d'arrêt d'urgence du réacteur pour pouvoir réaliser l'essai ;
- entre 1 h 15 et 1 h 22, de l'eau froide est injectée dans le cœur ce qui fait encore baisser la réactivité ; les barres de régulation automatique arrivent en position haute à 1 h 19 ; les opérateurs décident alors de retirer encore davantage de barres à commande manuelle, réduisant dangereusement la réserve d'antiréactivité du cœur ;
- à 1 h 22, le calculateur indique que la réserve d'antiréactivité est équivalente à seulement 6 à 8 barres de commande, alors que les consignes prescrivaient l'arrêt immédiat du réacteur et son refroidissement dès lors que la réserve d'antiréactivité équivalente était inférieure à 15 barres. Les opérateurs décident malgré tout de réaliser l'essai ;
- à 1 h 23 min et 4 s, l'essai est engagé ; le ralentissement du turboalternateur, suivi par celui des pompes primaires, entraîne une diminution du débit d'eau et une vaporisation plus importante dans le cœur, ce qui conduit à une insertion de réactivité dans celui-ci et une augmentation de puissance qui accélère encore plus la vaporisation. La situation devient divergente ;
- à 1 h 23 min et 40 s, le chef opérateur donne l'ordre d'arrêt d'urgence manuel du réacteur ; mais, compte tenu de la conception des barres (embout en graphite), leur introduction conduit à un ajout de réactivité qui est sans doute le déclencheur final de l'accident de réactivité ;

- à 1 h 23 min et 44 s, l'injection de réactivité provoque un brutal saut de puissance puis une explosion ; selon certains témoins, une seconde explosion se serait produite 2 s plus tard.

Une tentative de reconstitution du comportement du cœur du réacteur lors de l'accident a été conduite sur la base des examens réalisés *a posteriori* sur des échantillons de matériaux contenant du combustible prélevés dans l'installation accidentée et dans l'environnement. L'excursion de puissance a sans doute provoqué une fragmentation du combustible, en particulier dans la partie basse du cœur. L'eau dans le cœur a pu interagir avec les particules très chaudes de combustible dispersées, entraînant une vaporisation massive, une augmentation de pression et probablement une explosion de vapeur (§ 5.2.3). Cette explosion a pu conduire à la rupture des tubes de force, puis au soulèvement de la dalle supérieure du réacteur. L'énergie libérée par l'explosion a été estimée équivalente à celle de 30 à 40 t de TNT. L'explosion a détruit le bâtiment du réacteur et a conduit à des rejets directs de substances radioactives dans l'environnement.

Les examens réalisés *a posteriori* suggèrent que :

- des températures élevées, supérieures ou égales à 2 600 °C, ont été atteintes dans le cœur du réacteur ;
- des matériaux du cœur fondus ont coulé vers les parties basses du réacteur et formé plusieurs poches d'accumulation de « laves » résultant des interactions entre des matériaux fondus et les matériaux de structures rencontrés (acier, béton, etc.) ; ceci s'est produit sur une durée d'environ six jours après l'explosion ;
- une grande poche de matériaux en fusion résultant du drainage des poches de lave localisées s'est ensuite formée, dans une croûte en forme de creuset située au-dessus des structures en béton sous le cœur ; cette croûte stable et isolante sur le plan thermique aurait tenu pendant les quatre jours suivant la phase précédente ;
- cette croûte se serait rompue une dizaine de jours après l'explosion, formant trois écoulements. Les laves se seraient ensuite refroidies et solidifiées d'où une forte réduction de l'émission de substances radioactives.

Du fait de l'absence de confinement, une grande partie des produits radioactifs contenus dans le combustible ont été relâchés dans l'atmosphère, sur plusieurs jours (§ 7.2.2.3). Malgré les efforts de l'exploitant et des autorités pour maîtriser l'accident (du 27 avril au 2 mai, environ 5 000 t de matériaux [sable, bore, argile, plomb, dolomite, etc.] ont été déversés par hélicoptère [environ 1 800 rotations] pour recouvrir le réacteur), des rejets importants se sont produits pendant une dizaine de jours, du 26 avril au 5 mai 1986.

Dans l'installation, des débris incandescents ont été projetés par l'explosion et ont allumé différents foyers d'incendie, en particulier sur le toit du hall des turbines. Il faudra environ trois heures aux pompiers pour les éteindre ; ceux-ci ont été soumis lors de leurs interventions à de fortes expositions aux rayonnements. À environ 5 heures du matin, le feu de graphite s'est alors déclaré. De nombreux pompiers ont reçu un surcroît d'irradiation en tentant d'éteindre ce feu. L'énorme masse de graphite du cœur a brûlé pendant

une dizaine de jours après l'accident et a été sans doute pour une grande part, après l'explosion, à l'origine de la dispersion des substances radioactives à haute altitude dans l'atmosphère. Les rejets de substances radioactives se sont poursuivis sur une vingtaine de jours mais ils ont été beaucoup plus faibles après le dixième jour, lorsque le feu de graphite a finalement été éteint. Une photographie de la tranche n° 4 de la centrale prise peu après l'accident est présentée ci-dessous (voir la photographie, figure 7.10) ; elle illustre l'état de dégradation de l'installation après l'accident.



Figure 7.10. Photographie de la centrale après l'accident (crédit : DR).

7.2.2.3. Rejets et conséquences

Un tiers des rejets de substances radioactives a eu lieu au moment de l'explosion, entraînant la mise en contact direct du cœur du réacteur avec l'environnement. Cet important rejet initial est surtout imputable à la fragmentation mécanique du combustible lors de l'explosion. Il contenait principalement des composés volatils (des gaz rares, des iodes et des césiums). Les deux autres tiers des rejets se sont produits sur les dix jours suivants, alors que du combustible en fusion subsistait dans le réacteur et que le graphite était en feu. Les rejets ont été plus intenses entre le septième et le dixième jour lorsque les températures dans le cœur étaient les plus élevées. La forte baisse des rejets observée après dix jours est peut-être imputable à un refroidissement rapide du combustible à mesure que les matériaux fondus et les débris du cœur traversaient le bouclier inférieur et réagissaient avec d'autres matériaux plus froids dans le réacteur, mais aussi à l'extinction du feu de graphite.

Les estimations des rejets totaux réalisées à l'aide de toutes les sources possibles [16] (mesures dans l'environnement, analyses de ce qui reste dans l'installation) indiquent, en pourcentages de l'inventaire initial du cœur, le rejet de 100 % des gaz rares, de 50 à 60 % des iodes, de 20 à 40 % des césiums et de l'ordre de 3 à 6 % des autres éléments (incluant les actinides et les fragments de combustible retombés à proximité du réacteur). Ceci correspond au rejet d'environ 2.10^{18} Bq d' ^{131}I (isotope ayant un rôle essentiel pour les effets à court terme ; sa période radioactive est de l'ordre de 8 jours) et d'environ 10^{17} Bq de ^{137}Cs (isotope ayant un rôle essentiel pour les effets à moyen et long termes ; sa période radioactive est de l'ordre de 30 ans).

Du fait de l'explosion et de la forte chaleur, dégagée par le combustible lui-même et par la combustion de l'hydrogène (provenant de l'oxydation du zirconium) et du graphite, les substances radioactives relâchées sont montées à des altitudes relativement élevées (entre 1 000 et 1 500 m), ce qui a contribué à réduire la contamination à courte distance, mais a entraîné une contamination sur de longues distances [17]. Les vents soufflant à cette altitude ont emporté les substances radioactives, d'abord vers la Scandinavie (la première détection de contamination a été faite en Suède, avant toute annonce officielle concernant l'accident), puis vers l'Europe centrale et occidentale. Compte tenu de la durée des rejets et des changements de conditions météorologiques, toute l'Europe (à l'exception de l'Espagne et du Portugal) a, en définitive, été touchée par une partie des rejets. Comme il y a eu de nombreuses précipitations atmosphériques, souvent très localisées, pendant les transferts de contamination, des dépôts importants se sont produits localement, entraînant une contamination hétérogène des sols et de la végétation. Le cas le plus typique est la contamination en « taches de léopard » observée en particulier dans le sud de la République de Biélorussie. Des phénomènes semblables, mais à plus faible niveau, ont également été observés en Italie, en Suisse et en France (Vosges, Corse, massif du Mercantour). La référence [17] présente une description détaillée de la dispersion des polluants radioactifs rejetés lors de l'accident à l'échelle de l'Europe et de la France et des cartes estimatives (en 2007) des dépôts d' ^{131}I et de ^{137}Cs en France.

Au plan sanitaire, 28 personnes (principalement des pompiers qui ont combattu le feu) sont décédées rapidement à cause des très fortes doses de rayonnement qu'elles avaient reçues (trois autres personnes avaient été tuées lors de l'explosion du réacteur). Pour les 600 000 liquidateurs (personnels civils et militaires qui ont construit le sarcophage en béton rudimentaire visant à confiner le réacteur accidenté et qui ont nettoyé les sols les plus contaminés dans un rayon d'environ 30 km autour de la centrale), de nombreux troubles de santé ont été observés. Toutefois, l'absence de suivi médical systématique des liquidateurs ne permet pas d'établir de façon certaine les conséquences sanitaires de l'accident pour ces personnels. La discussion de ces aspects, fort complexes et controversés, sort du cadre de cet ouvrage.

Dans les zones les plus contaminées en Biélorussie, en Ukraine et en Russie, un effet sanitaire indiscutable des rayonnements est la très nette augmentation du taux de cancers de la thyroïde chez les enfants âgés de moins de 15 ans au moment de l'accident ; le facteur multiplicatif est compris entre 10 et 100 par rapport au taux « naturel » [17]. Les doses équivalentes à la thyroïde sont essentiellement dues à l'iode 131. Elles ont été reçues dans les trois premiers mois qui ont suivi l'accident. L'ingestion de denrées

contaminées et dans une moindre mesure l'inhalation de substances radioactives lors des rejets radioactifs ont été à l'origine des doses à la thyroïde.

Les habitants (116 000 personnes) de la zone la plus exposée, située dans un rayon de 30 km autour du réacteur accidenté, ont été évacués dans les jours qui ont suivi l'accident. Cette zone est appelée « zone d'exclusion ». Les dépôts de césium 137 (le césium 137 est le principal contributeur aux doses sur le long terme) y ont généralement dépassé les 500 000 Bq/m² et ont atteint plusieurs millions de Bq/m² dans les secteurs les plus touchés. La distribution des dépôts n'est pas uniforme autour du site ; elle suit les trajectoires successives des vents pendant les rejets.

À plus grande distance (de l'ordre de quelques centaines de kilomètres), le césium 137 s'est déposé de façon discontinue, conduisant à des taches de contamination là où les rejets ont rencontré des précipitations. Trois pays ont été affectés par des dépôts de césium 137 dépassant les 37 000 Bq/m² (limite retenue après l'accident pour définir les territoires contaminés) sur de vastes étendues : environ 41 840 km² en Ukraine, 46 450 km² en Biélorussie et 56 930 km² en Russie. Dans ces territoires, les dépôts sont variables et peuvent atteindre plusieurs centaines de milliers de Bq/m², voire dépasser le million de Bq/m².

En plus des personnes évacuées dans les jours qui ont suivi l'accident, 250 000 personnes supplémentaires ont été évacuées des territoires les plus contaminés entre les années 1986 et 1995. Ce nombre élevé de personnes évacuées s'explique notamment par la décision des autorités de l'ex-URSS d'évacuer les populations des zones où la contamination des sols en ¹³⁷Cs dépassait le seuil des 555 kBq/m² [18]. Ces évacuations ont largement contribué au traumatisme des populations.

Les conséquences de l'accident en France sont sans commune mesure avec celles observées dans les pays les plus touchés autour du site de [Tchernobyl](#). La France a toutefois été touchée par des arrivées d'air contaminé qui se sont produites au début du mois de mai par le sud-est et par le nord-est, qui ont surtout affecté la moitié Est du pays et très peu la partie Ouest. Les sols forestiers ont été les plus contaminés surtout dans les zones de montagne et des taches de contamination de plusieurs milliers de Bq/m² ont été mesurées, surtout dans les Alpes-Maritimes, la Corse et les Vosges. Cependant, les études les plus récentes confirment que les doses reçues par la population française et les risques sanitaires associés peuvent être considérés comme faibles [17]. En particulier, les doses moyennes reçues à la thyroïde par les enfants en France sont environ 100 fois plus faibles que celles reçues par les enfants de Biélorussie pour lesquels un nombre important de cancers thyroïdiens a été observé. Aux niveaux de dose reçus en France, il n'existe pas d'étude épidémiologique mettant en évidence un excès de cancers de la thyroïde. Néanmoins, la possibilité d'un tel excès, en particulier chez les enfants, ne peut pas être exclue.

7.2.3. Les enseignements tirés en France en termes de sûreté

L'accident de [Tchernobyl](#) est de nature différente de celui de [Three Mile Island](#). À Tchernobyl, il s'agit d'un accident de réactivité largement lié aux caractéristiques

spécifiques des réacteurs RBMK (leur fonctionnement pouvant notamment conduire à un coefficient de vide positif, ce qui n'est pas le cas pour les réacteurs à eau sous pression [§ 2.1]). Néanmoins, en termes de sûreté, l'accident de [Tchernobyl](#) a conduit pour les centrales en exploitation en France :

- à la recherche et à la mise en évidence de possibilités d'accident de réactivité autres que celles traitées dans les rapports de sûreté existants ;
- à la recherche et à la mise en évidence de possibilités matérielles et humaines de fonctionner alors que des systèmes de sûreté sont inhibés ;
- au renforcement de la culture de sûreté des exploitants d'installation nucléaire visant notamment à éviter les écarts aux spécifications techniques d'exploitation et les inhibitions des systèmes de sécurité ;
- à la recherche et à la mise en évidence de situations où les spécifications techniques d'exploitation n'ont pas été respectées ;
- à renforcer les moyens permettant de mesurer les rejets radioactifs dans l'environnement ;
- au développement d'une réflexion visant à définir des mesures que les pouvoirs publics pourraient mettre en œuvre pour limiter les conséquences de rejets radioactifs à moyen et plus long termes après la phase d'urgence ;
- à une évolution vers plus de transparence de l'information : notamment par l'établissement et l'utilisation de l'échelle internationale des événements nucléaires (échelle INES de gravité des incidents et des accidents) et par une implication plus forte de la société civile (par l'entremise des Commissions locales d'information (CLI) et de l'Association nationale des CLI (ANCCLI)) dans le dispositif institutionnel chargé de la [sûreté nucléaire](#) qui comprend les pouvoirs publics (l'Autorité de sûreté nucléaire), l'expertise institutionnelle (l'IRSN) et les exploitants.

En particulier, l'accident de [Tchernobyl](#), accident de criticité non traité par les concepteurs et inconnu des exploitants de l'ex-URSS, a conduit à réexaminer la manière dont les accidents de réactivité étaient envisagés et traités en France. Les possibilités de séquences non traitées dans les rapports de sûreté existants ont été explorées, mettant en évidence des scénarios potentiellement dangereux, notamment lorsque le réacteur est à l'arrêt. Ces scénarios comprennent l'envoi accidentel d'eau « claire » (c'est-à-dire dont la concentration en bore – absorbant neutronique – est faible) dans le cœur. Depuis, des dispositions complémentaires ont été prises en vue d'éliminer, autant que faire se peut, ce type d'accident dit de « dilution hétérogène ».

Bien que de nature différente de celui de [Three Mile Island](#), l'accident de [Tchernobyl](#) a conduit à accélérer les travaux de recherche sur les accidents de [fusion du cœur](#) du réacteur, y compris les études et recherches examinant les possibilités de défaillance précoce du confinement. L'explosion de vapeur, l'échauffement direct de l'enveloppe et l'explosion d'hydrogène qui sont les trois phénomènes pouvant conduire à une ruine brutale du confinement à court terme ont fait et continuent de faire l'objet de programmes de recherche importants (§ 5.2).

L'accident de **Tchernobyl** a également entraîné une prise de conscience des effets possibles à long terme d'un accident nucléaire. Pour le réacteur EPR, cela s'est traduit par la définition d'objectifs généraux de sûreté relatifs aux accidents avec **fusion du cœur** (voir § 4.3.4.1 pour plus de détail) :

- les accidents avec **fusion du cœur** qui conduiraient à des rejets précoces importants doivent être « pratiquement éliminés » ; ceci inclut les accidents avec fusion du cœur à haute pression (> 20 bars) ;
- les accidents avec **fusion du cœur** à basse pression doivent être traités de telle sorte que les rejets maximaux concevables associés ne nécessitent que des mesures de protection des populations très limitées en termes d'étendue et de durée.

7.2.4. Les enseignements tirés en France en termes de gestion d'une « crise nucléaire »

L'accident de **Tchernobyl** a posé de façon concrète le problème de l'évaluation et de la gestion d'une contamination à grande échelle par des radionucléides rejetés massivement par une installation nucléaire. En France, les enseignements tirés de l'analyse des conséquences de l'accident et les évolutions des techniques d'évaluation des contaminations de l'environnement ont permis de définir des axes de progrès dans le domaine de la gestion d'une crise nucléaire. Les enseignements portent sur deux aspects essentiels : comment évaluer, de façon suffisamment précise et réactive, les conséquences sur l'environnement et sur l'homme d'une contamination environnementale accidentelle ? Quelles sont les dispositions permettant de limiter au mieux l'impact d'une telle contamination sur la santé de la population ?

En France, après l'accident de **Tchernobyl**, il a été décidé de renforcer les capacités d'appréciation des conséquences radiologiques pour l'environnement et pour l'homme :

- accroissement et optimisation des moyens de détection précoce et de caractérisation de la contamination de l'air ;
- développement d'outils permettant de modéliser les transferts des radionucléides dans l'environnement (retombées au sol et contamination de la chaîne alimentaire) ;
- développement de méthodes pour évaluer et surveiller les conséquences dosimétriques sur les populations (irradiation externe par le milieu ambiant, contamination interne par inhalation et ingestion) et mise en place d'actions de protection pour limiter l'exposition interne par inhalation et ingestion.

Ces développements sont présentés dans le détail dans l'ouvrage en référence [17].

Dans le cadre des dispositions visant à renforcer la protection des populations, le gouvernement français a décidé, dix ans après l'accident, de redistribuer des pastilles d'iode stable aux personnes vivant à proximité d'une installation nucléaire pouvant rejeter de l'iode radioactif à ingérer, le moment venu, sur ordre du préfet ; l'absorption d'iode permet de prévenir l'apparition de cancers de la thyroïde (l'ingestion d'iode stable permet de saturer la thyroïde par de l'iode stable ; l'iode radioactif ne peut alors plus se fixer sur la thyroïde). Il est aussi apparu nécessaire de renforcer l'efficacité des plans

d'urgence internes (PUI) mis en place par l'exploitant et des plans particuliers d'interventions (PPI) mis en œuvre par les pouvoirs publics. Des exercices de simulation plus fréquents et impliquant les populations ont été conduits pour valider et renforcer les dispositions correspondantes.

7.2.5. Conclusion

La catastrophe de [Tchernobyl](#) a conduit les pays concernés à revoir la sûreté des réacteurs RBMK et, plus généralement, la sûreté de l'ensemble des centrales des pays d'Europe de l'Est. Des programmes techniques et financiers de coopération internationale ont été développés à cette fin. Sous la pression internationale, la centrale de Tchernobyl a été définitivement arrêtée à la fin de l'année 2000. D'autres réacteurs de même type ont également été arrêtés lors de l'accession à l'Union européenne de pays de l'ex-URSS.

Des enseignements ont également été tirés de l'accident de [Tchernobyl](#) pour les centrales d'Europe de l'Ouest et les réacteurs français. Des études nouvelles ont été lancées concernant les accidents de réactivité. Des mesures ont été prises pour renforcer la culture de sûreté des exploitants (visant notamment à éviter les inhibitions de système de sécurité et les écarts aux spécifications techniques d'exploitation). Cependant, cet accident a surtout montré que la contamination résultant d'un accident grave pouvait être très étendue, couvrir un continent entier et avoir des conséquences socio-économiques de grande ampleur sur le long terme. Aussi, les enseignements tirés de l'accident ont surtout porté en France sur le développement de moyens et d'outils pour traiter une crise nucléaire à la fois sur le court terme (phase d'urgence) et sur le moyen et le plus long termes (phase « post-accidentelle »). Les réseaux de surveillance de l'environnement (air, sols, produits végétaux et animaux) ont ainsi été notablement renforcés. L'étude de mesures envisageables pour limiter les conséquences d'une crise nucléaire (protection radiologique et suivi sanitaire des populations, surveillance radiologique et réhabilitation des territoires affectés, redéploiement des activités industrielles et agricoles dans ces territoires, soutien économique aux filières affectées, relations avec les autres pays concernés par les conséquences de l'accident, etc.) a été développée.

Les conséquences et les effets sanitaires de l'accident ne sont encore connus que de façon partielle ; des études épidémiologiques de grande ampleur ont en particulier été engagées pour les « liquidateurs » et les populations concernées par les évacuations.

