

Sujet : Séance du 30 septembre 2015

du Groupe Permanent d'Experts pour les équipements sous pression nucléaire.

Objet : Analyse de la démarche proposée par AREVA pour justifier de la ténacité suffisante des calottes du fond et du couvercle de la cuve de l'EPR de Flamanville 3.

Avant propos.

J'ai⁽¹⁾ assisté à cette réunion pour y avoir été invité comme observateur. Cette journée m'a inspiré un certain nombre de commentaires ayant trait essentiellement au caractère technique de la discussion.

Le premier objectif de mon texte est de tenter de faciliter la compréhension par des non initiés de l'objet des débats du Groupe Permanent dans une présentation synthétique, et si possible pédagogique.

Une lecture attentive du rapport de l'IRSN m'en a révélé la qualité. On y constate que l'ASN est très vigilante devant les stratégies de contournement du règlement proposées par AREVA. On se reportera utilement, pour s'en convaincre, à la conclusion du rapport. Je n'ai pas observé, au cours de la réunion, autant de vigilance chez la plupart des experts au cours d'une discussion qui s'est focalisée sur des aspects techniques.

Introduction

Dans l'examen de la sûreté nucléaire, la rupture brutale d'éléments des différents circuits pressurisés, et au premier chef le circuit primaire, motive l'essentiel des études mécaniques liées à la sûreté. Dans ce cadre, plusieurs scénarios sont envisagés conduisant à des accidents de diverses gravités.

Une des pires situations serait celle qui conduirait à une rupture brutale de la cuve produisant une brèche importante. Il s'en suivrait une perte de l'eau du circuit primaire entraînant la fusion du cœur et donc un accident majeur. La réglementation impose des normes telles que cet évènement n'a pas à être considéré et nous verrons que ces normes ne sont pas respectées en l'état pour Flamanville 3.

La démarche de sûreté à laquelle se réfère le débat actuel est basée sur des notions de mécanique particulières et suit des logiques parfois obscures aux yeux du profane.

Le rapport de 74 pages (CODEP-DEP-2015-037971 - Disponible sur internet http://www.irsn.fr/FR/expertise/rapports_gp/Documents/GPESPN/ASN-DEP-2015-037971_IRSN-2015-00010_GPESPN-30092015.pdf) est dense. De nombreux aspects y sont abordés se référant fréquemment à des dispositions réglementaires dont le support scientifique est sous-entendu. Certaines notions courantes de la pratique industrielle (comme la « RT_{NDT} ») ne sont pas évidentes pour le lecteur non averti, même possédant une formation de mécanique.

Contexte industriel.

On doit supposer que la décision de développer un réacteur d'un modèle nouveau (l'EPR) a été fondée sur des raisons politiques et un pari économique. Cette décision a été également justifiée par un désir (besoin ?) d'amélioration de la sûreté en dépit de l'augmentation sensible de la puissance (d'environ 20% par rapport aux plus gros réacteurs construits en France) entraînant le recours partiel à de nouvelles technologies non éprouvées.

Les problèmes abordés dans le rapport en découlent directement. En effet, pour augmenter la puissance du réacteur il faut augmenter la taille de la cuve et en particulier celle du couvercle et du fond. Le processus de fabrication retenu étant le forgeage suivi d'un usinage, il était nécessaire de

partir d'un plus gros lingot de l'alliage (très précisément dosé) choisi. Compte tenu des compétences nationales existantes dans ce domaine, les métallurgistes ne pouvaient ignorer les risques accrus de ségrégation. En effet, avec l'augmentation de la taille, les gradients thermiques dans le lingot en cours de solidification augmentent (sans aborder les problèmes de convexion dans la zone encore liquéfiée) et risquent d'induire des inhomogénéités de la répartition des additifs. Ces inhomogénéités sont néfastes puisque les propriétés des matériaux sont très sensibles à leur composition. Les zones dans lesquelles on observe des ségrégations (principalement de carbone) sont logiquement compensées par des zones où le carbone ne sera pas en quantité suffisante.

Compte tenu de la nouveauté, par la taille, de l'objet fabriqué (lingot de 157 tonnes - pour un couvercle de diamètre 4,90 m et d'épaisseur 23 cm) , on aurait pu s'attendre à ce qu'une première pièce soit réalisée pour permettre de vérifier que les propriétés mécaniques requises étaient atteintes. Il n'en a rien été puisque 4 pièces ont été fabriquées par le même procédé (un fond de cuve et un couvercle destinés à Flamanville 3 et un fond de cuve et un couvercle destinés à une centrale construite en Chine). Il est d'ailleurs intéressant de noter, au passage, que les fonds de cuve, moins épais que les couvercles, auraient pu être fabriqués avec un procédé mieux maîtrisé. Pour Flamanville, le fond de cuve a été soudé aux viroles et mis en place dans le puits de cuve pendant que le couvercle était usiné dans sa configuration quasi définitive.

L'objet de la réunion d'experts

Des observations radiographiques ont révélé des inhomogénéités (auxquelles on pouvait donc s'attendre) pouvant entraîner des variations des propriétés mécaniques. L'ASN a demandé de quantifier ces variations. Les mesures correspondantes nécessitaient des prélèvements dans les pièces entraînant leur destruction. Les couvercles avaient fait l'objet de perçages importants mais AREVA a déclaré que les chutes de matière qui en avaient résulté étaient inutilisables.

Devant les difficultés économiques que pourraient entraîner la destruction des pièces existantes, AREVA, pour accéder aux exigences de l'ASN, a fait réaliser une calotte supplémentaire en utilisant le même procédé de fabrication, calotte dite « sacrificielle » de laquelle des éprouvettes ont pu être extraites.

Les mesures alors réalisées dans les zones suspectes ont révélé des valeurs de propriétés mécaniques insuffisantes pour satisfaire au premier niveau de défense vis à vis de la sûreté.

Quelques notions de mécanique.

TEMPERATURE DE TRANSITION - RESILIENCE.

On verra que cette notion est omniprésente. Elle n'est cependant qu'indirectement liée au calcul à la rupture, c'est à dire à la comparaison entre les chargements appliqués et la tenue de la structure.

La température de transition est définie comme une frontière sur l'échelle des températures à laquelle est comparée la température de fonctionnement. En dessous de la transition, le matériau est fragile (cassant) alors qu'au-dessus il est ductile (il peut se déformer sans immédiatement casser). Une partie importante du programme de surveillance consiste à s'assurer que le fonctionnement du circuit primaire, et en particulier de la cuve, est situé dans le domaine ductile. Bien sûr, la température de fonctionnement considérée dépend du type d'accident dont on veut se prémunir. Par exemple, en cas d'aspersion d'urgence, un choc thermique « froid » provoquerait un abaissement de la température accompagné de contraintes d'origine thermique.

La différence entre fragile et ductile tient seulement à ce qui se passe au-dessus d'un certain seuil de chargement, lorsqu'on sort du domaine dit « élastique ». Or, les calculs de dimensionnement sont

faits pour que la structure reste dans ce domaine élastique en y gardant son intégrité. Ils ne dépendent donc pas de la position en température vis à vis de la transition.

Toutefois, pour se prémunir des risques de situations de chargement non prévues, un premier niveau de sûreté consiste à s'assurer que le comportement post-élastique est dans le domaine ductile, c'est à dire que la température de fonctionnement est au dessus de la température de transition. Si une situation extrême conduisait à un dépassement des niveaux de chargement prévus, le caractère ductile du matériau pourrait permettre alors de dissiper une quantité significative d'énergie, épuisant ainsi celle fournie par le chargement accidentel avant que l'ampleur des dégradations n'atteignent un niveau catastrophique au plan de la sûreté.

L'état « ductile » du matériau ne constitue toutefois pas une garantie absolue, en particulier vis à vis de chargements à grande réserve d'énergie comme les chargements en pression.

La température de transition est déterminée à partir de mesures de RESILIENCE. Cette grandeur mesure l'énergie dissipée dans la rupture d'une éprouvette normalisée - ici *énergie de flexion par choc sur éprouvette ISO V à 0°C* – chargée de manière également normalisée.