7.3. Le programme Phébus-PF

7.3.1. Contexte

Depuis l'accident de [Three Mile Island](#) (TMI-2), le 28 mars 1979, qui a conduit à la fusion d'environ la moitié du cœur du réacteur, avec toutefois des rejets peu importants de produits de fission dans l'environnement, un ensemble de programmes expérimentaux de recherche en sûreté a été réalisé par de nombreux organismes à travers le monde. De nombreux modèles de simulation ont également été développés pour

calculer le déroulement d'un accident de **fusion du cœur**, en évaluer les conséquences et apprécier l'efficacité des différentes mesures qui pourraient être mises en œuvre pour en limiter les effets. Le programme expérimental **Phébus-PF** (PF pour produits de fission), initié par l'IPSN (prédécesseur de l'**IRSN**) en 1988, est l'un des principaux programmes de recherche consacrés aux accidents de fusion du cœur des réacteurs à eau. Le programme a été lancé en partenariat avec la Commission européenne et EDF et réalisé en étroite collaboration avec le CEA, exploitant nucléaire du réacteur Phébus. La collaboration s'est rapidement étendue aux États-Unis, au Canada, au Japon, à la Corée du Sud et à la Suisse. Le caractère collaboratif du programme a permis des échanges réguliers entre partenaires au niveau international concernant la compréhension des résultats, l'interprétation qui en est faite ainsi que la capacité des outils de simulation à les reproduire. Ceci constitue un facteur important dans la réussite du programme.

Nombre de résultats obtenus au cours de ce programme étaient inattendus. Ces résultats, importants pour les études de sûreté, sont relatifs notamment à la dégradation des crayons de combustible et à l'oxydation de leurs gaines, à l'effet des matériaux constitutifs des barres de commande sur la dégradation du combustible et sur la chimie des produits de fission, au comportement de l'iode dans le circuit primaire du réacteur et dans l'enceinte de confinement. L'analyse de l'ensemble des résultats et leur utilisation dans les études des rejets radioactifs dans l'environnement qui pourraient résulter d'un accident de **fusion de cœur** ont permis de dégager un certain nombre d'enseignements [21, 24, 37, 58]. Les outils de calcul permettant de simuler les différents phénomènes physiques intervenant lors d'un tel accident ont été sensiblement améliorés grâce au développement de nouveaux modèles. Des essais spécifiques à petite échelle ont été réalisés pour comprendre les phénomènes inattendus observés et valider de nouveaux modèles. À l'issue du programme **Phébus-PF**, une liste des principales incertitudes restantes a été établie. Le projet européen EURSAFE [50] intégré au 5^e programme cadre de recherche et de développement (PCRD) européen, dont l'objectif était de conduire à une évaluation réaliste des rejets possibles dans l'environnement pour une meilleure gestion des risques associés, a permis une hiérarchisation des recherches à mener en vue de réduire ces incertitudes. Une partie de ces recherches fait l'objet du programme international lancé conjointement par l'**IRSN**, le CEA et EDF en 2005 : le programme international Terme Source [27, 30], qui comporte une série d'essais analytiques relatifs notamment à la chimie de l'iode, à la dégradation du combustible en présence de carbure de bore (absorbant de neutrons), à l'oxydation des gaines sous air et aux cinétiques de relâchement des produits de fission à partir du combustible et qui devrait s'achever en 2014.

7.3.2. Description de l'installation Phébus-PF et de la grille d'essais

Au cours du programme **Phébus-PF**, cinq essais intégraux en pile ont été réalisés. L'installation permet d'étudier, dans des conditions expérimentales représentatives de celles d'un réacteur nucléaire à eau sous pression en situation d'accident de **fusion du cœur** [25, 57], la dégradation du combustible jusqu'à la formation d'un bain fondu, la production d'hydrogène, le relâchement et le transport des produits de fission dans le

circuit primaire, la physique des aérosols et la chimie de l'iode dans le circuit primaire et l'enceinte de confinement.

Les différents phénomènes physiques étudiés interviennent : 1) dans le cœur du réacteur simulé par 20 crayons de combustible, analogues à ceux d'un REP, et un crayon absorbant de un mètre de long ; 2) dans le circuit primaire dont le générateur de vapeur est simulé par un tube en U inversé ; 3) dans l'enceinte de confinement simulée par un réservoir de 10 m³ comprenant un volume rempli d'eau en guise de puisard, un volume gazeux et des surfaces peintes. Ces trois zones sont reproduites à l'échelle 1/5 000 par rapport à un réacteur nucléaire à eau sous pression de type 900 MWe (figure 7.11).

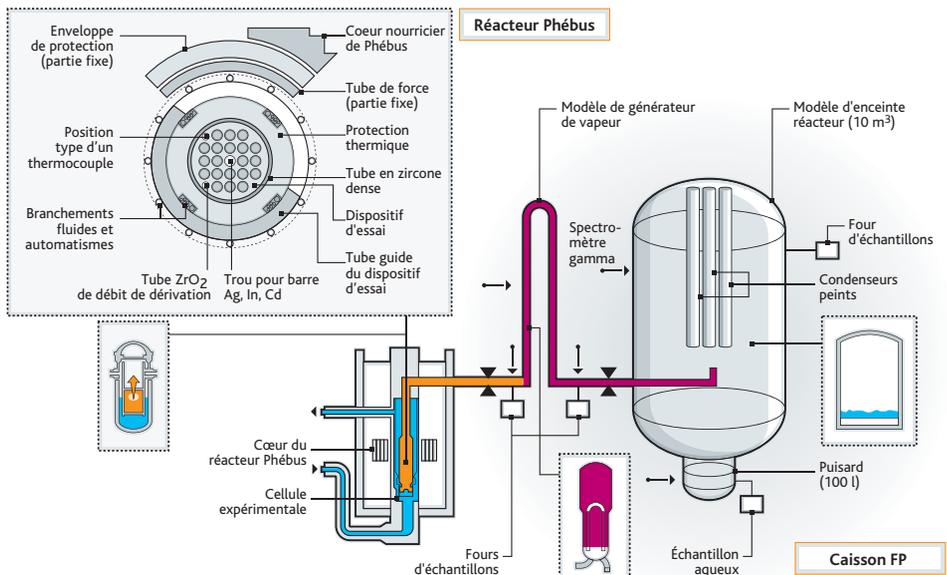


Figure 7.11. Schéma de l'installation Phébus-PF. Encart en haut à gauche : dispositif d'essai (grappe de 20 crayons combustibles).

La grille d'essais réalisée est décrite dans le tableau 7.1. Les conditions expérimentales des deux premiers essais (FPT0 et FPT1) étaient identiques, sauf pour ce qui concerne le combustible : le combustible utilisé lors de l'essai FPT0 était vierge alors qu'il avait été irradié à 23 GWj/tU pour l'essai FPT1 (taux d'irradiation équivalent à deux cycles d'irradiation dans un réacteur REP). Les principales caractéristiques de ces deux essais étaient un débit de vapeur d'eau assez élevé à l'entrée du dispositif d'essai permettant de conserver une atmosphère plutôt oxydante durant toute la phase d'oxydation des gaines en zircaloy par la vapeur d'eau, l'utilisation d'une barre de commande en argent-indium-cadmium (absorbant de neutrons), un circuit primaire régulé à 700 °C en branche chaude et à 150 °C en branche froide, la présence de surfaces peintes dans l'enceinte de confinement pour étudier les interactions de l'iode avec les peintures (condenseurs peints), une solution aqueuse acide remplissant le puisard de l'enceinte de confinement.

Tableau 7.1. Objectifs et conditions expérimentales des essais Phébus-PF.

Essai	Objectif principal	Conditions expérimentales			
		Grappe ⁽¹⁾ combustible	Circuit primaire	Enceinte de confinement	Date
FPT0	Formation et développement d'un bain de corium et relâchement des produits de fission dans un mélange riche en vapeur d'eau	Combustible vierge 1 crayon Ag-In-Cd « ré-irradiation » : 9 j	Pas de condensation de la vapeur d'eau dans le générateur de vapeur	Surfaces peintes Puisard à pH 5	2 décembre 1993
FPT1	Comme pour FPT0 avec du combustible irradié	Combustible irradié à 23 GWj/tU 1 crayon Ag-In-Cd « ré-irradiation » : 9 j	Comme pour FPT0	Comme pour FPT0	26 juillet 1996
FPT2	Comme pour FPT1 avec relâchement des produits de fission dans un mélange riche en hydrogène	Combustible irradié à 32 GWj/tU « ré-irradiation » : 9 j	Comme pour FPT1 avec injection d'acide borique	Comme pour FPT1 sauf puisard à pH 9 avec évaporation	12 octobre 2000
FPT3	Comme pour FPT2	Comme pour FPT1 avec un crayon en B ₄ C combustible irradié à 24 GWj/tU « ré-irradiation » : 9 j	Comme pour FPT0	Comme pour FPT2 sauf puisard à pH 5 avec évaporation, présence d'échantillons de recombineurs H ₂	18 novembre 2004
FPT4	Relâchement des produits de fission peu volatils et actinides d'un lit de débris UO ₂ + ZrO ₂	Combustible irradié à 38 GWj/tU pas de « ré-irradiation »	Ajout de filtres intégraux en aval du dispositif d'essai Analyses chimiques des échantillons prélevés		22 juillet 1999

(1) Le combustible était « ré-irradié » dans le réacteur Phébus afin de reconstituer l'inventaire des produits de fission à vie courte, notamment celui de l'¹³¹I, ces produits de fission ayant disparu du combustible depuis le déchargement du réacteur où il avait été irradié.

Lors de l'essai FPT2, le débit de vapeur d'eau injecté était beaucoup plus faible, conduisant à une atmosphère plutôt réductrice (riche en hydrogène) lors de l'oxydation des gaines des crayons de combustible et la solution aqueuse de l'enceinte de confinement était maintenue alcaline à une température supérieure à celle de la phase gazeuse de manière à obtenir de l'évaporation à partir du puisard, contrairement aux essais précédents. Les conditions expérimentales de l'essai FPT3 étaient identiques à celles de l'essai FPT2, sauf pour ce qui concerne la nature de la barre de commande qui était cette fois

en carbure de bore et le pH du puisard (acide au lieu de basique). Enfin, l'objectif principal de l'essai FPT4 était d'étudier la cinétique de relâchement des produits de fission peu volatils et des actinides à partir d'un lit de débris constitué de fragments de pastilles de combustible et de gaines oxydées, typique de celui observé lors de l'accident de TMI-2.

Un essai se déroulait en deux phases successives. Lors de la première phase, d'une durée de quelques heures, la température du combustible était progressivement élevée jusqu'à atteindre sa liquéfaction et la perte de géométrie de la grappe de crayons. Ceci entraînait le relâchement de produits de fission et de matériaux de structure dans l'enceinte de confinement *via* le circuit primaire. Le comportement de ces produits de fission et matériaux de structure était ensuite étudié dans l'enceinte de confinement pendant quatre jours, qu'ils soient sous forme de particules d'aérosol (phénomènes d'agglomération, de transport, de dépôt, etc.) ou sous forme gazeuse, plus particulièrement pour ce qui concerne l'iode. L'activité des produits de fission relâchés génère un débit de dose important dans l'enceinte de confinement et l'effet du rayonnement sur la chimie des produits de fission a également été étudié.

7.3.3. Principaux enseignements concernant la dégradation des crayons combustibles

7.3.3.1. Oxydation des gaines des crayons combustibles

En cas d'accident de fusion du cœur d'un réacteur à eau, la dégradation du combustible débute par l'oxydation des gaines avec une élévation rapide des températures (§ 5.1.1.2). Lors du premier essai du programme Phébus-PF, FPT0, l'élévation rapide observée a été plus violente que celle précalculée, avec un taux de production d'hydrogène important, au-delà du dimensionnement des dispositifs de mesure (figure 7.12), et une augmentation de température des crayons combustibles jusqu'à un niveau très élevé, supérieur à 2 400 °C. Les premiers calculs réalisés après l'essai, avec les mêmes modèles que les précalculs et les conditions aux limites réelles de l'essai n'ont pas permis de reproduire les observations faites. Du fait de l'augmentation brutale de température des gaines, il y a eu une compétition entre leur oxydation qui progressait depuis l'extérieur des gaines avec formation d'une couche d'oxyde, et à l'intérieur de la gaine, la dissolution du combustible UO_2 au contact de la partie métallique des gaines en fusion. Ces phénomènes se sont interrompus lorsque la couche extérieure d'oxyde de zirconium (ZrO_2) est devenue trop fragile pour pouvoir contenir la couche de métal liquide (phénomène dit de dislocation des gaines). Les modèles utilisés dans les logiciels de calcul pour simuler ces phénomènes comprennent des corrélations définissant un critère de perte d'intégrité des gaines à partir de leur température et de l'épaisseur d'oxyde de zirconium. Ces corrélations ont été modifiées pour permettre un calcul correct de l'oxydation des gaines et de la production d'hydrogène associée (figure 7.12) pour les essais FPT0, FPT1, FPT2 [54], ainsi que FPT3 [56].

Par ailleurs, la cinétique de production d'hydrogène est fortement liée au débit de vapeur injecté dans l'assemblage. Si celui-ci est faible, la vapeur d'eau est presque entièrement consommée par l'oxydation des gaines en partie basse des crayons combustibles

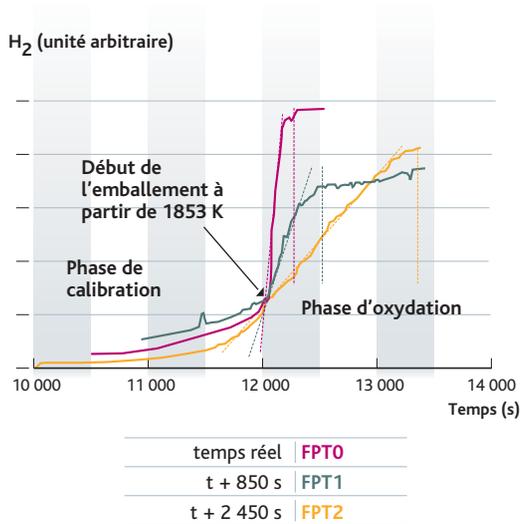


Figure 7.12. Cinétique de la production d'hydrogène mesurée lors des essais Phébus FPT0, 1 et 2 (traits pleins) et calculée avec les corrélations révisées à la suite des essais Phébus-PF (pentes en pointillés). Afin de faciliter la comparaison, les courbes des essais FPT1 et FPT2 sont représentées avec un décalage par rapport au temps réel depuis le début de l'essai.

et on observe un appauvrissement du fluide en vapeur d'eau en partie haute, conduisant notamment à une période de « starvation » en vapeur significative (on appelle « starvation » vapeur la phase pendant laquelle la vapeur d'eau est quasiment entièrement consommée par l'oxydation) lors des phases principales d'oxydation du gainage pour les essais FPT2 et FPT3. On constate alors une légère surestimation de la production d'hydrogène calculée par ces corrélations [56], probablement liée au couplage des phénomènes d'oxydation, de dissolution du combustible et de perte d'intégrité de la gaine.

7.3.3.2. Dégradation du combustible

Les expériences du programme **Phébus-PF** ont conduit à une dégradation du combustible plus importante que celle obtenue auparavant lors de diverses expériences intégrales du même type. Il a été en particulier observé que la liquéfaction du combustible et le passage d'une géométrie de type assemblage de crayons à un bain de matériaux fondus pouvaient se produire pour une température de 2 350 °C (à plus ou moins 200 °C), bien inférieure au point de fusion de l' UO_2 pur (2 830 °C) [54]. Les dégradations très importantes observées lors des essais du programme Phébus-PF semblent être liées à des interactions significatives entre le combustible et les matériaux de structure (structures en acier et gaines en zircaloy principalement), probablement intensifiées par le gonflement du combustible dû à la présence de quantités importantes de produits de fission gazeux et volatils. L'oxydation du combustible par la vapeur d'eau conduit à un changement de sa stœchiométrie (augmentation de la quantité d'oxygène par rapport à l'uranium lors des essais) diminuant sa température de fusion, ce qui semble avoir

joué un rôle particulièrement important [20]. Bien que la modélisation détaillée de ces phénomènes reste à améliorer ou à développer, les outils de calcul utilisés aujourd'hui reproduisent bien l'état final de la dégradation d'un assemblage (figure 7.13) à condition d'imposer une réduction appropriée de la température de relocalisation⁹ des crayons combustibles [55].

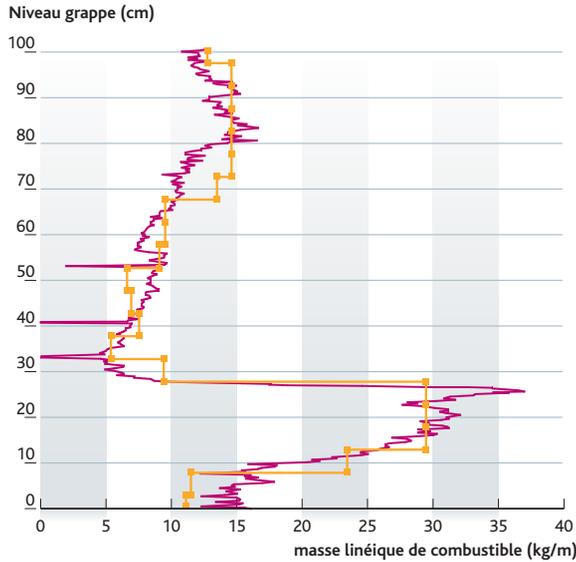


Figure 7.13. Exemples de distributions axiales de combustible mesurée (en violet) et calculée avec le logiciel ICARE2 (en orange) [55] à la fin de l'essai FPT2, mettant en évidence une accumulation de matériaux dans la partie basse de l'assemblage dégradé (zone où s'est formé un bain de corium) et un manque de matériaux au-dessus (zone où s'est formée une cavité).

La sensibilité des modèles de dégradation aux valeurs des paramètres importants (critères de dislocation des gaines et température de relocalisation du combustible) a été évaluée pour des calculs de l'accident de TMI-2 à l'aide du logiciel américain MELCOR [43]. Lors de cette étude, il a été montré que le comportement calculé du cœur dépend fortement des modèles de dégradation utilisés et des valeurs de leurs paramètres. L'utilisation d'une température de relocalisation de 2 230 °C pour le changement de géométrie, déduite des résultats des essais du programme Phébus-PF, a maintenant été adoptée pour le logiciel MELCOR et permet d'obtenir d'assez bons résultats. Les mêmes conclusions et retours d'expérience ont été tirés d'études menées avec les logiciels ICARE/CATHARE et ASTEC développés par l'IRSN (décrits aux § 5.1.1.3.2 et § 8.3).

9. On appelle « température de relocalisation du combustible » la température à laquelle on considère, dans les logiciels de simulation, que la géométrie de type « assemblage de crayons » n'est plus conservée, et qu'il y a mouvement massif du combustible vers le bas, que ceci soit dû à des phénomènes de liquéfaction ou à des écroulements de la phase solide.

La dégradation du lit de débris du dispositif FPT4, y compris le passage du lit de débris au bain de matériaux fondus, a pu être reproduite (figure 7.14) en supposant un gonflement du combustible [31] provoquant une réduction des porosités au sein du lit de débris et, par conséquent, une redistribution du débit de vapeur vers la périphérie du lit de débris (réduction des échanges thermiques par convection).

L'analyse des résultats des examens destructifs du combustible, après l'essai FPT4, montre que celui-ci a vraisemblablement été oxydé au cours du transitoire, que des interactions à l'état solide ont pu conduire à une liquéfaction partielle précoce (2 530 °C, valeur basse en l'absence de composés métalliques) et qu'une partie du corium s'est formée par fusion séparée des deux constituants (UO_2 et ZrO_2). Bien qu'on ne dispose pas d'une mesure directe de la porosité du combustible après l'essai, les observations sont cohérentes avec l'hypothèse d'un gonflement du combustible. Enfin, l'analyse de la composition des phases fondues montre que des températures supérieures à 2 700 °C ont été atteintes.

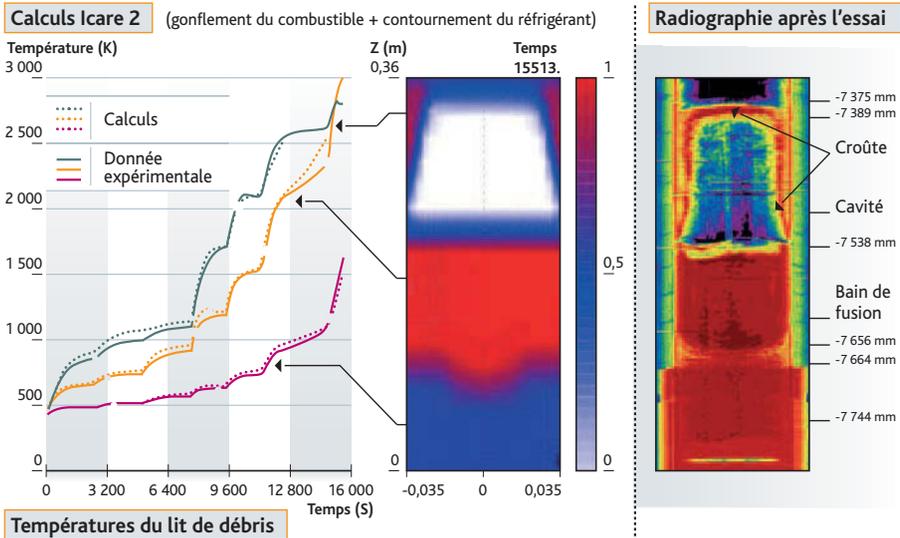


Figure 7.14. Évolutions des températures (calculées et mesurées) dans le lit de débris de l'essai FPT4 et état final de dégradation du combustible indiqué par le code ICARE2 (densité relative calculée) et par la radiographie après l'essai (densité relative mesurée).

L'essai FPT3 [53] a été réalisé dans des conditions très semblables à celles de l'essai FPT2, excepté la présence d'une barre de commande en carbure de bore (B_4C) au lieu d'un absorbant à base d'alliage d'argent, d'indium et de cadmium (Ag-In-Cd). Bien que le transitoire de puissance ait été arrêté à un niveau bien inférieur à celui de l'essai FPT2 avec une dégradation beaucoup moins étendue de l'assemblage, une dégradation plus précoce s'est produite, notamment pendant la phase d'oxydation des gaines. Par ailleurs, les logiciels de calcul sont incapables de reproduire aujourd'hui correctement tous les résultats de l'essai FPT3, en particulier la durée de la phase riche en hydrogène et

pauvre en vapeur d'eau (figure 7.15). Quelques hypothèses sur le rôle possible du B_4C ont été formulées pour expliquer la dégradation précoce du gainage [28, 56], et ont été explorées par des expériences à effets séparés (partie BECARRE, terminée en 2010, du programme Terme Source [27]). Ces expériences ont montré que des projections sur les gaines des crayons combustibles voisins de la barre de commande en carbure de bore d'un mélange fondu B_4C -acier pouvaient se produire et accélérer la dégradation des gaines.

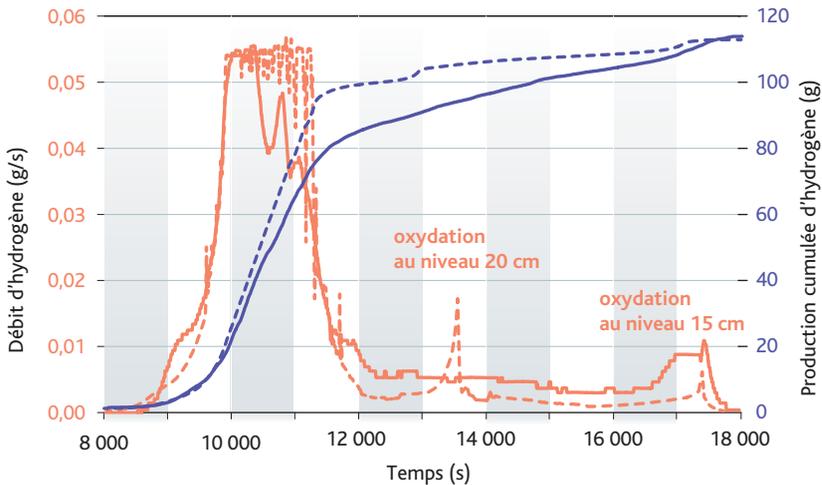


Figure 7.15. Débit de relâchement d'hydrogène et production cumulée d'hydrogène lors de l'essai FPT3. Comparaison calcul ICARE2 (---) - expérience (—).

7.3.4. Relâchements à partir du cœur

7.3.4.1. Relâchements de produits de fission

De manière générale, les pourcentages de l'inventaire des produits de fission relâchés du combustible lors des trois essais Phébus-PF FPT0, FPT1 et FPT2 sont similaires. Néanmoins, du fait du plus faible débit de vapeur injecté dans le dispositif d'essai lors de l'essai FPT2, une fraction non négligeable des produits de fission volatils relâchés (Mo, Cs, I et Te) s'est déposée dans la partie supérieure de la grappe de combustible et dans la zone non régulée thermiquement située juste au-dessus. Ceci a également été constaté lors de l'essai FPT3.

Les relâchements de produits de fission dépendent des caractéristiques du combustible UO_2 (températures, degré d'oxydation, taux de combustion) ainsi que de ses interactions avec les autres éléments constitutifs du cœur à mesure que la dégradation des matériaux progresse. Ces dépendances ont été clairement mises en évidence lors des essais du programme Phébus-PF. Les relâchements de produits de fission volatils sont globalement bien prédits par l'ensemble des logiciels de calcul (voir le résultat pour le

césium figure 7.16, gauche) même si certains, notamment ceux fondés sur une approche de type CORSOR¹⁰, surestiment la cinétique de relâchement des produits de fission au début du transitoire de puissance, plus précisément lors de l'emballement de la réaction d'oxydation des gaines du combustible [26, 29]. Les codes semi-empiriques, bien que ne modélisant pas de façon détaillée l'ensemble des phénomènes, mais prenant en compte par des modèles simplifiés les phénomènes les plus influents comme par exemple l'accroissement significatif de la diffusion à l'intérieur de la matrice d'oxyde d'uranium lors de son oxydation, calculent de façon satisfaisante les relâchements de produits de fission volatils aussi bien pour les essais analytiques que pour les essais intégraux de type Phébus. C'est le cas par exemple du logiciel ASTEC.

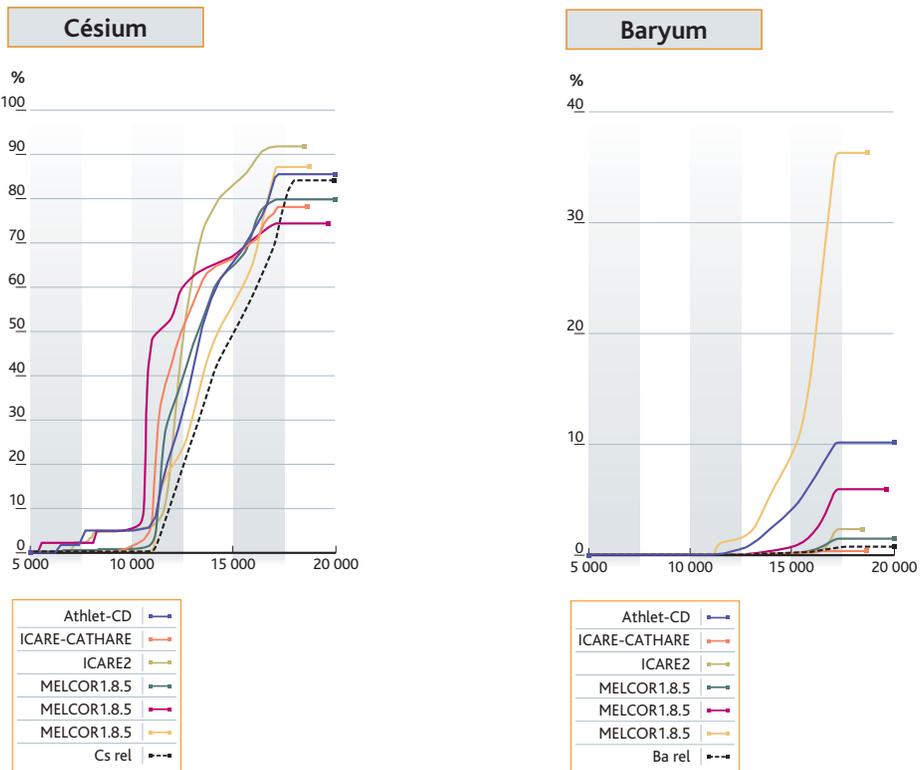


Figure 7.16. Cinétiques de relâchement du césium (à gauche) et du baryum (à droite) lors de l'essai Phébus FPT1 telles que prédites par différents codes de calcul (résultats de l'ISP 46 [26]). Comparaison avec les mesures expérimentales (en pointillés noirs).

Il est à noter que, dans le cas particulier de l'essai FPT0, caractérisé par un combustible très faiblement irradié, le relâchement précoce de produits de fission volatils

10. Les modèles de type CORSOR utilisent des corrélations de relâchement en fonction de la température issues de résultats d'expérimentations à petite échelle.

observé ne peut s'expliquer que par la dissolution partielle du combustible dès la phase d'oxydation des gaines [35].

La prédiction par les logiciels semi-empiriques des cinétiques de relâchement des produits de fission semi-volatils et peu volatils, qui dépendent fortement des interactions chimiques, est beaucoup moins satisfaisante (voir les résultats pour le baryum figure 7.16, droite). Néanmoins, une meilleure compréhension des phénomènes régissant ces relâchements a pu être obtenue grâce à l'utilisation de modèles mécanistes [35] tels que ceux inclus dans le logiciel MFPR (§ 5.5.2.3 pour plus de détail). Ces connaissances sont progressivement intégrées dans les logiciels de calcul semi-empiriques sous la forme de modèles simplifiés. Les relâchements de baryum lors des essais du programme Phébus-PF réalisés avec une grappe de crayons combustibles sont beaucoup plus faibles que ceux mesurés lors des essais analytiques. La différence a été attribuée aux interactions du combustible avec les matériaux de gainage (comme le zirconium et le fer contenus dans la gaine de la barre de commande) qui entraînent une nette réduction de la volatilité du baryum [34]. Une telle hypothèse est d'ailleurs confirmée par les résultats de l'essai Phébus FPT4 (lit de débris de combustible et de fragments de gaines sans matériau de barre de commande), au cours duquel le relâchement de baryum a été plus important durant les premières phases de l'essai lorsque les matériaux étaient encore solides que lors des phases à plus haute température durant lesquelles la liquéfaction commence ainsi que les interactions entre les débris de combustible et les fragments de gaines oxydées [22].

Ainsi, les résultats des essais du programme Phébus-PF mettent clairement en évidence un lien entre la cinétique de relâchement des produits de fission et les phénomènes de dégradation du combustible.

7.3.4.2. Émission d'aérosols de matériaux de structure

L'émission d'aérosols provenant de matériaux de structure et de barres de commande est importante à double titre :

- la masse des matériaux de structure dans le cœur est largement supérieure à celle des produits de fission. Ces matériaux constituent une part importante de la masse des aérosols circulant dans le circuit primaire et relâchée dans l'enceinte de confinement. Cette part était majoritaire lors des deux premiers essais (plus de 50 % de la masse totale des aérosols) ; elle a été plus faible lors des essais FPT2 et FPT3 (environ 35 % de la masse totale des aérosols dans l'enceinte de confinement). La masse totale d'aérosols présents dans l'enceinte de confinement au cours du temps ainsi que la cinétique de dépôt de ces aérosols dépendent donc de l'émission des matériaux de structure ;
- certains des éléments concernés interagissent avec les produits de fission (comme par exemple l'argent avec l'iode), ce qui peut modifier le comportement des produits de fission et leur volatilité.

L'émission des éléments constitutifs des barres de commande en argent-indium-cadmium était mal calculée par la plupart des logiciels de calcul [26], en particulier

celle de l'argent (figure 7.17). Les phénomènes majeurs gouvernant l'émission de ces éléments sont maintenant relativement bien compris et des modèles ont été développés et introduits dans certains logiciels tels que ICARE, ASTEC et MELCOR. Néanmoins, il reste à prendre mieux en compte l'influence de la dégradation du crayon absorbant sur l'émission de ses éléments constitutifs. L'émission d'étain contenu initialement dans le zircaloy des gaines (figure 7.17) a elle aussi été reconsidérée. Sur la base des résultats expérimentaux du programme Phébus-PF, un nouveau modèle a été élaboré qui prédit un relâchement progressif de cet élément au fur et à mesure de l'oxydation des gaines pendant un accident de fusion du cœur d'un réacteur à eau.

Enfin, les modèles d'émission de l'uranium, un des autres constituants majeurs des aérosols émis et relâchés dans l'enceinte de confinement, ont également été revus sur la base des résultats expérimentaux de l'essai Phébus FPT4. Une grande dispersion des prédictions par les différents logiciels de calcul relatives à l'émission d'uranium avait été clairement mise en évidence lors des calculs prévisionnels de l'essai, démontrant la nécessité d'améliorer les modèles. D'après les calculs réalisés après l'essai en utilisant les conditions thermiques expérimentales, l'émission d'uranium à partir de la partie inférieure du lit de débris aurait pu atteindre 60 g (pour une masse totale d'uranium dans le

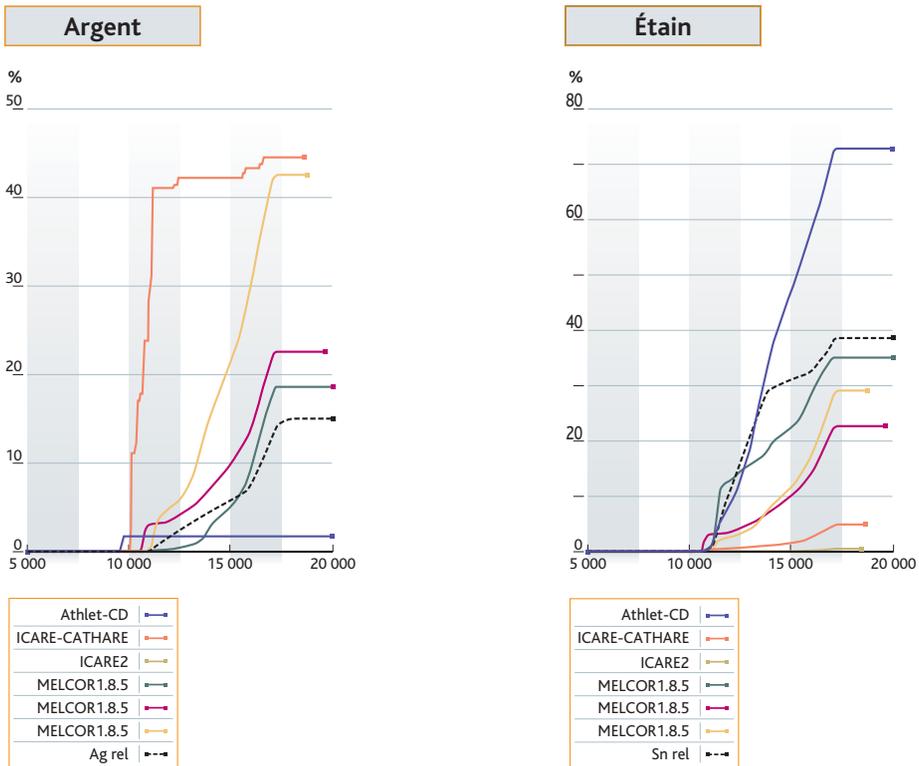


Figure 7.17. Cinétiques de relâchement de l'argent (à gauche) et de l'étain (à droite) lors de l'essai Phébus FPT1, telles que prédites par différents logiciels de calcul (résultats de l'ISP 46 [26]). Comparaison avec les mesures expérimentales (en pointillés noirs).

lit de débris d'environ 4,5 kg) [52]. Cependant, une très large proportion de cet uranium, non mesurée, s'est déposée dans la partie supérieure du lit si bien que la fraction calculée d'uranium relâché à partir du combustible est compatible avec la valeur expérimentale, estimée à environ 11 g d'après les analyses chimiques des filtres intégraux disposés en aval du dispositif d'essai [22].

7.3.5. Transport des produits de fission et des aérosols dans le circuit primaire

Au cours des essais du programme **Phébus-PF**, deux zones principales de rétention des aérosols et produits de fission ont été identifiées dans la partie simulant le circuit primaire. Ces zones, où les températures de la paroi et du fluide chutent brutalement, sont la portion verticale de la branche chaude située immédiatement au-dessus de la grappe de combustible (refroidissement d'environ 1 750 °C à 700 °C) et la branche ascendante du générateur de vapeur (refroidissement de 700 à 150 °C).

Lors des deux premiers essais du programme **Phébus-PF**, FPT0 et FPT1, la plupart des éléments ont été transportés sous forme d'aérosols dans la branche chaude du circuit primaire dont la température était régulée à 700 °C, à l'exception de l'iode, du cadmium et partiellement du césium. Lors de ces essais, l'iode et le cadmium se sont déposés en quantités importantes à l'entrée du générateur de vapeur par condensation de leurs vapeurs. En revanche, le césium s'est déposé en quantités égales dans chacune des deux zones à gradient thermique élevé mentionnées ci-dessus, compte tenu de sa plus faible volatilité. D'autres éléments enfin, tels que le molybdène et l'argent, moins volatils, se sont déposés principalement dans la ligne verticale du circuit située au-dessus de la grappe de combustible.

Quelques différences notables ont pu être observées lors de l'essai FPT2 par rapport aux essais précédents. En particulier, outre les trois éléments cités précédemment (I, Cs, Cd), l'indium et le tellure ont également été transportés partiellement sous forme de vapeur à 700 °C. Pour chacun de ces éléments, la fraction transportée sous forme de vapeur est relativement constante au cours de l'essai et représente plus de la moitié de sa masse totale. Une vitesse de dépôt dans la branche chaude du générateur de vapeur identique pour ces éléments, mais aussi pour le molybdène, a été mesurée.

Des phénomènes de revaporisation partielle et temporaire des dépôts dans la branche chaude du circuit ont pu être clairement mis en évidence lors des essais FPT1 et FPT2. De tels phénomènes ont surtout été observés pour le césium après la fin des relâchements à partir du combustible et s'expliquent par une baisse de la pression partielle des vapeurs des différentes espèces de césium dans le fluide.

Le tellure quant à lui semble avoir eu un comportement spécifique durant l'essai FPT2, avec en particulier une importante fraction déposée dans le circuit primaire en amont du générateur de vapeur, peut-être par chimisorption. Ces dépôts pourraient induire à long terme des relâchements d'iode (fils du tellure).

Enfin, différentes formes chimiques de l'iode, transportées au cours de l'essai FPT2 sous forme de vapeur dans la branche chaude du circuit primaire, ont pu être mises en évidence grâce à l'analyse des condensats déposés sur les parois des lignes de prélèvement, dans une zone où la température chutait de 700 °C à 150 °C. Plusieurs espèces ont pu être distinguées : l'iodure de césium détecté uniquement après la phase d'oxydation principale des gaines (détection par spectrométrie des éléments Cs et I dans les mêmes proportions) et d'autres espèces plus volatiles non identifiées dont les températures de condensation sont respectivement d'environ 200 °C et dans une fourchette de 330 à 430 °C (figure 7.18). Le cas particulier de la présence d'iode gazeux dans le circuit primaire est traité au paragraphe 7.3.7.

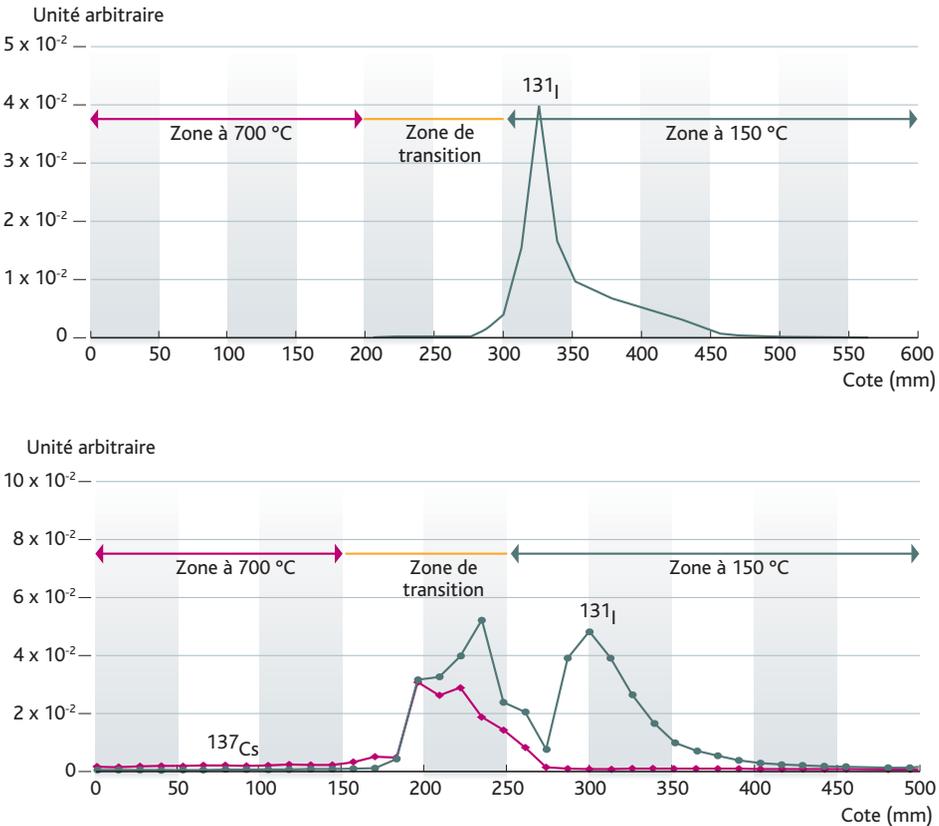


Figure 7.18. Profils de condensation des vapeurs de césium (en rose) et d'iode (en vert) dans des lignes à gradient de température entre 700 °C et 150 °C durant la première phase d'oxydation des gaines (en haut) et durant la phase d'échauffement du combustible (en bas) lors de l'essai FPT2.

Les analyses du transport des aérosols et des produits de fission dans le circuit primaire lors des essais FPT0 et FPT1 réalisées avec le logiciel de calcul ASTEC [46] montrent qu'en général, les calculs prédisent de façon satisfaisante le comportement des vapeurs et des aérosols et les quantités globales déposées dans le circuit primaire. Néanmoins, la rétention des produits de fission est sous-estimée dans la ligne verticale au-dessus de la

grappe de combustible et surestimée dans le générateur de vapeur. La sous-estimation des dépôts dans la ligne verticale peut s'expliquer par le fait que l'écoulement du fluide dans cette région n'est établi ni hydrauliquement ni thermiquement, à cause des gradients de température importants et des variations de géométrie brutales (passage d'un écoulement dans la grappe combustible à un écoulement dans une tuyauterie cylindrique). Les situations où l'écoulement du fluide n'est pas établi favorisent en effet le transfert de masse aux parois. Par ailleurs, la rétention dans la branche ascendante du générateur de vapeur est surestimée d'environ un facteur 2 par la plupart des logiciels de calcul. Si un certain nombre d'hypothèses ont été avancées pour expliquer cet écart [46], et des calculs bidimensionnels de suivi des trajectoires des particules réalisés [44], aucune amélioration significative n'a été obtenue.