La mesure de la température de transition nécessite un nombre d'essais important. Ces essais sont réalisés sur une plage de température à l'intérieur de laquelle on observe une variation de la résilience. Comme on peut l'observer sur la figure 26 (tirée du rapport) les résultats expérimentaux sont relativement dispersés, de sorte que la température de transition n'est définie qu'avec une assez faible précision (on peut obtenir une même valeur de résilience pour certains essais séparés de 20°C en température).

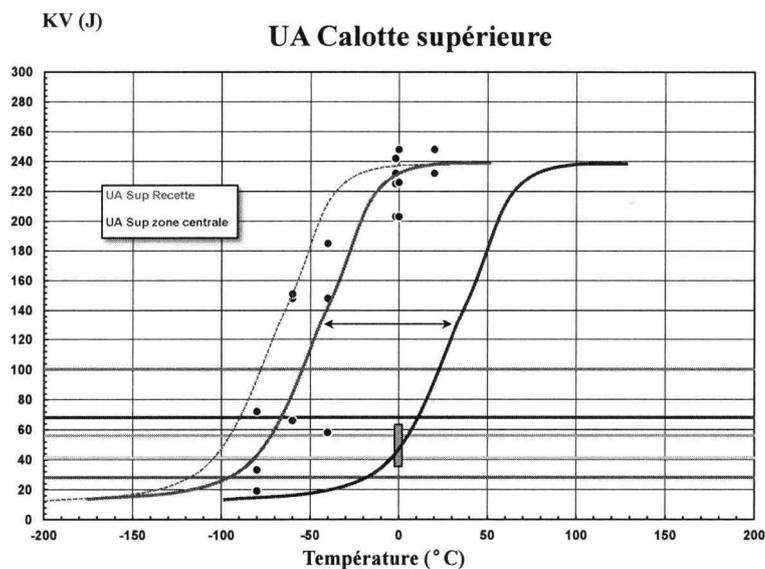


Figure 26 : Calotte UA. Évaluation de la transition de résilience entre zone de recette et 1/4 épaisseur tête

FACTEUR D'INTENSITE DES CONTRAINTES - TENACITE.

La théorie de la mécanique de la rupture est correctement maîtrisée dans le cadre de l'élasticité, c'est à dire lorsqu'on suppose élastique et réversible le comportement du matériau constituant la structure sous les chargements considérés. Ceci revient à dire qu'après chargement et déchargement, la structure et le matériau retrouvent leur état initial, ce qui est vérifié tant que les chargements ne dépassent pas un certain seuil.

Il existe des modèles pour décrire le comportement des matériaux fragiles. Ces modèles conduisent à la définition d'une grandeur mécanique, le *facteur d'intensité des contraintes* K, qui caractérise le chargement à l'extrémité d'une fissure. La rupture n'intervient pas tant que le *facteur d'intensité des contraintes* K ne dépasse pas une grandeur caractéristique du matériau appelée *ténacité* et notée K_{1c}. (réf 1).

Un des résultats de la théorie associée est que le *facteur d'intensité des contraintes* augmente avec la profondeur de la fissure. Autrement dit, la possibilité de rupture est directement liée à la taille du défaut (comme nous le dit l'intuition). Elle dépend aussi, bien sûr, de l'intensité du chargement lui-même variable et généralement augmenté dans les situations accidentelles.

Une fissure est dite stable (et donc sans danger) si le *facteur d'intensité des contraintes* est inférieur à la *ténacité* du matériau pour le chargement (maximum) considéré.

La théorie est bien vérifiée pour les matériaux fragiles (le verre par exemple) et ses résultats sont conservatifs (vont dans le sens de la sécurité) lorsqu'on l'applique à des matériaux ductiles (l'acier doux par exemple).

Il faut toutefois noter que les mesures de « *ténacité* », bien que s'appuyant sur une notion théorique bien établie, sont difficiles. Les conditions d'essai idéales n'étant jamais remplies, différentes méthodes ont été imaginées pour s'adapter aussi bien que possible à des conditions de chargement et des comportements différents. On doit donc savoir que la valeur mesurée dépend du type d'essai.