Pour ce qui concerne la spéciation des produits de fission, il faut noter que, lors des essais du programme **Phébus-PF**, le césium est majoritairement transporté sous forme condensée dès la branche chaude du circuit primaire. Cela montre clairement que l'hydroxyde CsOH n'est pas la forme chimique prédominante, alors que cela était couramment admis avant le programme Phébus-PF. D'après les calculs d'équilibre thermodynamique, dans les conditions expérimentales des deux premiers essais du programme Phébus-PF, la formation de molybdate de césium dans le circuit primaire serait favorisée. Cette espèce est prédite par le logiciel de calcul ASTEC/SOPHAEROS (§ 5.5.6) et a été introduite dans d'autres logiciels de calcul comme MELCOR [40]. Pour ce qui concerne l'essai FPT2, l'analyse des données des tubes à gradient thermique et des lignes de prélèvement (figure 7.18) met en évidence les difficultés de calcul des espèces iodées avec en particulier la prédiction, quelle que soit la phase de l'essai, de la présence d'iodure de césium, ce qui n'est pas toujours en accord avec les résultats expérimentaux [42].

7.3.6. Thermohydraulique et comportement des aérosols dans l'enceinte de confinement

La thermohydraulique dans le réservoir de l'installation **Phébus** simulant une enceinte de confinement était principalement gouvernée par les débits d'injection et de condensation de la vapeur d'eau. Les calculs simplifiés réalisés avec un maillage grossier de cette enceinte (un ou quelques compartiments) reproduisent assez bien les résultats des mesures thermohydrauliques (températures, pressions, taux d'humidité, etc.) ainsi que la répartition des aérosols à la fin de l'essai [26]. Conformément aux résultats des mesures expérimentales, ils prédisent que la majeure partie des aérosols a sédimenté sur le fond elliptique de l'enceinte de confinement, le reste ayant été déposé sur les surfaces où se condensait la vapeur d'eau. Dans les calculs, lors des deux premiers essais, une faible fraction se dépose sur les parois latérales de l'enceinte de confinement (parois chauffées pour éviter la condensation de vapeur d'eau). La cinétique et la répartition des dépôts d'aérosols mesurées lors de l'essai FPT2 diffèrent quelque peu des résultats des essais précédents, avec en particulier une cinétique de dépôt (tous phénomènes confondus) plus lente, une fraction moins importante déposée sur les surfaces où se condense la vapeur d'eau et une fraction plus importante déposée sur les parois latérales de l'enceinte. Ces différences peuvent s'expliquer à la fois par un débit d'injection, donc de condensation de la vapeur d'eau dans l'enceinte, plus faible lors de cet essai et une taille

et une densité moyenne de particules plus faibles (moins de matériaux de structure) : le débit de condensation plus faible diminue les dépôts sur les surfaces condensantes et les particules d'aérosols plus petites se déposent plus facilement par diffusion brownienne sur les parois latérales.

La masse d'aérosols retenue à la fin des essais du programme **Phébus** sur le fond elliptique de l'enceinte et sur les surfaces condensantes est généralement bien calculée par les logiciels « points » utilisant les modèles classiques de dépôt d'aérosols par sédimentation et diffusiophorèse [26, 47], bien que, pour certains d'entre eux, les fractions respectives d'aérosols déposés suivant ces deux mécanismes ne soient pas tout à fait exactes. Un nouveau modèle de dépôt de particules par diffusion sur les parois latérales de l'enceinte, fondé sur une description de l'amortissement de la turbulence dans la couche limite aux abords de la paroi, a permis de retrouver la masse d'aérosols déposée sur ces surfaces [49]. Suivant les essais, la masse calculée varie entre 2 % et 4 % de la quantité d'aérosols dans l'enceinte. Elle est plus importante pour l'essai FPT2, conformément aux résultats des mesures expérimentales. En résumé, les logiciels de calcul « point » ont permis de prédire de manière satisfaisante la thermohydraulique dans l'enceinte de confinement [48] ainsi que la physique des aérosols au cours des essais du programme Phébus-PF.

7.3.7. La chimie de l'iode dans l'enceinte de confinement

Un des résultats les plus inattendus des essais du programme **Phébus-PF**, important pour la sûreté, est la mise en évidence expérimentale de l'existence d'une petite fraction d'iode volatil à basse température dans l'enceinte de confinement très tôt (dès le début de la phase de relâchement des produits de fission depuis le combustible) au cours des essais Phébus FPT0, FPT1 et FPT2 [45]. L'iode gazeux mesuré dans l'enceinte de confinement durant cette phase a été interprété comme provenant du circuit primaire, contrairement aux prédictions des modèles de thermochimie qui prévoyaient que tout l'iode se trouvait sous une forme condensée (Csl) à la sortie de ce circuit. Des limitations d'ordre cinétique dans les réactions chimiques en phase gazeuse impliquant l'iode (réactions incomplètes) sont l'explication la plus plausible puisqu'aucun des calculs supposant un équilibre chimique du mélange gazeux dans le circuit primaire ne permet de reproduire les résultats expérimentaux [23, 41]. Ces limitations peuvent être induites par les conditions thermiques spécifiques du circuit primaire au cours des essais du programme Phébus-PF, avec en particulier de forts gradients thermiques à la sortie du dispositif d'essai et à l'entrée du générateur de vapeur. Ces limitations sont accentuées pour les concentrations de produits de fission les plus faibles, ce qui expliquerait la plus forte fraction d'iode volatil mesurée lors de l'essai FPT0 réalisé avec du combustible très faiblement irradié et comportant environ 50 fois moins de produits de fission en comparaison des essais FPT1 et FPT2 utilisant du combustible irradié.

La fraction d'iode volatil s'est révélée être encore nettement plus importante lors de l'essai FPT3. Les raisons restent à élucider mais pourraient être liées au fait que l'essai FPT3 a été réalisé avec une barre de commande en carbure de bore au lieu de l'alliage Ag-In-Cd utilisé lors des essais précédents. Une étude expérimentale est en cours (CHIP)

dans le cadre du programme international Terme Source [30] pour mieux comprendre et quantifier les phénomènes en jeu.

Le rôle clé de l'argent présent dans la barre de commande a été clairement mis en évidence lors des essais du programme Phébus-PF, et plus particulièrement lors des deux premiers, caractérisés par des fractions d'argent relâchées importantes. Ainsi, lors des deux premiers essais Phébus-PF, l'iode a été détecté et mesuré dans le puisard du réservoir simulant l'enclume de confinement essentiellement sous une forme insoluble qui a été identifiée comme de l'iodure d'argent. La cinétique de réaction de l'iode avec l'argent est, dans certaines conditions, assez rapide, ce qui conduit à inhiber la volatilisation attendue de l'iode du puisard, par suite soit de l'oxydation radiolytique des ions I^- dissous dans l'eau, soit de la formation d'iodures organiques à partir des surfaces peintes immergées (§ 5.5.6 pour plus de détail). Un ensemble de programmes expérimentaux analytiques et semi-intégraux a permis de quantifier les cinétiques des différentes réactions argent-iode et de modéliser les phénomènes mis en jeu [19, 38].

L'importance des surfaces peintes non immergées de l'enclume de confinement dans la formation d'iodures organiques a été clairement mise en évidence lors des deux premiers essais du programme Phébus-PF. Cette formation devient en effet prédominante par rapport à la formation d'iodures organiques à partir des surfaces peintes immergées lorsque la fraction d'iode soluble dans le puisard est faible (c'est-à-dire pour des fractions relâchées d'argent largement en excès par rapport à celles de l'iode) [32]. C'est pourquoi, au moins lors des deux premiers essais du programme Phébus-PF, les iodures organiques sont l'espèce d'iode volatil qui a été mesurée majoritairement dans l'atmosphère de l'enclume de confinement au bout d'environ une journée.

D'une manière générale, les essais du programme Phébus-PF ont montré que la concentration d'iode volatil dans le réservoir simulant l'enclume de confinement à long terme (au-delà de 24 heures) dépend principalement des phénomènes physico-chimiques intervenant dans la phase gazeuse et donc de la concentration d'iode volatil provenant du circuit primaire ou formé dans l'enclume de confinement. Au-delà d'une journée, la concentration d'iode dans l'atmosphère de l'enclume de confinement reste constante, ce qui montre qu'un équilibre est atteint entre les réactions de formation et de destruction de l'iode volatil d'une part et les processus d'adsorption et de désorption d'autre part (figure 7.19). Par ailleurs, les réactions radiolytiques en phase gazeuse, comme par exemple les réactions de destruction d'iode moléculaire et d'iode organique par les produits de radiolyse de l'air, sont déterminantes pour la spéciation des espèces iodées à long terme, donc pour l'évaluation des rejets dans l'environnement en cas de perte d'intégrité de l'enclume de confinement d'un REP (éventage au travers de filtres ou percement du radier). En effet, l'oxydation radiolytique des iodures volatils par l'ozone, les oxydes d'azote et les différents radicaux formés par la radiolyse de l'air, conduit à la formation d'oxydes d'iode sous forme condensée [33, 39]. La concentration d'iode volatil à l'échelle d'un ou de quelques jours dans une enclume de confinement dépend donc du devenir des produits d'oxydation radiolytique de l'iode, et en particulier de leurs affinités pour les surfaces de l'enclume de confinement (peintures, acier, etc.).

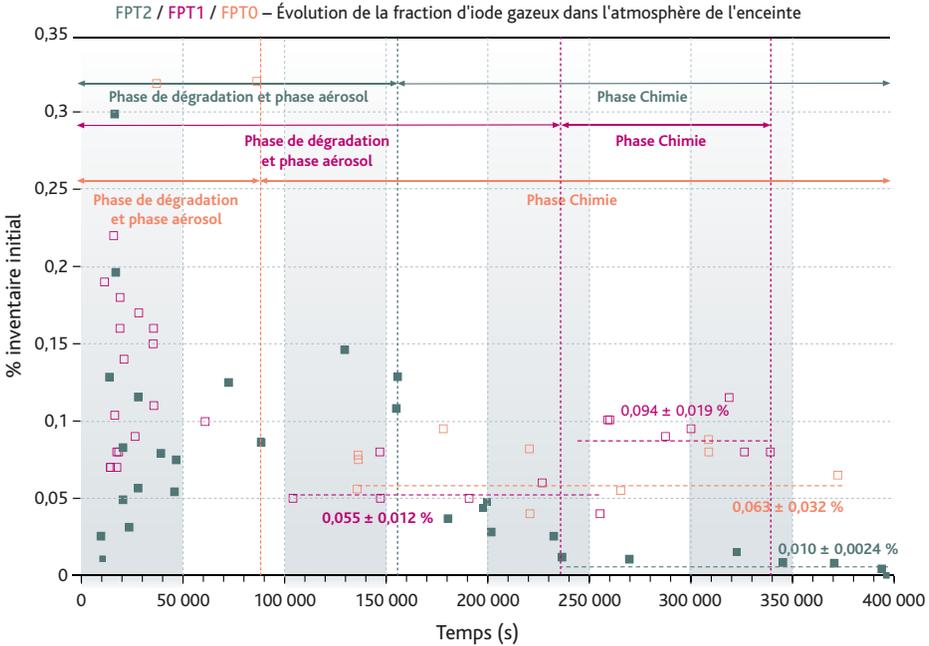


Figure 7.19. Évolutions de la concentration d'iode volatil dans le réservoir simulant l'enceinte de confinement lors des essais FPT0, FPT1 et FPT2 (pourcentage de l'inventaire total dans le combustible). Les valeurs à l'équilibre sont données pour la phase aérosol et la phase chimie pour FPT1 et pour la phase chimie pour FPT0 et FPT2.

Les analyses de l'ensemble des résultats relatifs au comportement de l'iode lors des essais FPT0 et FPT1, effectuées dans le cadre du cercle d'interprétation international¹¹ dédié à la chimie de l'iode dans l'enceinte de confinement, sont résumées dans la référence [41]. Ces analyses ont contribué à l'amélioration de la compréhension du comportement de l'iode et ont notamment permis de mettre en évidence :

- l'occurrence probable de limitations d'ordre cinétique lors des réactions chimiques en phase gazeuse dans le circuit primaire, qui pourraient être à l'origine de la formation d'iode volatil à basse température ;
- le rôle clé de l'argent provenant des barres de commande dans la chimie de l'iode en phase liquide dans l'enceinte de confinement, la formation irréversible d'iodure d'argent insoluble empêchant la revolatilisation d'iode moléculaire par oxydation radiolytique des iodures et la formation d'iode organique dans la phase liquide ;
- l'importance des surfaces peintes non immergées de l'enceinte de confinement dans la production d'iodures organiques lorsque l'iode est peu soluble en phase liquide (comme par exemple lors d'un relâchement important d'argent dans l'enceinte de confinement), conduisant à la production de formes d'iode volatil majoritairement organiques ;

11. Les partenaires internationaux du programme Phébus-PF partagent leurs interprétations des résultats des essais. Ceci est réalisé dans le cadre de « cercles d'interprétation » dont un est consacré à la chimie de l'iode.

- l'équilibre atteint dans l'enceinte de confinement entre la formation et la destruction de l'iode volatil, qui conduit à des concentrations d'iode en phase gazeuse quasi stationnaires ;
- l'importance des réactions en phase gazeuse entre l'iode et les produits de radiolyse de l'air dans la spéciation de l'iode à long terme (oxydes ou nitroxydes d'iode) et par conséquent pour l'évaluation des rejets accidentels dans l'environnement en cas de [fusion de cœur](#).

Les enseignements tirés de l'analyse des résultats relatifs au comportement de l'iode lors des essais du programme [Phébus-PF](#) ont été utilisés pour l'amélioration et le développement de modèles, par la suite intégrés dans la plupart des logiciels de calcul traitant de la chimie de l'iode dans l'enceinte de confinement d'un réacteur de puissance, comme ceux qui traitent :

- des réactions entre l'iode et l'argent en phase liquide (en prenant en compte les réactions Ag métal/I₂(g), Ag métal/I⁻ et Ag oxyde/I⁻ mais aussi l'oxydation de l'argent par les produits de radiolyse de l'eau) ;
- de l'oxydation radiolytique de l'iode moléculaire et de l'iode organique par les produits de radiolyse de l'air et de la formation d'oxydes d'iode ;
- de la formation hétérogène d'iode organique à partir de l'adsorption d'iode moléculaire sur les surfaces peintes non immergées.

7.3.8. Utilisation des résultats des essais du programme Phébus-PF dans les études de sûreté

La connaissance acquise grâce au programme [Phébus-PF](#) est capitalisée dans les logiciels de simulation des accidents graves tels que ASTEC, MELCOR ou MAAP. Ces logiciels, décrits dans le chapitre 8, sont utilisés pour réaliser des études de sûreté, les résultats du programme Phébus-PF pouvant parfois être utilisés directement. À titre d'exemple, on peut citer ce qui a été fait à l'IRSN et à l'US NRC pour ce qui concerne l'évaluation des rejets accidentels envisageables dans l'environnement. À l'IRSN, ceci concerne en particulier la quantification des rejets différés et filtrés et les études probabilistes de sûreté de niveau 2 [37]. Les résultats les plus récents sont intégrés dans les études probabilistes de sûreté de niveau 2.

À l'US NRC, une analyse critique, étayée par les résultats des essais du programme [Phébus-PF](#), des recommandations et hypothèses rassemblées dans le rapport NUREG-1465 [59] qui traite des rejets accidentels a été menée sur la base des avis d'un groupe d'experts [36], dont certains appartenaient à l'IRSN.

Les résultats du programme [Phébus-PF](#) ont été également utilisés lors de la définition des priorités en matière de recherche sur les accidents de [fusion du cœur](#) dans le cadre du projet européen EURSAFE [50]. Les leçons qui continuent à être tirées des essais du programme Phébus-PF sont utilisées par le réseau d'excellence SARNET [51] ; en particulier, les priorités en matière de recherche y sont périodiquement revisitées [60]. Le programme international Terme Source [27] qui vise à réduire les incertitudes qui ont été mises en évidence lors du programme Phébus-PF fait partie de cet effort coopératif.

Références

- [1] <http://www.threemileisland.org/>, en particulier le rapport suivant :
J. Kenemy, President's Commission Report: The need for change, the legacy of TMI, Washington DC, US Government Printing Office, 1979.
- [2] <http://www.nrc.gov/reading-rm/doc-collections/fact-sheets/3mile-isle.html>
- [3] J. Bourgeois, P. Tanguy, F. Cogné, J. Petit, *La Sûreté Nucléaire en France et dans le monde*, Polytechnica, 1996.
- [4] J. Libmann, *Éléments de sûreté nucléaire*, EDP Sciences, collection IPSN, 2000.
- [5] J. Walker, J. Samuel, *Three Mile Island: a nuclear crisis in historical perspective*, Berkeley: University of California Press, 2004.
- [6] J. Duco, *Accidents nucléaires : Three Mile Island*, techniques de l'ingénieur, BN3883, <http://www.techniques-ingenieur.fr/book/bn3883/accidents-nucleaires.html>, 2004.
- [7] G. Cenerino, F. Pichereau, E. Raimond, M. Dubreuil, L. Esteller, C. Pignolet, F. Bigot, P. Quentin, R. Gonzalez, B. Clement, K. Herviou, L'accident de Three Mile Island et ses enseignements pour la sûreté des centrales nucléaires en France, www.irsn.fr, 2009.
- [8] Progress Made in the last fifteen years through analyses of the TMI-2 accident performed in Members Countries, OECD/CSNI/GAMA Report, [NEA/CSNI/R\(2005\)1](http://www.oecd-nea.org/csni/r/2005/1), 2005.
- [9] Ability of current advanced codes to predict core degradation, melt progression and reflooding. Benchmark exercise on an alternative TMI-2 accident scenario, OECD/CSNI/NEA Report, [NEA/CSNI/R\(2009\)3](http://www.oecd-nea.org/csni/r/2009/3), 2009.
- [10] G. Bandini, M. Buck, W. Hering, L. Godin-Jacqmin, G. Ratel, P. Matejovic, M. Barnak, G. Paitz, A. Stefanova, N. Trégourès, G. Guillard, V. Koundy, Progress on ASTEC Validation on Circuit Thermal-Hydraulics and Core Degradation, *Progress in Nuclear Energy* 52 (1), 148-157, 2010.
- [11] N. Rasmussen *et al.*, Reactor Safety Study, WASH-1400, Washington DC, US NRC, 1975.
- [12] *Fukushima, un an après* – Premières analyses de l'accident et de ses conséquences, rapport IRSN, [IRSN/DG/2012-001](http://www.irsn.fr), disponible sur www.irsn.fr, 2012.
- [13] Site de l'AEN, Le site et la séquence accidentelle de Tchernobyl, <http://www.oecd-nea.org/rp/chernobyl/fr/>.
- [14] The chernobyl accident, AIEA, INSAG-7, 1992.

- [15] J. Duco, Accidents nucléaires, Tchernobyl (URSS), Techniques de l'Ingénieur, BN3884. <http://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/energies-th4/surete-et-protection-nucleaires-42205210/accidents-nucleaires-bn3884/>.
- [16] Agence internationale de l'énergie atomique, Environmental consequences of the Chernobyl accident and their remediation: 20 years of experience, Report of the UN Chernobyl Forum Expert Group « Environment », 2005.
- [17] P. Renaud, D. Champion, J. Brenot, *Les retombées radioactives de l'accident de Tchernobyl sur le territoire français*, Éditions TEC&DOC, Lavoisier, collection Sciences et techniques de l'IRSN, 2007.
- [18] D. Robeau, *Catastrophes et accidents nucléaires dans l'ex-Union Soviétique*, EDP Sciences, collection IPSN, 2001.
- [19] J. Ball, W.C.H. Kupferschmidt, J.C. Wren, Results from the phase 2 of the Radioiodine Test Facility experimental programme, Chemistry of Iodine in Reactor Safety, *Workshop proceedings Würenlingen*, Switzerland, 10-12 juin, [NEA/CSNI/R\(96\)6](#), 1996.
- [20] M. Barrachin, P.Y. Chevalier, B. Cheynet, E. Fischer, New modeling of the U-O-Zr phase diagram in the hyper-stoichiometric region and consequences for the fuel rod liquefaction in oxidizing conditions, *Journal of Nuclear Materials* **375**, 397-409, 2008.
- [21] J. Birchley, T. Haste, H. Bruchertseifer, R. Cripps, S. Güntayand B. Jäckel, Phebus-FP: Results and significance for plant safety in Switzerland, *Nuclear Engineering and Design* **235**, 1607-1633, 2005.
- [22] P.D.W. Bottomley, P. Carbol, J-P. Glatz, D. Knoche, D. Papaioannou, D. Solatie, S. Van Winkel, A-C. Gregoire, G. Grégoire, D. Jacquemain, Fission product and actinide release from the Debris bed test Phebus FPT4: synthesis of the Post test Analyses and of the Revaporisation testing of the plenum samples performed at ITU, *International Congress on Advanced Power Plants (ICAPP-05)*, 15-19 mai, Seoul, Korea, 2005.
- [23] L. Cantrel, E. Krausmann, Reaction kinetics of a fission product mixture in a steam-hydrogen carrier gas in the Phebus primary circuit, *Nuclear Technology* **144**, 2003.
- [24] B. Clément, Summary of the Phebus FP Interpretation status, *Proc. 5th Technical seminar on the Phebus FP programme*, Aix-en-Provence, France, 24-26 juin, 2003.
- [25] B. Clément, N. Hanniet-Girault, G. Repetto, D. Jacquemain, A.V. Jones, M.P. Kisanne, P. Von der Hardt, LWR severe accident simulation: synthesis of the results and interpretation of the first Phebus FP experiment FPT-0, *Nuclear Engineering and Design* **226**, 5-82, 2003.
- [26] B. Clément, T. Haste, ISP-46 – Phebus FPT-1, [NEA/CSNI/R\(2004\)18](#), 2004.