On évoque d'ailleurs dans le rapport (page 52-53) l'existence de 2 types d'éprouvettes d'essais de *ténacité*, les types CT12,5 - CT25.

Analyse de la démarche proposée.

Les mesures réalisées dans les zones suspectes (de la pièce sacrificielle) ont révélé des valeurs de résilience **insuffisantes pour satisfaire le premier niveau** de défense vis à vis de la sûreté.

Rappelons les principes des deux premiers niveaux de défense.

1. *Le premier niveau de défense a pour objet de prévenir les incidents.*
2. *Le deuxième niveau de défense a pour objet de détecter la survenue de tels incidents et de mettre en œuvre les actions permettant, d'une part, d'empêcher que ceux-ci ne conduisent à un accident et, d'autre part, de rétablir une situation de fonctionnement normal ou, à défaut, d'atteindre puis de maintenir le réacteur dans un état sûr.*

On se limitera à signaler un point de règlement résultant de ces principes.

*Un acier est considéré comme suffisamment ductile pour satisfaire au **niveau 1 de sûreté nucléaire** (pour l'acier qui nous concerne) si son allongement après rupture dans un test de traction réalisé selon une procédure standard est au moins égal à 20% et si son énergie de flexion par choc sur éprouvette ISO V à 0°C est au moins égal à 60 Joules..*

Les valeurs de résilience mesurées dans les zones suspectes jusqu'ici considérées (mais le rapporteur en a identifié d'autres) présentent une valeur moyenne de 52 Joules et une valeur minimale de 36 joules. **Elles ne satisfont pas au niveau de 1 de sûreté nucléaire spécifiant une résilience minimale de 60 joules.** De plus, elles sont très largement inférieures à ce qu'on aurait pu espérer du matériau s'il avait été conforme à la zone de recette (vue sur la figure 26) pour une **résilience attendue de 220 joules.** Il n'a pas été évoqué, au cours de la réunion, si le critère d'allongement à rupture en traction était satisfait, mais c'est indiqué dans le rapport (page 25).

De même que cela est requis à cause de mécanismes de fragilisation induits par le vieillissement des aciers sous bombardement neutronique, il faudrait augmenter les températures de référence (pertinentes vis à vis de la sûreté de niveau 1) d'un décalage en température permettant de rattraper la faiblesse de résilience due aux mécanismes de fragilisation induits par la ségrégation. Ce serait toutefois impossible pour certains chargements accidentels

Cette option, évoquée par AREVA, conduirait à une valeur qui pourrait raisonnablement être fixée à 30°C (ce point est discuté dans les annexes 4 et 5 du rapport de l'ASN, page 74) en s'inspirant de la figure 26 (ci-dessus) et en admettant que la courbe en «S» ne dépend pas du matériau. Il faudrait toutefois plutôt appliquer un décalage de 70°C pour retrouver les marges de sécurité initiales, approche qualifiée, à juste titre, de plus conservatrice.

Ceci ayant été pris en considération, AREVA propose « seulement » de vérifier que la sûreté de niveau 2 est toujours garantie, quitte à envisager de modifier les températures de référence si tel n'était pas le cas. Sa démarche est axée sur la prévention du risque de rupture brutale.

Avant de l'aborder, signalons qu'AREVA considère que la présence de ségrégations majeures positives ne remet pas en cause la prévention des dommages d'instabilité plastique des calottes de cuve...du fait de la résistance à la traction plus élevée dans ces zones. Mais que dire – a contrario – des zones de ségrégations majeures négatives inévitablement présentes pour équilibrer la proportion de carbone initiale. La limite élastique n'y serait-elle pas trop basse ?

La démarche proposée par AREVA semble très logique : (page 31 du rapport).

1. *Détermination (par calculs) d'une ténacité suffisante pour prévenir le risque de rupture brutale*
2. *L'évaluation (par essais) de la ténacité minimale dans la zone de ségrégations majeures positives du matériau.*
3. La comparaison des deux valeurs.

Pour la partie « détermination d'une ténacité suffisante » AREVA retient des tailles de fissures et des cas de charge associés, pour des « situations » de chargement non encore validées par l'ASN. Les valeurs de ténacité résultant de ces calculs sont toujours inférieures aux valeurs calculées pour les chargements d'épreuve, à savoir 60 MPa.m^{1/2} pour le fond de cuve et 63,4 MPa.m^{1/2} pour le couvercle. On comprend donc que, au cas présent, on souhaite s'assurer que la ténacité mesurée est supérieure à ces valeurs aux températures auxquelles ces chargements sont effectués.

Aucune mesure de ténacité n'a pour l'instant été réalisée mais AREVA propose implicitement d'utiliser la « courbe ZG-610 du RCC-M inversée » représentée sur la figure 8 reproduite plus bas, pour associer aux valeurs de ténacités calculées des décalages de température (décalage de RT_{NDT} admissibles - tableau 12 page 44). Ceci permet de prévoir, pour les épreuves hydrauliques, les températures d'essais. Par exemple, pour le fond de cuve, une température d'épreuve à 50°C serait suffisante.

Cette estimation de températures d'essai est sans doute prématurée tant que les mesures de ténacité n'ont pas été effectuées, mais elles permettent de nous préparer à la démarche de justification présentée sur le tableau 7 qui envisage d'utiliser la « courbe ZG-610 du RCC-M inversée » comme médiateur pour comparer les ténacités.

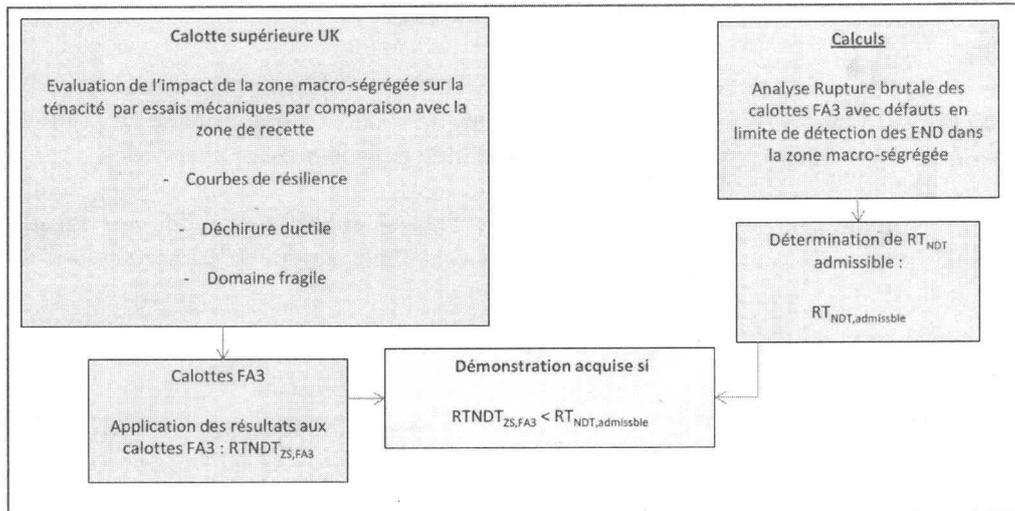


Figure 7 : Démarche générale de justification

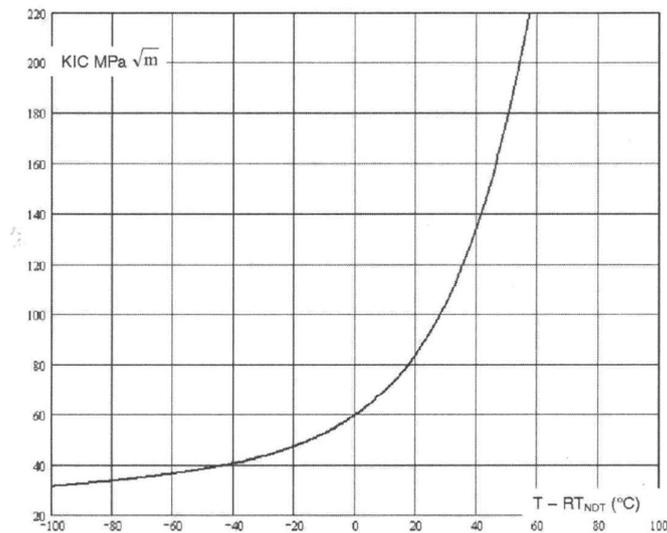


Figure Z G 6110

Courbe de ténacité de référence des aciers faiblement alliés couverts par les spécifications M.2110 et M.2120