- [27] B. Clément, Towards reducing the uncertainties on Source Term Evaluations: an IRSN/CEA/EDF R&D programme, *Proc. Eurosafe Forum*, Berlin, Germany, November 8-9, 2004.
- [28] B. Clément, O. De Luze and G. Repetto, Preliminary results and interpretation of Phebus FPT-3 test, MELCOR Cooperative Assessment meeting, 20-21 September, Albuquerque (NM) USA, 2005.
- [29] B. Clément *et al.*, Thematic network for a Phebus FPT-1 international standard problem (THENPHEBISP), *Nuclear Engineering and Design* **235**, 347-357, 2005.
- [30] B. Clément, R. Zeyen, The Phebus Fission Product and Source Term International Programmes, *International Conference New Energy for New Europe*, Bled, Slovenia, 5-8 septembre, 2005.
- [31] J.C. Crestia, G. Repetto and S. Ederli, Phebus FPT-4 First post test calculations on the debris bed using the ICARE V3 code, *Proc. 4th technical seminar on the Phebus FP programme*, Marseille, France, mars 2000.
- [32] S. Dickinson, H. E. Sims, E. Belval-Haltier, D. Jacquemain, C. Poletiko, S. Hellmann, T. Karjunen and R. Zilliacus, Organic Iodine Chemistry, *Nuclear Engineering and Design* **209**, 193-200, 2001.
- [33] S. Dickinson, The radiolysis of gaseous iodine species in air, Data Analysis and Modelling of Iodine Chemistry and Mitigation Mechanism, EC Report, SAM-ICHEMM-D010, 2002.
- [34] R. Dubourg and P. Taylor, A qualitative comparison of barium behaviour in the Phébus FPT-0 test and analytical tests, *Journal of Nuclear Materials* **294**, 32-38, 2001.
- [35] R. Dubourg, H. Faure-Geors, G. Nicaise, M. Barrachin, Fission product release in the first two Phebus tests FPT-0 and FPT-1, *Nuclear Engineering and Design* **235**, 2183-2208, 2005.
- [36] Energy Research, Inc., Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants: High Burnup and Mixed Oxide Fuels, ERI/NRC 02-202, October 2002.
- [37] J.M. Evrard, C. Marchand, E. Raimond, M. Durin, Use of Phebus FP Experimental Results for Source Term Assessment and Level 2 PSA, *Proc. 5th Technical seminar on the Phebus FP programme*, Aix-en-Provence, France, 24-26 juin, 2003.
- [38] F. Funke, G.-U. Greger, A. Bleier, S. Hellmann, W. Morell, The reaction between iodine and silver under severe PWR accident conditions, *Chemistry of Iodine in Reactor Safety, Workshop proceedings Würenlingen*, Switzerland, June 10-12, [NEA/CSNI/R\(96\)6](#), 1996.
- [39] F. Funke, P. Zeh, S. Hellmann, Radiolytic oxidation of molecular iodine in the containment atmosphere, Iodine Aspects of Severe Accident Management,

- Workshop proceedings Vantaa*, Finland 18-20 May 1999, [NEA/CSNI/R\(99\)7](#), December 1999.
- [40] R.O. Gauntt, Overview of MELCOR Development, Assessment and Applications Activities, *MELCOR Cooperative Assessment meeting*, September 20-21, Albuquerque (NM) USA, 2005.
- [41] [N. Girault](#), S. Dickinson, F. Funke, A. Auvinen, L. Herranz, E. Krausmann, Iodine behaviour under LWR accidental conditions: lessons learnt from analyses of the first two Phebus FP tests, *Nuclear Engineering and Design* **236**, 1293-1308, 2006.
- [42] N. Girault, C. Fiche, A. Bujan, J. Dienstbier, Towards a Better Understanding of Iodine Chemistry in RCS of Nuclear Reactors, *2nd European Meeting on Severe Accident Research*, ERMSAR 2007, June 12-14, 2007.
- [43] T.Haste, E.Cazzoli, J.Vitásková, J. Birchley, TMI-2 Analysis with MELCOR 1.8.5 and SCDAPSIM, *MELCOR Cooperative Assessment meeting*, September 20-21, Albuquerque (NM) USA, 2005.
- [44] C. Housiadas, K. Müller, J. Carlsson and Y. Drossinos, Two-dimensional effects in thermophoretic particle deposition: the Phebus-FP steam generator, *Journal of Aerosol Science* **32** (suppl 1), S1029-S1030, 2001.
- [45] D. Jacquemain, N. Hanniet, C. Poletiko, S. Dickinson, C. Wren, D. Powers, E. Krausmann, F. Funke, R. Cripps, B. Herrero, An Overview of the Iodine Behaviour in the Two First Phebus Tests FPT0 and FPT1, *OECD Workshop on Iodine Aspects of Severe Accident Management*, Vantaa, Finland, May 18-20, 1999.
- [46] [M.P. Kissane and I. Drosik](#), Interpretation of Fission-product transport behaviour in the Phebus FPT0 and FPT1 tests, *Nuclear Engineering and Design* **236**, 1210-1223, 2006.
- [47] I. Kljenak and B. Mavko, Simulation of containment phenomena during the Phebus FPT-1 test with the CONTAIN code, *Proc. Nuclear Energy for New Europe 2002*, Kranjska Gora, Slovenia, September 9-12, 2002.
- [48] [V.D. Layly](#), P. Spitz, S. Tirini, A. Mailliat, Analysis of the Phebus FPT0 containment thermal hydraulics with the Jericho and TRIO-VF codes, *Nuclear Engineering and Design* **166**, 413-426, 1996.
- [49] V.D. Layly, Aerosol behaviour in a closed vessel: analysis of the Phebus FPT-0 test aerosol phase in the containment, Phebus report, Phebus IP 98/391, 1998.
- [50] [D. Magallon et al.](#), European expert network for the reduction of uncertainties in severe accidents safety issues (EURSAFE), *Nuclear Engineering and Design* **235**, 309-346, 2005.
- [51] J.C. Micaelli et al., SARNET: A European Cooperative Effort on LWR Severe Accident Research, *European Nuclear Conference 2005*, Versailles (France), 12-15 décembre, 2005.

- [52] [H. Manenc](#), P.K. Mason and M.P. Kissane, The modelling of fuel volatilisation in accident conditions, *Journal of Nuclear Materials* **294**, 64-68, 2001.
- [53] Ph. March *et al.*, First results of the Phebus FPT-3 test, *Proc. of the 14th International Conference on Nuclear Engineering*, July 17-20, 2006, Miami, Florida, USA, 2006.
- [54] G. Repetto, B. Clément, S. Ederli, Analysis of the FPT-0, FPT-1 and FPT-2 experiments of the Phebus FP program investigating in vessel phenomena during a LWR accident, *10th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-10)*, Seoul, Korea, October 5-9, 2003.
- [55] G. Repetto, S. Ederli, Analysis of the FPT-0 and FPT-2 Phebus FP experiments using porous medium geometry with the ICARE2 code, *11th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-11)*, Avignon, France, octobre 2005.
- [56] G. Repetto, O. De Luze, J. Birchley, T. Drath, T. Hollands, M. Koch, C. Bals, K. Trambauer, H. Austregesilo, Preliminary analyses of the Phebus FPT3 experiment using Severe Accident Codes (ATHLET-CD, ICARE/CATHARE, MELCOR), *2nd European Meeting on Severe Accident Research, ERMSAR 2007*, June 12-14, 2007.
- [57] [M. Schwarz](#), G. Hache and P. Von der Hardt, Phebus FP: a severe accident research programme for current and advanced light water reactors, *Nuclear Engineering and Design* **187**, 47-69, 1999.
- [58] [M. Schwarz](#), B. Clément, A.V. Jones, Applicability of Phebus FP results to severe accident safety evaluations and management measures, *Nuclear Engineering and Design* **209**, 173-181, 2001.
- [59] L. Soffer, S.B. Burson, C.M. Ferrell, R.Y. Lee, J.N. Ridgely, Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants, NUREG 1465, 1995.
- [60] [Schwinges et al.](#), Ranking of severe accident research priorities, *Progress in Nuclear Energy* **52**, 11-18, 2010.

Chapitre 8

La simulation numérique des accidents de fusion du cœur

8.1. Logiciels intégraux et logiciels mécanistes

Des logiciels de simulation numérique des accidents de [fusion du cœur](#) ont été développés aux États-Unis à partir des années 1970, en support aux études probabilistes telles que celles présentées dans le rapport américain WASH 1400 [1]. Ensuite, l'accident de [TMI-2](#) aux États-Unis en 1979 a conduit dans ce pays à améliorer la simulation de ces accidents et à développer des études probabilistes de sûreté (EPS) de niveau 2. Après le rapport WASH 1400, un second rapport important présente une telle étude probabiliste pour cinq réacteurs des États-Unis [2]. Puis, à la fin des années 1980, l'Europe et le Japon ont décidé de développer leurs propres logiciels de simulation des accidents de fusion du cœur et leurs propres études probabilistes. À cette même époque, ces logiciels ont progressivement été utilisés pour élaborer ou apprécier des mesures de prévention ou de limitation des conséquences des accidents de fusion du cœur, ainsi que pour la formation des opérateurs de réacteurs.

Deux types de logiciels ont été développés :

- des logiciels intégraux (ou systèmes de logiciels) simulant l'ensemble d'un accident avec [fusion du cœur](#), depuis l'événement initiateur jusqu'aux rejets éventuels de radionucléides à l'extérieur de l'enceinte de confinement ;
- des logiciels détaillés ou mécanistes simulant plus finement les phénomènes intervenant au cours d'une partie de l'accident, par exemple la dégradation du cœur, le relâchement des produits de fission ou la combustion de l'hydrogène dans l'enceinte.

8.1.1. Logiciels intégraux

Dans les années 1980, après l'accident de TMI-2, deux logiciels intégraux ont été développés en parallèle aux États-Unis : MAAP pour les électriciens nucléaires et MELCOR pour les autorités réglementaires. À la fin des années 1980, le Japon et la France ont démarré le développement de logiciels analogues, respectivement THALES [2] pour JAERI [3] et ESCADRE pour l'IRSN [4]. Puis l'IRSN a décidé de lancer avec la GRS le développement commun d'un logiciel dénommé ASTEC, destiné à remplacer ESCADRE. Au Japon, un ambitieux projet a démarré à NUPEC avec le système SAMPSON de logiciels détaillés [5] mais, compte tenu de la décroissance de la R&D sur les accidents de fusion du cœur au Japon, les développements correspondants ont quasiment été arrêtés vers 2001. L'organisme japonais JAEA (successeur de JAERI) vient de redémarrer le développement du logiciel THALES. Au début des années 2000, la Russie a entamé le développement du système de logiciels SOCRAT [6].

Il existe cinq logiciels intégraux dans le monde : MAAP, MELCOR, ASTEC, SAMPSON et SOCRAT (ne sont pas présentés ici certains logiciels spécifiques qui simulent les accidents de fusion du cœur dans les réacteurs CANDU à eau lourde de conception canadienne, par exemple le logiciel ISAAC développé par KAERI en Corée du Sud) mais trois seulement sont largement diffusés et utilisés :

- ASTEC, co-développé par l'IRSN et son homologue allemand, la GRS ;
- MAAP4, développé par la société Fauske & Associates, Inc. (FAI) aux États-Unis ;
- MELCOR, développé par Sandia National Laboratories (SNL) aux États-Unis pour l'US NRC (US Nuclear Regulatory Commission).

Un logiciel intégral doit répondre aux exigences suivantes :

- traiter de façon exhaustive les phénomènes physiques intervenant lors d'un accident de fusion du cœur ;
- simuler le comportement des principaux systèmes de sûreté du réacteur ;
- traiter complètement les couplages entre phénomènes, par exemple la décroissance de la puissance résiduelle en fonction des relâchements de produits de fission (PF) depuis le combustible, l'oxydation des métaux en fonction de la quantité d'oxygène ou de vapeur d'eau disponible ou le refroidissement du corium dans le puits de cuve, en cours d'interaction corium-béton, par rayonnement et par convection dans l'enceinte de confinement ;
- être modulaire, pour faciliter notamment les comparaisons avec des résultats expérimentaux ;
- être rapide afin de pouvoir réaliser un grand nombre de calculs de scénarios pour les EPS2 dans un délai raisonnable. Il faut pour cela que le temps de calcul soit inférieur au temps réel de l'accident.

Les logiciels intégraux sont utilisés pour des études de sûreté des réacteurs, notamment pour l'évaluation des rejets envisageables, pour des EPS de niveau 2, ainsi que pour

des études menées en préparation à la gestion d'un éventuel accident de **fusion du cœur** en vue de définir des guides d'intervention en accident grave. Ils peuvent être également utilisés pour la vérification du dimensionnement de dispositifs tels que les vannes de décharge du pressuriseur ou les recombiners dans l'enceinte de confinement.

Les principaux domaines physiques couverts sont les suivants :

- la thermohydraulique des circuits primaire et secondaire au début de l'accident (« tête de séquence ») ;
- la **fusion du cœur**, avec le relâchement des produits de fission depuis les crayons combustibles et les relâchements d'aérosols depuis les structures présentes dans la cuve (barres de commande, grilles, etc.) ;
- la relocalisation du corium dans le fond de la cuve et la défaillance de celle-ci, entraînant la coulée de corium dans le puits de cuve ;
- l'interaction corium-béton du radier du puits de cuve ;
- le transport et le dépôt des produits de fission et des aérosols dans les circuits primaire et secondaire ;
- la thermohydraulique dans l'enceinte de confinement ;
- le transport et le dépôt des produits de fission et des aérosols dans l'enceinte de confinement ;
- la chimie des produits de fission, en particulier l'iode et le ruthénium, dans l'enceinte de confinement et leur rejet éventuel dans l'environnement.

En règle générale, les logiciels intégraux ne traitent ni l'explosion de vapeur ni la tenue mécanique de l'enceinte, qui sont traitées par des logiciels détaillés.

Les accidents de **fusion du cœur** comportent des phénomènes transitoires dans des milieux solides, liquides ou gazeux, qui échangent masses, quantités de mouvement et énergies. Un logiciel intégral doit coupler tous ces phénomènes qui interviennent à des échelles différentes dans l'espace et dans le temps, par exemple des phénomènes qui durent quelques secondes comme l'échauffement direct de l'enceinte ou quelques heures comme la montée en pression de l'enceinte de confinement sous l'effet des relâchements de gaz lors de l'interaction corium-béton, ou bien des réactions chimiques localisées entre gaine et combustible mais aussi des écoulements de vapeur sur toute la hauteur du cœur. Ces logiciels font ainsi naturellement appel à différentes disciplines scientifiques : thermique, thermohydraulique, mécanique des structures, chimie, etc.

Les équations de conservation de la masse et de l'énergie interne sont résolues, pour chacun des constituants présents, dans des volumes (nommés « volumes de contrôle ») qui définissent un maillage de l'espace. Les circuits primaire et secondaire et l'enceinte de confinement peuvent être représentés par un nombre quelconque de volumes (en général entre 10 et 50 pour l'enceinte)¹. Le cœur du réacteur est maillé

1. Excepté pour le logiciel MAAP4 où le nombre maximal est fixé à 14 pour le circuit primaire et deux pour le circuit secondaire.

en 2D axisymétrique : en général quatre à sept couronnes radiales et 10 à 30 volumes axiaux. Le corium durant l'interaction corium-béton est discrétisé en un, deux ou trois volumes, représentant des couches moyennées (métaux d'une part, oxydes lourds et oxydes légers provenant de la décomposition du béton d'autre part).

Le degré de finesse choisi pour la discrétisation en volumes de contrôle influe considérablement sur le temps de calcul. Il est ainsi possible de descendre à une ou deux heures de calcul par jour d'accident en adoptant les nombres minimaux de volumes indiqués ci-dessus, mais avec le risque de réduire la fiabilité des résultats.

Les modèles thermohydrauliques jouent un rôle fondamental dans les logiciels intégraux car ils sont étroitement imbriqués aux autres modèles : en général chaque volume de contrôle contient deux zones de températures différentes, une zone fluide (simple phase liquide ou double phase en ébullition) et une zone gazeuse qui peut contenir un brouillard d'eau. Ces volumes peuvent être entourés de structures solides qui conduisent la chaleur. Ils sont connectés par des jonctions. Les vitesses des fluides circulant dans ces jonctions sont calculées en résolvant les équations de quantité de mouvement des fluides : la vitesse moyenne du fluide est calculée en régime transitoire à l'aide de l'équation de Bernoulli généralisée avec prise en compte des pertes de charge ; la différence de vitesse entre le liquide et le gaz est alors évaluée à partir de cette vitesse moyenne à l'aide d'une corrélation dite de « glissement entre phases ». Dans le logiciel ASTEC, pour les circuits primaire et secondaire, une modélisation plus complexe de volumes 1D (de type « tuyau ») contenant un mélange diphasique est utilisée. Les modélisations thermohydrauliques des circuits primaire et secondaire et de l'enceinte sont étroitement couplées par la modélisation des échanges thermiques entre les circuits et l'enceinte de confinement ou par la décharge d'eau ou de vapeur des circuits vers l'enceinte en cas de rupture de tuyauterie. Cela permet de modéliser de manière simple certains automatismes d'un réacteur, comme le démarrage de certains systèmes (injection de sécurité, aspersion dans l'enceinte) sur des seuils de pression élevée dans l'enceinte.

Les logiciels intégraux sont de grande taille : de 400 000 à 500 000 instructions et 1 000 à 1 500 sous-programmes pour les logiciels ASTEC et MELCOR, environ 350 000 instructions et 700 sous-programmes pour le logiciel MAAP. Ils sont structurés en modules qui correspondent approximativement aux principales zones du réacteur. Ces modules sont liés par un programme informatique qui gère l'évolution des pas de temps du schéma de résolution numérique, et les échanges de données et assure la conservation des bilans de masse et d'énergie. Le langage de programmation est le Fortran 95 ou ses successeurs.

Une fonctionnalité essentielle de ces logiciels est d'offrir à l'utilisateur la possibilité de définir les hypothèses de l'accident étudié de la manière la plus flexible et la plus simple possible, souvent à l'aide d'un langage de commande spécifique ou à l'aide d'une Interface-Homme-Machine. Il est ainsi possible de simuler les systèmes de sûreté intervenant au cours de l'accident, ainsi que les procédures mises en œuvre par les opérateurs pour la « gestion » de l'accident :

- pour les circuits : dépressurisation volontaire, envoi d'eau sur le cœur dégradé dans la cuve, etc. ;

- pour l’enceinte de confinement : aspersion, recombineurs, ventilation, filtres, etc.

D’autres exigences pour ces logiciels intégraux portent sur la robustesse numérique, l’existence d’outils conviviaux d’aide à l’utilisateur pour préparer les calculs puis exploiter leurs résultats, enfin la capacité d’arrêter les calculs à un instant donné de l’accident, sauvegarder les résultats puis poursuivre les calculs jusqu’à la fin de l’accident, éventuellement avec des modifications des hypothèses (par exemple la remise en fonctionnement de systèmes de sûreté).

L’accroissement des performances des ordinateurs et l’amélioration des connaissances ont permis d’implémenter des modèles détaillés dans les logiciels intégraux précités alors que, jusqu’à la fin des années 1990, les modèles étaient aussi simples et rapides que possible, avec une grande flexibilité d’utilisation permettant des études de sensibilité. Néanmoins, malgré la sophistication progressive des modèles, les logiciels intégraux restent complémentaires des logiciels détaillés qui permettent de simuler un phénomène particulier. C’est le cas par exemple des logiciels de CFD (*Computational Fluid Dynamics*), utilisés par exemple pour évaluer le « risque hydrogène » dans l’enceinte de confinement ou pour traiter une explosion de vapeur (§ 5.2.2 et 5.2.3).

8.1.2. Logiciels détaillés

Les principaux logiciels détaillés utilisés dans le monde sont les suivants :

- pour la dégradation du cœur : ATHLET-CD (GRS en Allemagne), ICARE/CATHARE (IRSN), RELAP/SCDAPSIM (ISS aux États-Unis), SCDAP/RELAP5 (INL aux États-Unis) ;
- pour l’enceinte de confinement : COCOSYS (GRS), TONUS (IRSN), FUMO (université de Pise en Italie), GOTHIC (AECL au Canada), CONTAIN (développé par ANL aux États-Unis mais dorénavant remplacé par le logiciel intégral MELCOR) ;
- pour l’explosion de vapeur : IKEDEMO (université de Stuttgart), MC3D (IRSN) ;
- pour la mécanique des structures de grande taille : des logiciels aux éléments finis tels que ABAQUS (aux États-Unis) ou CAST3M (CEA) ;
- pour la thermohydraulique : les logiciels CFD qui résolvent les équations de Navier-Stokes dans une géométrie 3D, tels que CFX (logiciel du commerce), GASFLOW (KIT, ex-FzK en Allemagne), TONUS (IRSN).

Ces logiciels sont en général dédiés à la simulation d’une partie des scénarios d’accident ou d’une zone particulière de la centrale nucléaire, par exemple les circuits primaire et secondaire ou l’enceinte de confinement. Leur principal objectif est de réduire les incertitudes et d’aboutir à une compréhension fine des phénomènes physiques. Ils contiennent donc des modèles physiques détaillés « réalistes » (dits “*best-estimate*”) au niveau de l’état de l’art. On peut illustrer de la manière suivante la différence d’approche de ces logiciels par rapport aux logiciels intégraux : dans les logiciels détaillés une solution numérique des équations différentielles est calculée dans la plupart des cas, tandis

que, dans les logiciels intégraux, des corrélations sont parfois utilisées, ce qui restreint leur champ d'application au domaine de validité de ces corrélations.

Les logiciels détaillés sont souvent utilisés comme références pour évaluer la validité des résultats des logiciels intégraux.

En général leur temps de calcul est élevé : avec une discrétisation très fine de l'espace et du temps, il peut falloir plusieurs semaines pour calculer un jour d'accident.

8.2. Approche générale du développement et de la validation des logiciels

8.2.1. Développement des logiciels

L'approche généralement adoptée pour le développement d'un logiciel comporte les étapes suivantes, avec des itérations possibles entre elles :

- étape 1 : définir les objectifs du logiciel, dont son champ d'application, les performances souhaitées en termes de temps de calcul, etc. ;
- étape 2 : élaborer ses spécifications générales : structure, langage de programmation, niveau de détail des modélisations, schémas numériques de résolution, etc. ;
- étape 3 : élaborer les spécifications détaillées de certaines modélisations, selon le besoin, et éventuellement réaliser des maquettes informatiques ;
- étape 4 : élaborer les modèles physiques, en général sur la base de données expérimentales ;
- étape 5 : développer le logiciel en articulant les modèles physiques avec le schéma numérique adéquat ;
- étape 6 : vérifier le logiciel en comparant sur des problèmes simples ses résultats avec des solutions analytiques, en s'assurant de la conservation de la masse et de l'énergie, de la cohérence des résultats obtenus avec divers ordinateurs, du couplage correct entre phénomènes, etc.

8.2.2. Validation des logiciels

Le processus de validation vise à s'assurer que le logiciel représente d'une manière fidèle la réalité des phénomènes physiques et qu'il est capable de simuler de manière fiable le déroulement complet d'un accident de [fusion du cœur](#) d'un réacteur.

Un projet du 4^e PCRD (Programme cadre de recherche et de développement) de la Commission européenne, réalisé entre 1999 et 2003, a porté sur les approches de validation des logiciels : il s'agit du projet VASA (*Validation Strategy of Severe Accident codes*) [7], coordonné par la GRS avec un support actif de l'[IRSN](#). Une des conclusions majeures a été de recommander une double approche : la prise en compte des phénomènes physiques mais aussi de leur importance pour la sûreté du réacteur.

Ces deux approches sont complémentaires car la dernière permet de fixer le degré de précision attendu dans la simulation des phénomènes. Il est à noter que cette deuxième approche nécessite de modéliser tous les systèmes de sûreté des réacteurs dans les logiciels.

La validation se déroule en général en trois étapes :

- qualification d'un modèle physique implémenté dans le logiciel sur des résultats d'essais dits « à effets séparés », souvent à petite échelle, puis qualification du logiciel sur des résultats d'essais dits « à effets couplés » portant sur un ensemble de quelques phénomènes physiques, souvent réalisés avec des matériaux simulants (ces derniers essais peuvent également représenter le comportement d'un composant réel du réacteur) ;
- qualification du logiciel sur des essais intégraux, souvent réalisés à une échelle relativement grande (par exemple avec une grappe de crayons de hauteur réelle) et avec des matériaux réels, ce qui permet de vérifier l'adéquation du couplage entre les différents modèles et de vérifier qu'aucun phénomène important n'a été négligé ;
- extrapolation aux situations d'accidents pouvant affecter les réacteurs de puissance, notamment *via* les études des effets d'échelle, les études de sensibilité aux différents paramètres (physiques et numériques) des modèles, les comparaisons avec d'autres logiciels, et l'application à des transitoires incidentels ou accidentels réellement survenus dans des réacteurs (par exemple les accidents de [TMI-2](#) aux États-Unis et de [Fukushima Daiichi](#) au Japon).

Lorsque ces étapes ont été réalisées de manière suffisamment complète (les progrès des connaissances nécessitent de les répéter régulièrement), il est possible de recommander aux utilisateurs des valeurs par défaut et des plages de variation pour les différents paramètres des modèles. Les conclusions de cette validation peuvent alors mettre en évidence des voies d'amélioration des modèles du logiciel.

Le domaine des accidents de [fusion du cœur](#) présente certaines particularités par rapport à d'autres domaines scientifiques : d'une part les conditions extrêmes qui interviennent tels que les températures et pression élevées, ou l'irradiation ; d'autre part la très grande complexité des phénomènes. En conséquence un grand nombre de programmes expérimentaux spécifiques ont dû être menés pendant de nombreuses années dans un cadre international. Des matrices de qualification ont été bâties pour tous les logiciels en se basant sur les divers essais disponibles. Un exemple d'une matrice commune aux logiciels intégraux est présenté dans le tableau [8.1](#) (auquel il faut ajouter l'accident de [TMI-2](#)). Les essais retenus dans les exercices ISP (*International Standard Problem*) [8] de l'OECD/CSNI (*Committee on the Safety of Nuclear Installations*) sont largement utilisés : ces exercices consistent en des comparaisons entre logiciels sur des essais de qualité bien instrumentés.

Tableau 8.1. Principaux programmes expérimentaux utilisés pour la qualification des logiciels intégraux.

Domaine ou phénomène physique concerné (paragraphe du livre correspondant)	Nom du programme	Organisation (pays)
Ensemble de l'accident de fusion du cœur (§ 5.1, 5.5 et 7.3)	LOFT-LP- FP2	INEL (États-Unis)
	Phébus-PF	IRSN (France)
Thermohydraulique du circuit primaire (§ 5.1.4)	BETHSY [9]	CEA (France)
Dégradation du cœur (§ 5.1.1)	CORA	KIT (Allemagne)
	QUENCH	KIT (Allemagne)
	PARAMETER	LUCH (Russie)
Relâchement des produits de fission (§ 5.5.1)	ORNL HI-VI	ORNL (Canada)
	VERCORS	CEA (France)
Transport des produits de fission dans le circuit primaire et dans l'enceinte (§ 5.5.2)	FALCON [10]	AEAT (GB)
	VERCORS HT	CEA (France)
	LACE [11]	INEL (États-Unis)
	KAEVER [12]	Battelle (Allemagne)
Défaillance de la cuve (§ 5.1.3)	LHF-OLHF	SNL (États-Unis)
	FOREVER	KTH (Suède)
Transferts de chaleur dans un bain de corium (§ 5.4.1 et 5.4.2)	COPO	VTT (Finlande)
	ULPU [13]	UCLA (États-Unis)
	BALI	CEA (France)
Fragmentation du corium dans l'eau (§ 5.2.3)	FARO et KROTOS	JRC Ispra
Échauffement direct de l'enceinte (§ 5.2.1)	SURTSEY IET	SNL (États-Unis)
	DISCO (C, H)	KIT (Allemagne)
Interaction corium-béton (§ 5.3)	BETA	KIT (Allemagne)
	CCI	ANL (États-Unis)
	ACE et MACE	ANL (États-Unis)
Chimie de l'iode dans l'enceinte (§ 5.5.5)	ACE et Phébus/RTF	AECL (Canada)
	CAIMAN	CEA (France)
	EPICUR	IRSN (France)
Thermohydraulique dans l'enceinte (§ 5.2.2)	NUPEC [14]	NUPEC (Japon)
	VANAM [14]	Battelle (Allemagne)
	TOSQAN [15]	IRSN (France)
	MISTRA [15]	CEA (France)
Combustion de l'hydrogène dans l'enceinte (§ 5.2.2)	HDR	Battelle (Allemagne)
	RUT	RRC-KI (Russie)

8.3. ASTEC

Le logiciel intégral ASTEC (*Accident Source Term Evaluation Code*) est développé depuis 1995 conjointement par l'IRSN et son homologue allemand la GRS [16]. Il joue un rôle central dans les travaux du réseau d'excellence SARNET (*Severe Accident Research Network of excellence*) des 6^e et 7^e PCRD de la Commission européenne, puisqu'il intègre progressivement, sous forme de modèles, l'ensemble des connaissances produites par le réseau, et que les partenaires du réseau réalisent de nombreux travaux de qualification et des comparaisons avec d'autres logiciels sur des applications aux réacteurs de puissance [17]. ASTEC est ainsi devenu le logiciel européen de référence.

8.3.1. Capacités du logiciel

Une première famille de versions V0 a été développée jusqu'en 2003, puis une seconde famille de versions V1 jusqu'en 2009. Mi-2009 la première version d'une troisième famille V2 a été mise en service. L'évolution majeure par rapport aux versions V1 concerne la dégradation du cœur : les modèles des versions V2, issus du logiciel détaillé ICARE2 de l'IRSN [20], sont capables de simuler la coulée du corium en 2D à l'intérieur du cœur puis vers le fond de la cuve à travers l'enveloppe et les plaques inférieures du cœur, comme cela a été observé lors de l'accident de TMI-2 (ASTEC V1 modélisait des coulées « en chandelle » en 1D le long des crayons). Une autre amélioration majeure concerne la modélisation du comportement de l'iode et du ruthénium dans les circuits et dans l'enceinte de confinement.

Ces versions V2 sont applicables aux divers types de réacteurs de génération II, REP français (900, 1 300 et 1 450 MWe), Konvoi allemand de 1 300 MWe, REP Westinghouse de 1 000 MWe et VVER de conception russe 440 ou 1 000 MWe. Elles sont également applicables à des nouveaux concepts de réacteurs de génération III tels que le réacteur EPR avec son récupérateur de corium ou les réacteurs visant à conserver le corium à l'intérieur de la cuve en refroidissant cette dernière par un noyage du puits de cuve, par exemple l'AP1000 (comme l'ont montré des applications à des réacteurs VVER 440 de génération II sur lesquels ce système de refroidissement a été implanté [18]). Pour ce qui concerne les REB (réacteurs à eau bouillante), les travaux de la GRS ont montré que le logiciel ASTEC était utilisable pour ces réacteurs, hormis pour la phase de dégradation du cœur pour laquelle des adaptations de modèles sont en cours. Il en est de même pour les réacteurs CANDU et les réacteurs HTR (*High Temperature Reactors*) comme l'ont montré respectivement les travaux du BARC en Inde et de PBMR en Afrique du Sud.

ASTEC est également utilisable pour simuler des accidents dans les piscines de stockage de combustible, par exemple celui survenu à la centrale hongroise de Paks [19].

Le logiciel ASTEC est utilisé intensivement à l'IRSN pour les études des EPS de niveau 2 et pour des études sur les rejets envisageables en cas d'accident de fusion du cœur des REP 900 MWe et des REP 1 300 MWe français. Une demande similaire est en cours pour le réacteur EPR.

La figure 8.1 montre les différents modules ainsi que la gestion des couplages entre ces modules. La grande modularité du logiciel facilite sa qualification sur des essais en n'utilisant qu'un seul module ou une suite de modules.

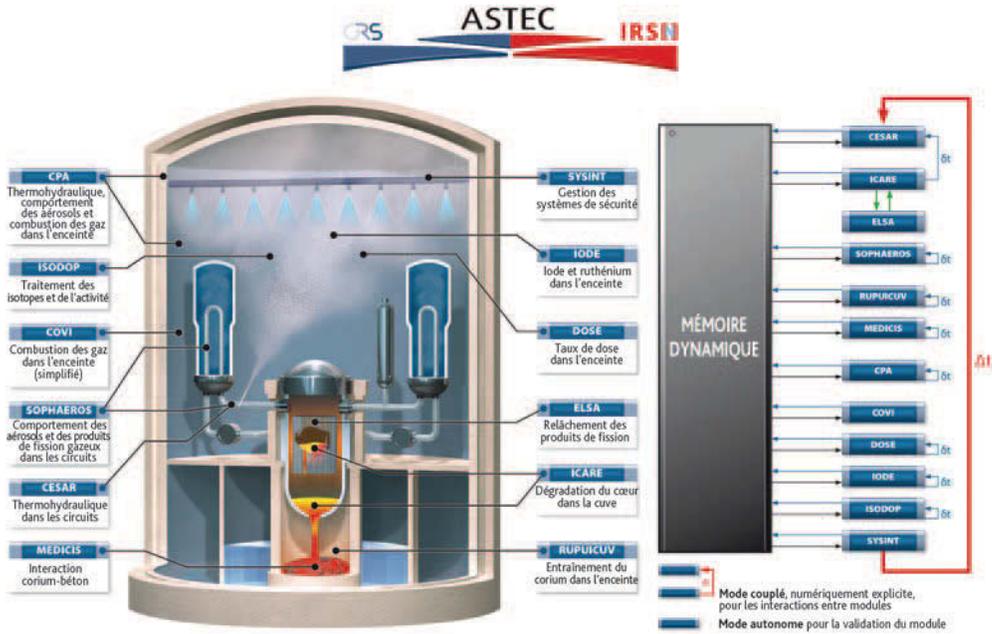


Figure 8.1. Structure d'ASTEC V2.

La version V2.0 du logiciel ASTEC a été diffusée à près de 40 organismes dans une vingtaine de pays, la plupart européens mais aussi en Russie, en Chine, en Inde, en Corée du Sud et en Afrique du Sud.

Toutes les phases d'un accident peuvent être simulées pour les cas de fonctionnement en puissance du réacteur et à l'arrêt, à l'exception des conséquences détaillées de l'entrée d'air dans la cuve (pour ce dernier aspect, des modèles figureront dans la prochaine version majeure V2.1). Tous les types de scénarios d'accidents peuvent être simulés (perte de réfrigérant primaire, rupture de tubes de générateurs de vapeur, perte des alimentations électriques, perte totale de l'alimentation en eau des générateurs de vapeur, etc.), ainsi que la plupart des procédures de conduite accidentelles telles que la dépressurisation des circuits primaire et secondaire, l'apport d'eau sur un cœur peu dégradé ou, dans l'enceinte de confinement, l'aspersion, l'éventage de l'enceinte et la filtration des rejets radioactifs. Il est également possible de représenter des dispositifs dans l'enceinte de confinement tels que les recombinants catalytiques d'hydrogène, et, dans les VVER 440 ou les HTR, les piscines de suppression de pression par barbotage des gaz.

La thermohydraulique diphasique des circuits primaire et secondaire est modélisée par une approche numérique à cinq équations différentielles et une équation algébrique de glissement entre phases. Une approche 0D à « zones » est adoptée pour décrire le comportement du corium dans le puits de cuve lors de l'interaction corium-béton (avec une évolution possible des couches entre elles par stratification, inversion

des couches, voir le paragraphe 5.3 pour plus de détails relatifs à l'interaction corium-béton) et pour la thermohydraulique de l'enclenche.

L'ensemble des données de base nécessaires à un calcul est rassemblé dans une seule base (*Material Data Bank*) qui inclut aussi bien les propriétés physiques des matériaux et de leurs mélanges (conductivité, viscosité, etc.) que les réactions chimiques et les isotopes des produits de fission (décroissance radioactive). Les propriétés thermophysiques du corium sont issues de la base européenne de référence NUCLEA [21].

Le temps de calcul d'un scénario d'accident grave est généralement de l'ordre du temps réel sur un PC (dans un environnement Windows ou Linux). Un temps de calcul réduit à deux ou trois heures par jour d'accident est possible avec un maillage moins fin de l'espace.

Un outil (SUNSET) est mis à la disposition des utilisateurs, leur permettant de lancer automatiquement une série d'études de sensibilité pour l'analyse des incertitudes.

8.3.2. *État de la validation à mi-2013*

Le travail intensif de qualification réalisé dans les années 1990 sur les logiciels à partir desquels le logiciel ASTEC a été développé (ESCADRE, RALOC et FIPLOC) a fourni une base solide. La matrice de qualification de base contient une trentaine d'essais (issus essentiellement du tableau 8.1). Ces essais concernant les phénomènes essentiels des accidents de fusion du cœur, la matrice est appliquée à chaque livraison d'une version majeure afin de préciser les incertitudes des modèles. La qualification est complétée, pour chaque module, par des campagnes moins fréquentes mais portant sur l'ensemble des essais disponibles (ainsi par exemple une quarantaine d'essais pour le relâchement des produits de fission). Elle est également réalisée par des partenaires de l'IRSN, dans le cadre du réseau SARNET, sur des expériences de référence ayant servi de base à des exercices internationaux d'intercomparaison de logiciels de calcul (ISP) : on peut citer BETHSY 9.1b (ISP27) pour la thermohydraulique des circuits primaire et secondaire, KAEVER (ISP44) pour le comportement des aérosols dans une enceinte, et Phébus FPT1 (ISP46) pour le déroulement complet d'un accident.

Au total, l'ensemble des versions a été confronté à plus de 170 essais. Les résultats de cette confrontation sont globalement satisfaisants et démontrent que le logiciel ASTEC correspond bien à l'état de l'art en termes de compréhension et de modélisation, particulièrement pour ce qui concerne le comportement des produits de fission qui prend en compte l'ensemble des enseignements du programme expérimental Phébus-PF et des essais analytiques internationaux réalisés depuis de nombreuses années. À titre d'exemples, les figures 8.2 et 8.3 présentent respectivement les résultats de la qualification sur l'essai thermohydraulique BETHSY 9.1b (réalisé au CEA) (brèche de diamètre deux pouces dans la branche froide du circuit primaire sans fonctionnement de l'injection de sécurité à haute pression) et sur l'essai CAIMAN 97/02 (réalisé au CEA) simulant la production d'iode moléculaire et d'iode organique dans la phase gazeuse de l'enclenche de confinement au cours d'un accident grave.

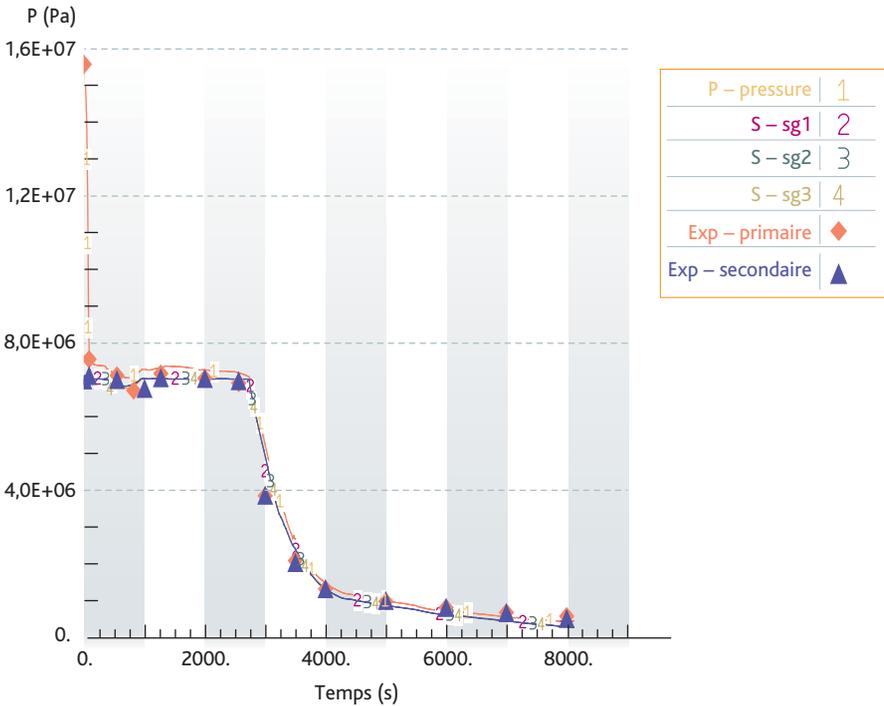


Figure 8.2. Qualification du logiciel ASTEC sur l'essai BETHSY 9.1b : évolutions des pressions primaire et secondaire calculées ; comparaison avec les valeurs expérimentales.

La priorité des améliorations actuelles des modèles du logiciel ASTEC concerne le renouage du cœur dégradé qui est un élément essentiel pour la gestion des accidents de fusion du cœur. À l'instar de tous les autres logiciels, les modèles du logiciel ASTEC doivent être largement améliorés comme l'a montré l'interprétation des essais QUENCH et CORA, et surtout l'incapacité à reproduire les pics de production d'hydrogène observés lors de ces essais de renouage.

Au-delà des comparaisons aux résultats expérimentaux, il faut démontrer la capacité du logiciel à calculer l'ensemble des accidents graves pouvant affecter les réacteurs de puissance. ASTEC a ainsi été utilisé pour les études de l'EPS2 REP 1 300 de l'IRSN relatives aux principales familles de scénarios (brèche dans le circuit primaire ou le circuit secondaire, perte des alimentations électriques, etc.) avec des variantes examinant le fonctionnement ou non des systèmes de sauvegarde du réacteur. Près d'une centaine de calculs de séquences ont été effectués, ce qui a permis de vérifier que les résultats obtenus étaient cohérents entre eux et que les tendances obtenues étaient physiquement crédibles.

Des comparaisons ont également été réalisées avec d'autres logiciels sur certains scénarios d'accident. Ainsi, dans le cadre du réseau SARNET, des comparaisons ont été

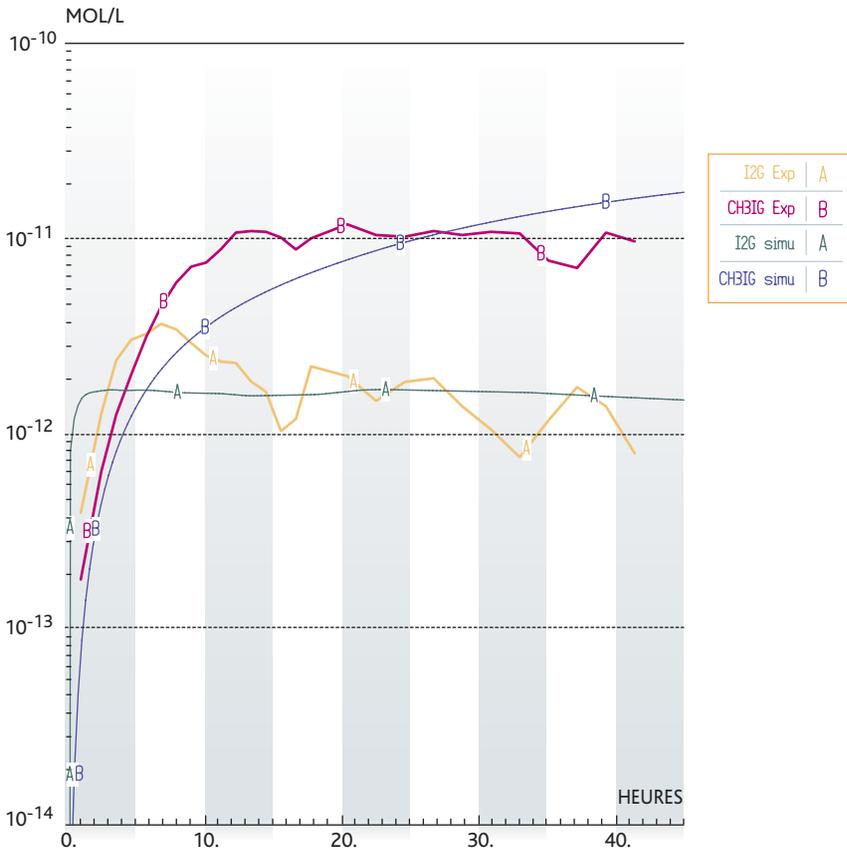


Figure 8.3. Qualification du logiciel ASTEC sur l'essai CAIMAN 97/02 : évolutions des concentrations d'iode dans la phase gazeuse de l'enceinte sous forme d'iode moléculaire I_2 et sous forme d'iode organique CH_3I .

effectuées avec les logiciels intégraux MELCOR et MAAP4 et avec des logiciels détaillés tels que ICARE/CATHARE et CONTAIN, pour des réacteurs de divers types (REP 900, REP 1 300, Konvoi 1300, VVER 440 et VVER 1000). Globalement les résultats ont été jugés proches mais des écarts sont observés lors de certaines phases des scénarios. Ces comparaisons ont permis d'identifier les modèles à l'origine de ces écarts et contribué ainsi à la quantification des incertitudes sur l'évaluation de certains phénomènes physiques.

8.3.3. Perspectives d'évolution du logiciel ASTEC

Dans la prochaine version majeure V2.1 du logiciel ASTEC qui devrait être disponible en 2014, plusieurs nouveaux modèles seront intégrés résultant de l'interprétation des

programmes expérimentaux lancés en vue de réduire les incertitudes sur les connaissances, par exemple :

- pour la chimie du transport de l'iode et du ruthénium dans le circuit primaire : les essais CHIP de l'IRSN (§ 5.5.6.2) réalisés dans le cadre du programme ISTP (*International Source Term Program*) qui permettent de qualifier un nouveau modèle de cinétique chimique ;
- pour la chimie de l'iode et du ruthénium dans l'enceinte de confinement : les essais EPICUR de l'IRSN (§ 5.5.6.2), réalisés dans le cadre du programme ISTP ;
- pour la distribution spatiale du flux de chaleur dans le bain de corium au cours de l'interaction corium-béton : les essais VULCANO et CLARA du CEA, et les essais du projet CCI avec des matériaux réels ;
- pour l'effet d'un taux de combustion élevé du combustible et l'effet du combustible MOX sur la dégradation du cœur et sur le relâchement des produits de fission : les essais VERCORS puis VERDON du CEA ;
- pour le renoyage d'un cœur dégradé : les essais PEARL de l'IRSN de refroidissement d'un lit de débris (et les travaux associés prévus par les partenaires du réseau SARNET).

En parallèle se déroulent des travaux d'adaptation des modèles de dégradation du cœur aux REB en collaboration avec la GRS et l'université de Stuttgart et aux réacteurs CANDU en collaboration avec le BARC.

Le logiciel ASTEC devrait garder dans la poursuite du réseau SARNET son rôle de capitalisation des connaissances sur les accidents graves. Des efforts sont conduits pour accélérer les calculs, notamment *via* la parallélisation.

Depuis 2009, des travaux portent sur l'adaptation d'ASTEC aux accidents dans les réacteurs de génération IV à neutrons rapides refroidis au sodium et dans les installations de fusion comme ITER.

8.4. MAAP

Le développement du logiciel MAAP (*Modular Accident Analysis Program*) a débuté aux États-Unis au début des années 1980 pour servir aux études physiques en support des EPS dans le cadre du programme de recherche IDCOR (*Industry Degraded Core Rulemaking*) qui regroupait une soixantaine d'industriels américains. Depuis l'arrêt du programme IDCOR, l'EPRI (Electric Power Research Institute, organisme de R&D américain) est propriétaire du logiciel MAAP ; les développements sont toujours réalisés par la société Fauske & Associates, Inc (FAI).

De nombreux exploitants nucléaires ont acquis une licence d'utilisation du logiciel MAAP et l'utilisent pour leurs études de sûreté. Ils sont regroupés au sein d'un groupe d'utilisateurs comportant plus de 55 organisations (le MAAP Users Group).

Le logiciel MAAP est utilisé par EDF pour étudier les accidents de **fusion du cœur** des REP : EPS de niveau 2, dimensionnement des recombineurs d'hydrogène, réévaluation

des rejets envisageables en cas d'accident de **fusion du cœur**, études en support à l'élaboration du guide d'intervention en cas d'accident grave (GIAG), étude du risque d'échauffement direct de l'enceinte (DCH), étude de la montée en pression lente de l'enceinte, etc.

Depuis son acquisition du logiciel en 1991, EDF a développé une compétence propre en termes de développement et de validation du logiciel MAAP en s'appuyant notamment sur la réalisation de comparaisons des résultats fournis par différents logiciels pour des applications à des réacteurs de puissance.

EDF a continué dans cette logique de développement en réalisant à partir de 1996 des versions propres du logiciel MAAP contenant des apports spécifiques. La version en exploitation du logiciel MAAP à EDF est la version 4.07a qui permet de modéliser des séquences accidentelles des réacteurs EPR en complément de celles des REP 900 et 1 300 MWe.

8.4.1. Capacités du logiciel

Le logiciel MAAP permet de traiter les situations accidentelles d'un réacteur REP (dont les réacteurs VVER et EPR), REB ou CANDU (mais avec des versions différentes du logiciel pour chacun de ces types de réacteurs), en particulier les séquences avec **fusion du cœur**, quel que soit l'état initial de l'installation (en puissance ou à l'arrêt).

La modélisation fonctionnelle est prévue pour pouvoir examiner l'effet d'actions des opérateurs sur le déroulement des séquences accidentelles.

Son temps de calcul est réduit : environ deux heures de calcul sur un PC (dans un environnement Linux) pour simuler 24 heures de temps réel pour une séquence avec dégradation du cœur.

La modélisation du transport des produits de fission (relâchements lors de la dégradation du cœur, migration dans le circuit primaire et dans l'enceinte, chimie) permet de déterminer les rejets dans l'environnement ainsi que les contaminations surfaciques et volumiques dans les locaux.

Le logiciel MAAP résout, pour chaque volume de contrôle, les équations de conservation de la masse et de l'énergie. Les équations de conservation de la quantité de mouvement ne sont pas des équations différentielles et se résument à des équations de Bernoulli.

Hors pressuriseur, le circuit primaire est représenté par 14 volumes au maximum et l'enceinte est modélisée par 30 volumes au maximum. Le cœur est modélisé de façon axisymétrique avec 175 mailles au maximum.

À titre d'illustration, la figure 8.4 montre les principaux phénomènes physiques modélisés par le logiciel MAAP pour le circuit primaire et l'enceinte de confinement.

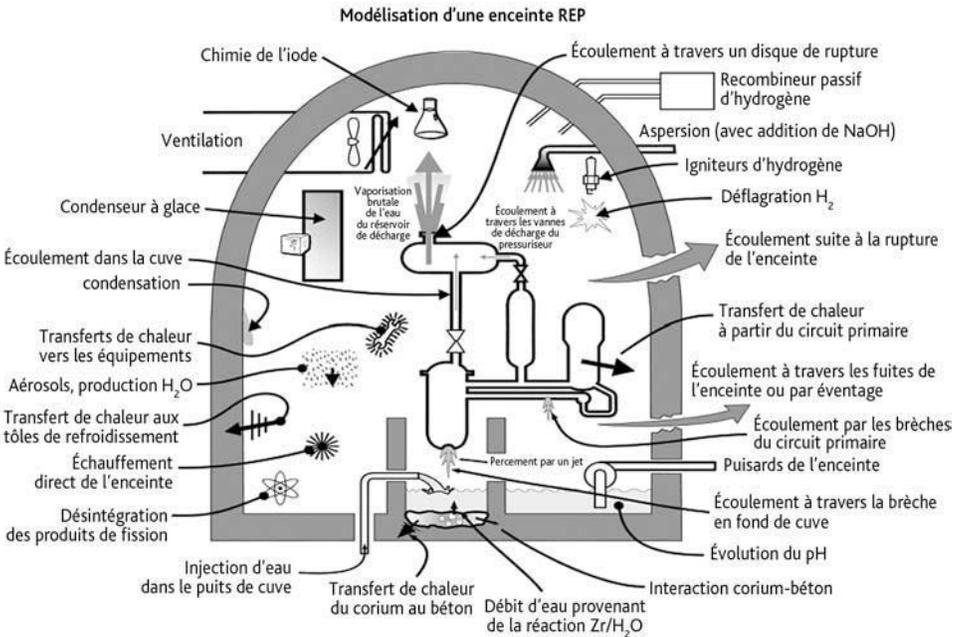


Figure 8.4. Modèles du logiciel MAAP pour les phénomènes physiques dans l'enceinte d'un REP.

La version MAAP4.07c comporte des modèles spécifiques adaptés aux équipements du réacteur EPR [22] ; on peut citer :

- la modélisation du réflecteur lourd en périphérie du cœur : le logiciel modélise la formation d'une croûte entre le corium fondu et le réflecteur lourd, la formation d'une couche d'acier fondu entre la croûte et la région solide du réflecteur lourd, la percée du réflecteur lourd puis l'ablation de la paroi externe du réflecteur lors de l'écoulement du corium dans l'espace annulaire situé entre le réflecteur et la cuve (figure 8.5) ;
- la modélisation du rayonnement du bain de corium dans le puits de cuve vers les structures de la cuve et les parois du puits de cuve avant la fusion de la trappe inférieure ;
- la prise en compte de la diversité des bétons et des configurations des parois du compartimentage de l'enceinte et de la chambre d'étalement pour le calcul de l'interaction corium-béton.

Une nouvelle version du logiciel MAAP4 (développée par EDF R&D sur la base de la version EPRI standard) a été mise en exploitation par EDF en 2012. Cette version inclut les dernières avancées issues des projets internationaux (SARNET, ISTP, etc.) notamment pour ce qui concerne la réduction des incertitudes sur la dégradation du cœur et l'évaluation des rejets. Les améliorations des modèles portent par exemple sur l'oxydation par l'air des gaines des crayons combustibles, l'oxydation du B₄C, les relâchements

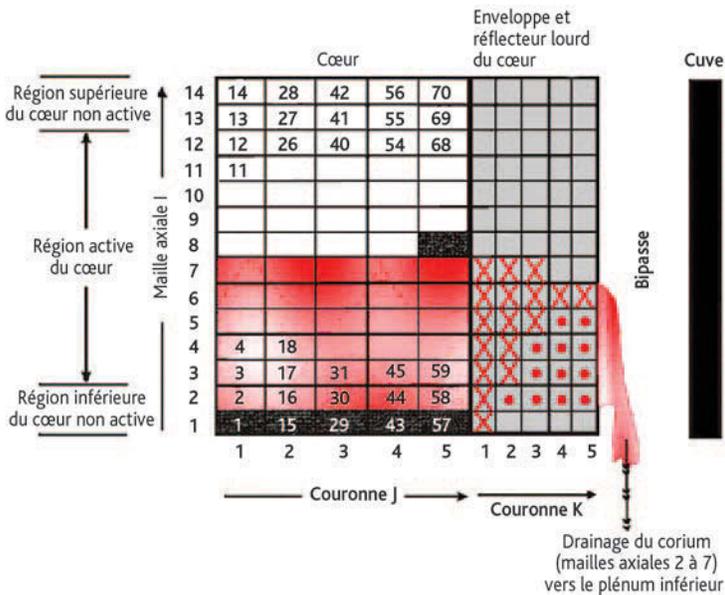


Figure 8.5. Modélisation de l'ablation du réflecteur lourd du réacteur EPR au cours de la dégradation du cœur.

de produits de fission peu volatils et semi-volatils depuis le combustible, la chimie de l'iode dans l'enceinte, le traitement de l'interaction corium-béton et un couplage par tabulation entre le logiciel MAAP et la base NUCLEA afin d'améliorer l'évaluation des propriétés thermophysiques du corium.

8.4.2. État de la validation à mi-2013

Dans la pratique, la validation physique du logiciel MAAP est un processus continu qui s'alimente de la simulation de nouveaux essais. Ainsi, EDF contribue à augmenter régulièrement la base de qualification du logiciel MAAP, en participant notamment aux ISP et à des projets internationaux (SARNET, ISTP, etc.).

En plus des nombreux tests réalisés par FAI, EDF a, depuis son acquisition du logiciel, réalisé des calculs complémentaires sur des essais, en particulier sur la dégradation du cœur, la production d'hydrogène, la thermohydraulique dans l'enceinte, la chimie de l'iode, les relâchements de produits de fission, la tenue mécanique de la cuve. Dans l'ensemble, la grille de qualification du logiciel MAAP4.07c couvre les expériences des programmes répertoriés dans le tableau 8.1.

Le logiciel est également qualifié par EDF sur les essais intégraux disponibles (Phébus, LOFT) et sur l'accident de TMI-2 en complément de la qualification menée sur des essais analytiques ou à effets séparés.

Le logiciel MAAP est également comparé à d'autres logiciels, parmi lesquels des logiciels mécanistes tels que ASTER (comportement mécanique de la cuve), RELAP ou RETRAN (logiciels américains sur la thermohydraulique du circuit primaire), ou des

logiciels intégraux comme ASTEC. Des comparaisons avec le logiciel ASTEC ont été réalisées dans le cadre du réseau SARNET pour les REP 900 MWe : il a été constaté que les tendances d'évolution des principaux résultats, ainsi que leurs ordres de grandeur, étaient proches pour les logiciels ASTEC et MAAP appliqués à diverses séquences accidentelles avec des brèches primaires de taille et de localisation différentes.

8.4.3. Perspectives d'évolution du logiciel MAAP

La perspective est le passage d'EDF à la version MAAP 5.0 envisagée début 2015. Cette version correspond à une évolution de grande ampleur du logiciel. Elle intègre la majorité des modèles physiques développés par EDF dans ses propres versions de MAAP 4 (dégradation des barres de contrôle en AIC ou B_4C , oxydation du zirconium à haute température, relâchements de produits de fission depuis la matrice du combustible, etc.). Elle inclut également de nombreuses améliorations de modèles physiques développées par FAI dont certaines sont détaillées ci-dessous :

- thermohydraulique dans le circuit primaire : mise en place d'un traitement beaucoup plus détaillé avec découpage du circuit primaire en 49 mailles, traitement d'un fluide monophasique ou diphasique eau-vapeur, possibilité de simuler l'injection de sécurité dans la branche froide seulement, amélioration de la modélisation de la circulation naturelle dans la cuve (notamment entre l'espace annulaire, le cœur et le *plénum* supérieur), amélioration de la modélisation de la formation de bouchons d'eau et de leur influence sur la circulation naturelle, prise en compte de l'inversion éventuelle de débit dans les tubes des générateurs de vapeur) ;
- modélisation des accumulateurs : modélisation des accumulateurs en tant que région du circuit primaire, modélisation de la paroi des accumulateurs en tant que puits de chaleur, injection d'azote dans le circuit primaire depuis les accumulateurs ;
- modélisation du cœur : introduction de modèles de neutronique 1D et cinétique point ;
- modélisation de la rétention du corium dans la cuve : raffinement du maillage axial de la cuve jusqu'à 100 mailles, modélisation de la variation du flux critique d'assèchement le long de la face externe de la cuve (en fonction de son angle d'inclinaison) lorsque celle-ci est supposée noyée, calcul des transferts thermiques par ébullition nucléée entre la surface externe de la cuve et l'eau liquide introduite dans le puits de cuve ; modélisation de la présence d'un calorifuge et d'un jeu entre la cuve et le calorifuge ;
- nouvelles modélisations de phénomènes intervenant dans l'évaluation des transferts de chaleur dans l'enceinte : convection naturelle et convection forcée dans les compartiments de l'enceinte induites par le fluide sortant d'une brèche dans le circuit primaire, condensation sur les parois en tenant compte des peintures, entraînement par les gaz des gouttelettes d'eau condensées sur la paroi, condensation d'un jet de vapeur dans un compartiment noyé, combustion d'hydrogène.

Ces évolutions ont été financées par une quinzaine d'organisations qui possèdent la licence d'utilisation du logiciel MAAP4. Après l'amélioration de la modélisation physique, la société FAI a concentré ses efforts en 2011-2012 sur la stabilité numérique du logiciel MAAP5. À partir de 2015, la nouvelle version MAAP5 pourrait devenir une alternative à MAAP4 pour les études réalisées par EDF dans le domaine des accidents de [fusion du cœur](#).

8.5. MELCOR

MELCOR est un logiciel intégral développé depuis 1982 par SNL à la demande de l'US NRC pour permettre l'étude complète d'un accident de [fusion du cœur](#) pouvant affecter un réacteur à eau légère (REP y compris les VVER, REB) [23]. Des applications ont été faites également pour des réacteurs RBMK, ainsi que, de manière très exploratoire, pour des réacteurs CANDU. Des partenaires étrangers contribuent à la validation du logiciel dans le cadre du *Cooperative Severe Accident Research Program* (CSARP) de l'US NRC.

Le logiciel est utilisé par l'US NRC pour les réévaluations des rejets radioactifs, par exemple pour les combustibles MOX ou les combustibles à haut taux de combustion, pour l'évaluation de nouveaux concepts de réacteurs (AP1000 de Westinghouse, ESBWR, US.EPR, etc.), pour l'estimation réaliste des conséquences d'accidents de [fusion du cœur](#) pour les différents réacteurs exploités aux États-Unis en tenant compte des connaissances, méthodes et logiciels les plus récents et des incertitudes associées, et pour l'étude d'accidents dans les piscines de stockage de combustibles usés. Au niveau international, les applications concernent en particulier l'optimisation des guides de gestion des accidents.

Le logiciel MELCOR a remplacé l'ensemble des logiciels développés pour l'US NRC dans les années 1980 aux États-Unis et prend en compte la quasi-totalité des phénomènes physiques mis en jeu lors d'un accident, comme le montre la figure 8.6.

La version la plus utilisée en 2013 est la version MELCOR 1.8.6, livrée en 2005. Les améliorations de modèles réalisées à cette époque concernaient principalement :

- la formation et l'évolution d'un bain de corium dans la cuve ;
- le relâchement de l'argent et l'oxydation du B_4C des barres de commande ;
- les relâchements de produits de fission à partir des combustibles MOX et des combustibles à hauts taux de combustion ;
- l'introduction d'un modèle de cinétique point pour calculer les évolutions de la réactivité.

Une particularité du logiciel MELCOR (par rapport aux logiciels ASTEC et MAAP) est l'unicité des modèles thermohydrauliques utilisés pour traiter toutes les zones du réacteur, tant pour le circuit primaire et le circuit secondaire que pour l'enceinte de confinement. Une approche numérique à cinq équations différentielles et une équation algébrique de glissement entre phases est utilisée. La méthode de résolution

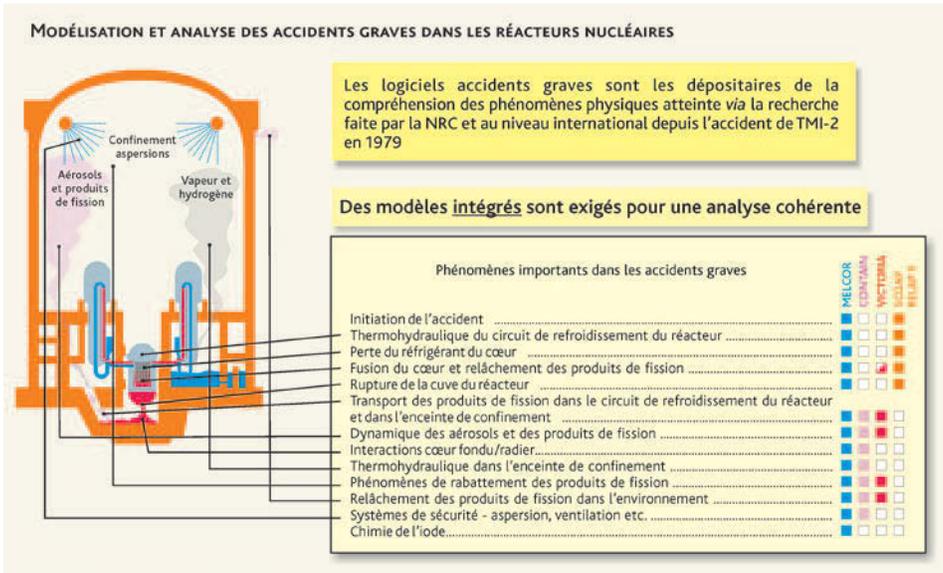


Figure 8.6. Phénomènes physiques modélisés par le logiciel MELCOR.

semi-implicite en temps des équations de bilan limite la valeur du pas de temps de calcul afin d'assurer la stabilité du schéma numérique.

Un outil est mis à la disposition des utilisateurs, qui permet de lancer automatiquement une série d'études de sensibilité pour l'analyse des incertitudes.

Une illustration d'un résultat de calcul *a posteriori* de l'essai **Phébus** FPT1 (réalisé par l'IRSN) est présentée sur la figure 8.7. Cet essai concernait le début de la dégradation d'une grappe de crayons REP (oxydation des gaines, dissolution de l' UO_2 , coulées de corium, etc.). La figure 8.7 montre une comparaison entre calcul et mesure de la masse d'hydrogène relâché au cours de l'essai.

Le travail de qualification des modèles relatifs à la chimie de l'iode, notamment sur la base des résultats des essais **Phébus-PF**, a mis en évidence la nécessité d'améliorer significativement certains de ces modèles, en particulier ceux influant sur la concentration calculée de l'iode en phase gazeuse dans l'enceinte de confinement.

Une nouvelle série de versions (MELCOR 2) est en cours de développement (la version 1.8.6 ne fait plus l'objet que d'une maintenance corrective). La version 2.1 a été diffusée en septembre 2009. La structure informatique du logiciel a été modernisée (par exemple passage au langage de programmation Fortran 95) et les jeux de données restructurés. Des efforts considérables ont été faits en matière d'assurance de la qualité (tests de non-régression systématiques, etc.), de support aux utilisateurs avec la fourniture d'un outil d'aide « en ligne » accessible *via* le web, et d'accroissement de la convivialité des outils de pré et post-traitement.

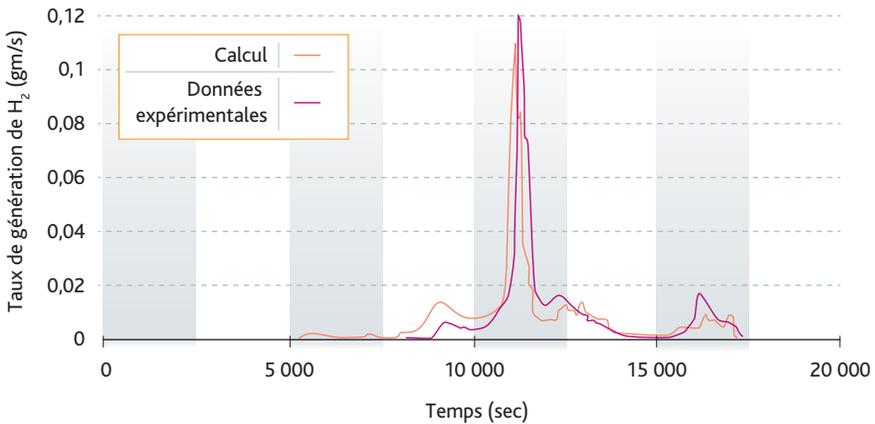


Figure 8.7. Comparaison entre mesures et calculs MELCOR 1.8.6 du débit de relâchement d'hydrogène pendant l'essai Phébus FPT1.

En 2010-2011, les travaux de modélisation portaient sur :

- les réacteurs de génération III, REP (US EPR, AP1000 , etc.) ou REB (ABWR, etc.). La modélisation de certains phénomènes physiques a été améliorée sur la base des avancées des connaissances, par exemple sur le comportement de l'iode en phase gazeuse dans l'enclaustrage de confinement ;
- le comportement du combustible UO_2 à forts taux de combustion et du combustible MOX ;
- les réacteurs de génération IV, incluant une généralisation des fluides traités (sodium, sels fondus, etc.). Les efforts portent principalement sur les réacteurs HTR, à boulets ou à prismes, pour lesquels des modèles de transfert de chaleur à l'intérieur des boulets ou avec l'hélium, d'oxydation du graphite, de relâchement des produits de fission à partir du combustible, de génération et de transport de poussières sont développés.

Références

- [1] N. Rasmussen, Rapport WASH 1400, The reactor safety study, 1975.
- [2] NUREG, 1150, Severe Accident Risks: An assessment for five US Nuclear Power Plants, 1991.
- [3] M. Kajimoto *et al.*, Development of THALES2, a Computer Code for Coupled Thermal-Hydraulics and Fission Product Transport Analysis for Severe Accidents at LWRs and its Application to Analysis of Fission Product Revaporization Phenomena, *Proceedings of the ANS International Topical meeting on safety of thermal Nuclear reactors*, Portland (États-Unis), juillet 1991.

- [4] B. Linet, A. Maillat, ESCADRE code development and validation - An overview, *Proceedings of the International Topical meeting Severe Accident Risk and management (SARM'97)*, Piestany (Slovakia), juin 1997.
- [5] M. Naitoh, S. Hosoda, C.M. Allison, Assessment of water injection as severe accident management using SAMPSON code, *Conference ICONE-13*, Beijing, China, 16-20 mai 2005.
- [6] L.A. Bolshov, V.F. Strizhov, SOCRAT - The System of Codes for Realistic Analysis of Severe Accidents, *Conférence ICAPP '06*, Reno (États-Unis), juin 2006.
- [7] H.-J. Allelein *et al.*, Validation strategies for severe accident codes (VASA), EU Co-sponsored research on Containment Integrity, EUR 19952 EN, Brussels, p. 295-324, 2000.
- [8] CSNI: International Standard Problems (ISP), brief descriptions (1975-1999), [NEA/CSNI/R\(2000\)5](#), 2000.
- [9] CSNI integral test facility validation matrix for the assessment of thermal-hydraulic codes for LWR LOCA and transients, [NEA/CSNI/R\(96\)-17](#), 1996.
- [10] [A.M. Beard](#), P.J. Bennett, B.R. Bowsher, J. Brunning, The Falcon Programme: Characterisation of Multicomponent Aerosols in Severe Nuclear Reactors Accidents, *Journal of Aerosol Science* **23**, S831, 1992.
- [11] F. Rahn, R. Sher, R.C. Vogel, *Summary of the LWR aerosol containment experiments (LACE) programme*, IAEA Symposium Severe Accidents in Nuclear Power Plants, Sorrento, 21-25 mars 1988, ISBN 92-0-020188-1.
- [12] M. Firnhaber, K. Fischer, S. Schwarz, G. Weber, ISP-44 KAEVER tests – Experiments on the behaviour of core-melt aerosols in a LWR containment, [NEA/CSNI/R\(2003\)5](#), 2003.
- [13] [Theofanous and Syri](#), The coolability limits of a reactor pressure vessel lower head, *Nuclear Engineering and Design* **169** (1-3), 59-76, 1997.
- [14] SOAR on Containment Thermalhydraulics and Hydrogen distribution, [NEA/CSNI/R\(99\)-16](#), 1999.
- [15] H.J. Allelein *et al.*, International standard problem ISP-47 on containment thermal-hydraulics, Final report, [NEA/CSNI/R\(2007\)10](#), 2007.
- [16] [J.P. Van Dorselaere](#), C. Seropian, P. Chatelard, F. Jacq, J. Fleurot, P. Giordano, N. Reinke, B. Schwinges, H.J. Allelein, W. Luther, The ASTEC integral Code for severe accident simulation, *Journal Nuclear Technology* **165**, 293-307, 2009.
- [17] T. Albiol, J.P. Van Dorselaere, N. Reinke, SARNET: a success story. Survey of major achievements on severe accidents and of knowledge capitalization within the ASTEC code, *Conférence EUROSAFE*, Paris, Novembre 2008.

- [18] [D. Tarabelli](#), G. Ratel, P. PéliSSon, G. Guillard, M. Barnak, P. Matejovic, ASTEC application to in-vessel corium retention, *Nuclear Engineering and Design* **239**, 1345-1353, 2009.
- [19] J. Elter, P. Matejovic, Proposal of in-vessel corium retention concept for PAKS NPP, *OECD MASCA2 Seminar*, Cadarache (France), 11-12 octobre, 2007.
- [20] P. Chatelard, J. Fleurot, O. Marchand, P. Drai, Assessment of ICARE/CATHARE V1 severe accident code, *Conférence ICONE-14*, Miami, Florida (États-Unis), 17-20 juillet, 2006.
- [21] [B. Cheynet](#), P. Chaud, P.Y. Chevalier, E. Fischer, P. Mason, M. Mignanelli, NUCLEA: Thermodynamic Properties and Phase Equilibria in the Nuclear Systems of Interest, *Journal de Physique IV* **113**, 61-64, 2004.
- [22] E. Williams, R. Martin, P. Gandrille, R. Meireles, R. Prior, C. Henry, Q. Zhou, Recent revisions to MAAP4 for US EPR Severe Accident Applications, *Conference ICAPP 08*, Anaheim (CA, États-Unis), juin 2008.
- [23] R.O. Gauntt *et al.*, MELCOR Computer Code Manuals, Version 1.8.6, Rapport SAND 2005-5713, 2005.

Chapitre 9

Conclusion

En raison des dispositions techniques et organisationnelles mises en place pour exploiter les réacteurs nucléaires de production d'électricité, un « accident de [fusion du cœur](#) » ou « accident grave » ne peut affecter un tel réacteur qu'à la suite d'une accumulation de dysfonctionnements (défaillances multiples, humaines ou matérielles) comme l'ont confirmé les accidents de fusion du cœur qui se sont produits dans le parc nucléaire mondial depuis son origine. Une telle accumulation de dysfonctionnements peut résulter d'une seule agression (par exemple, comme l'a montré l'accident de [Fukushima Daiichi](#) au Japon en mars 2011, une agression externe majeure, voir ci-après) pour laquelle les dispositions prises ne sont pas suffisantes.

Ainsi en 1979, l'accident de la tranche 2 de la centrale nucléaire de [Three Mile Island](#) (TMI) aux États-Unis a montré que des cumuls de défaillances pouvaient conduire à un accident de [fusion du cœur](#) même si le maintien de l'étanchéité de l'enceinte de confinement pendant presque toute la durée de cet accident a permis de limiter considérablement les relâchements de substances radioactives. Pour cette raison, l'accident de TMI-2 a été sans conséquences significatives sur l'environnement.

De même en 1986, l'accident de réactivité de la tranche 4 de la centrale de [Tchernobyl](#) en Ukraine a résulté de défauts de conception du réacteur ainsi que d'un enchaînement de décisions et d'actions de conduite inappropriées qui a mené à la destruction du cœur, à des rejets massifs de substances radioactives dans l'environnement et à une contamination à grande échelle ; l'accident a été classé au niveau 7 de l'échelle INES.

Enfin, en mars 2011, le séisme de magnitude 9 survenu au Japon et le tsunami qui s'en est suivi ont affecté gravement le territoire japonais, avec des conséquences majeures pour les populations et les infrastructures ; ils ont notamment dévasté une large partie du site de la centrale nucléaire de [Fukushima Daiichi](#). Ces événements naturels ont été à l'origine d'une accumulation de dysfonctionnements (notamment la perte de toutes les alimentations électriques, y compris les alimentations de secours pour quatre des réacteurs de la centrale, et de la « source froide ») qui ont conduit à la [fusion des cœurs](#) de trois réacteurs nucléaires, ainsi qu'à la perte de refroidissement de plusieurs piscines d'entreposage de combustibles usés [1]. Des explosions sont également survenues dans les bâtiments de quatre des réacteurs du fait de la production d'hydrogène lors de la dégradation des combustibles. De très importants rejets de substances radioactives dans l'environnement ont eu lieu ; comme l'accident de [Tchernobyl](#), l'accident a été classé au niveau 7 de l'échelle INES.

En 2013, les déroulements des accidents dans les réacteurs de [Fukushima Daiichi](#) ne sont pas encore connus avec suffisamment de précision pour pouvoir faire l'objet de descriptions détaillées. Le retour d'expérience de l'accident de [TMI-2](#), où la réalité de l'endommagement du cœur du réacteur n'a pu être constatée qu'en 1986, à l'ouverture de la cuve du réacteur accidenté, laisse penser qu'il faudra plusieurs années pour reconstituer le scénario détaillé de l'accident de Fukushima Daiichi sur la base des observations de l'état final de la dégradation des cœurs et des enceintes de confinement. Pour ce qui concerne les rejets de substances radioactives et leur dispersion dans l'environnement, les évaluations restent provisoires et empreintes d'incertitudes.

Il est à noter qu'après l'accident de [TMI-2](#) survenu aux États-Unis en 1979, la recherche dans le domaine des accidents de [fusion du cœur](#) d'un réacteur nucléaire de production d'électricité a bénéficié sur le plan international de moyens importants et d'une forte mobilisation des chercheurs. La compréhension des phénomènes physiques intervenant dans le déroulement de ce type d'accident et le développement d'outils de simulation de ces accidents ont fortement progressé. Le présent ouvrage témoigne de cet effort de recherche et des avancées considérables dans la connaissance des phénomènes complexes impliqués.

Les connaissances dans le domaine ont atteint ainsi un niveau de maturité suffisant pour aboutir à un état de l'art de la physique des accidents graves partagé par les différents acteurs du nucléaire (industriels, instituts de recherche, organismes réglementaires) sur le plan international.

Toutefois, même si les progrès réalisés sont importants, il reste encore des incertitudes ; il n'est ainsi pas possible de prévoir, pour tous les scénarios d'accident envisageables, si les substances radioactives provenant de la dégradation du combustible resteront ou non confinées dans l'enceinte de confinement. En outre, des progrès sont encore possibles dans la définition de dispositions visant à maintenir l'intégrité de la cuve d'un réacteur et l'étanchéité de son enceinte de confinement lors d'un accident de [fusion du cœur](#), ainsi qu'à limiter autant que raisonnablement possible les rejets de substances radioactives dans l'environnement.

Par ailleurs, les évolutions du contexte relatif à la sûreté des installations nucléaires en France avec :

- la coexistence dans un futur proche de réacteurs de 2^e génération et de 3^e génération ;
- une possible extension de la durée d'exploitation des réacteurs de 2^e génération au-delà de 40 ans ;
- la volonté des autorités, après l'accident de Fukushima Daiichi d'améliorer l'efficacité des mesures opérationnelles permettant de limiter les conséquences des accidents de fusion du cœur) ;

ont conduit les exploitants d'installation, l'IRSN et le CEA à proposer aux autorités de nouveaux programmes de recherche visant, pour ce qui concerne le domaine des accidents graves, à développer des connaissances et des outils de calcul permettant, pour les réacteurs de 2^e génération, de mieux apprécier les dispositions existantes, voire en proposer de nouvelles en vue :

- d'arrêter autant que possible la progression de l'accident dans la cuve du réacteur, notamment par :
 - le renoyage éventuel par l'eau du circuit primaire d'un cœur partiellement dégradé (avec présence d'un lit de débris ou d'un bain de matériaux en fusion) dans la cuve du réacteur dans toutes les configurations envisageables de dégradation du cœur ;
 - le refroidissement par le noyage externe de la cuve, par remplissage du puits de cuve pour toutes les configurations envisageables de bain de matériaux en fusion dans la cuve ;
- d'arrêter autant que possible la progression de l'accident dans l'enceinte de confinement, notamment par le refroidissement des matériaux en fusion lors de l'interaction corium-béton par apport d'eau dans le puits de cuve au-dessus ou en dessous du bain de matériaux en fusion ; il s'agit là d'apprécier l'efficacité d'un refroidissement pour arrêter l'érosion du béton par le corium (afin d'éviter la traversée du radier) dans toutes les configurations envisageables de bain de matériaux en fusion et quelle que soit la nature du béton ;
- de réduire les relâchements envisageables d'iode et de ruthénium pour tous les scénarios d'accidents, y compris pour des conditions oxydantes dans le circuit primaire (conditions favorisant *a priori* la volatilité de ces produits de fission) ;
- de réduire encore le risque d'explosion de vapeur en cas de percement de la cuve, compte tenu des interactions entre corium fondu, débris éventuels et eau du puits de cuve ;
- de réduire encore le risque d'accélération de flamme dans l'enceinte de confinement lors d'une combustion de l'hydrogène.

Les connaissances acquises seront capitalisées dans les modèles physiques développés pour les logiciels intégraux tels qu'ASTEC et pour les études probabilistes de sûreté en vue de mieux apprécier les risques d'accident et leurs conséquences.

La conception des réacteurs de troisième génération tels que le réacteur EPR, a d'ores et déjà bénéficié des résultats de la recherche sur les accidents de [fusion du cœur](#) avec la mise en œuvre de moyens et de dispositions propres à réduire les conséquences de tels accidents par un confinement approprié des substances radioactives ; le récupérateur de corium en est un exemple. Des études complémentaires devraient permettre de mieux apprécier l'efficacité des moyens et des dispositions mises en œuvre pour ce type de réacteur.

Il sera important de continuer à développer et maintenir une expertise de haut niveau, s'appuyant sur les résultats des programmes de recherche décrits plus haut, dans le domaine des accidents graves, en vue :

- d'améliorer le niveau de sûreté des réacteurs de 2^e génération en exploitation en développant des dispositions de plus en plus fiables visant à prévenir les accidents de [fusion du cœur](#) et à en limiter les conséquences pour ces réacteurs (réacteurs à eau sous pression mais également réacteurs d'autres filières qui sont exploitées en dehors des frontières de la France) ;
- de contribuer à renforcer, à l'échelle européenne, les dispositions de gestion d'une crise nucléaire majeure, car un accident de [fusion de cœur](#) conduirait à une crise dépassant largement l'échelle d'un seul pays ;
- pour les pays tels que la France qui conçoit et exporte des réacteurs nucléaires, d'être également en mesure de partager l'approche de sûreté retenue en France avec les pays développant leur secteur nucléaire, notamment pour ce qui concerne les accidents de [fusion du cœur](#).

Tirer tous les enseignements pour la sûreté des réacteurs de puissance de l'accident de [Fukushima Daiichi](#), qui a mis en évidence que des événements naturels d'une ampleur non prise en compte lors de la conception des installations peuvent entraîner un accident nucléaire majeur, prendra de nombreuses années. Cependant, dans le cadre de l'approche européenne dite des « *stress tests* » ou dans le cadre des « évaluations complémentaires de sûreté » conduites en France, des propositions ont été faites en 2011 par les exploitants pour renforcer la protection des installations nucléaires contre des aléas extrêmes, jusqu'ici considérés comme très improbables, et analysées par l'[IRSN](#) [2]. Les réflexions en cours sur la nécessité de renforcer la prévention des risques d'accident pourraient également conduire à identifier le besoin de nouveaux programmes de recherche dans le domaine des accidents graves. L'accident de la centrale de Fukushima Daiichi montre que la mobilisation des acteurs du nucléaire pour prévenir les accidents graves et en limiter les conséquences reste une nécessité pour maintenir et renforcer encore la sûreté des installations nucléaires.

Références

- [1] [Fukushima, un an après](#), Premières analyses de l'accident et de ses conséquences, Rapport [IRSN/DG/2012-001](#), [www.irsn.fr](#), 2012.
- [2] Évaluations complémentaires de sûreté post-[Fukushima](#) : comportement des installations nucléaires françaises en cas de situations extrêmes et pertinence des propositions d'améliorations, [Rapport IRSN n° 679](#), [www.irsn.fr](#), 2011.



Les accidents de fusion du cœur des réacteurs nucléaires de puissance

État des connaissances

Didier Jacquemain, Coordinateur

Depuis plus de trente ans, l'IPSN puis l'IRSN joue un rôle majeur au plan mondial dans le domaine des accidents de fusion de cœur de réacteurs nucléaires de puissance par la réalisation de programmes expérimentaux importants (le plus marquant étant le programme Phébus-PF), le développement d'outils de simulation validés (le logiciel ASTEC qui est aujourd'hui le logiciel de référence européen) et par la coordination du réseau d'excellence international SARNET (*Severe Accident Research NETWORK*). Ces accidents sont qualifiés d'« accidents graves » car ils peuvent conduire à des rejets radioactifs en dehors de l'installation accidentée avec des conséquences graves pour les populations et l'environnement.

Ce livre compile la somme des connaissances acquises sur ce sujet et tire également les enseignements des accidents graves survenus dans le monde pour la prévention et la réduction des conséquences de tels accidents, sans aborder ceux encore trop partiels, de l'accident de Fukushima.

Les connaissances accumulées par l'Institut sur ces sujets lui ont permis de jouer un rôle actif dans l'information des pouvoirs publics, des médias et du public lors de cet accident.

L'Institut de radioprotection et de sûreté nucléaire (IRSN) est un organisme public d'expertise et de recherche pour la sûreté nucléaire et la radioprotection. Il intervient comme expert en appui aux autorités publiques. Il exerce également des missions de service public qui lui sont confiées par la réglementation. Il contribue notamment à la surveillance radiologique du territoire national et des travailleurs, à la gestion des situations d'urgence et à l'information du public. Il met son expertise à la disposition de partenaires et de clients français ou étrangers.

ISBN : 978-2-7598-0972-1

Siège social

31, avenue de la Division Leclerc
92260 Fontenay-aux-Roses
RCS Nanterre B 440 546 018
Téléphone +33 (0)1 58 35 88 88
Courrier
B.P. 17 - 92262 Fontenay-aux-Roses Cedex
Site internet www.irsn.fr