L'expression analytique de la courbe est la suivante, dans le domaine $T - RT_{NDT} \leq 60^\circ\text{C}$.

$$K_{IC} = 40 + 0,09 (T - RT_{NDT}) + 20 e^{0,058 (T - RT_{NDT})}$$

où K_{IC} est exprimé en $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$, et T ainsi que RT_{NDT} sont exprimés en $^\circ\text{C}$.

Figure 8 : Courbe ZG6110 du RCC-M indexée

La compréhension de cette courbe n'étant pas immédiate, nous nous y attardons un peu.

En abscisse, nous avons « $T - RT_{NDT}$ », c'est-à-dire l'écart entre la température considérée et la « RT_{NDT} », dont la définition est rappelée en note du rapport :

Le RCC-M définit la RT_{NDT} comme la température qui, augmentée de 33°C , correspond à une valeur d'au moins 68 J à l'essai de flexion par choc (Charpy), autrement dit, à une valeur de 68 J de la résilience. - soit $RT_{NDT} = T_{68J} - 33^\circ\text{C}$. En me fiant à la figure 26 (la seule disponible dans le rapport) je n'ai pas réussi à situer la température «de conception» évoquée page 33 du rapport.

La « courbe ZG-610 du RCC-M inversée » est un document « règlementaire » dont la validité scientifique peut être discutée puisqu'elle est censée être valide pour une variété de matériaux différents d'une même famille métallurgique (celle des matériaux ayant servi à la construire). La raison avancée est qu'elle est une borne inférieure (en termes de ténacité) ou « enveloppe » d'une relation qui relie la ténacité à une pseudo-température qui correspond à l'écart entre la température considérée et la température de transition (déterminée en principe à partir de la courbe en « S » du type de celles de la figure 26).

Ceci inspire plusieurs remarques :

- Rien ne nous garantit que le matériau ségrégué qui nous concerne fait partie de la famille.
- La température de transition est déterminée avec une très faible précision pour ce matériau (on voit sur la figure 26 qu'il n'existe que des essais à 0°C pour construire cette courbe).
- Pour un matériau donné, la relation ténacité-résilience ne dépend pas seulement de la « RT_{NDT} » comme cette courbe semble l'indiquer - et encore cette dépendance serait une simple translation en température. On peut citer, à cet endroit, le commentaire d'un spécialiste : « *La corrélation entre la N_{DTT} (température de transition mesurée pour la ténacité) et la RT_{NDT} (température de transition mesurée pour la résilience) n'est qu'approximative et est erronée dans le cas d'aciers présentant une limite d'élasticité assez élevée. En particulier, pour les aciers trempés revenus utilisés maintenant pour les cuves de réacteur, cette corrélation est mal définie* » (d'après [1]).

Le recours à cette courbe est nécessaire si le nombre des essais de ténacité qui doivent (peuvent ?) être réalisés est insuffisant pour construire correctement la propre relation « ténacité-résilience » du matériau concerné ici.

On peut noter qu'il est aussi fait allusion à des essais « Pellini » qui permettent de déterminer une (autre) température de transition pour la ténacité.

On comprend donc qu'Areva cherche à vérifier les conditions de sûreté de type 2 par le chemin le moins pénalisant en termes de température de fonctionnement. Diverses stratégies sont envisagées selon le résultat attendu, mais il sera plus simple de les envisager avec les résultats en main des mesures à réaliser.

Il semble que le groupe permanent a adopté la stratégie proposée par AREVA, ouvrant la porte à la recherche d'une température d'indexation (RT_{NDT} ?, T_{NDT} ?) optimale, ce qui apparaît dans les dernières recommandations du GPE :

Recommandation n°3

Le Groupe permanent recommande que la démarche de justification repose d'abord sur la vérification que les valeurs de ténacité restent enveloppées par la courbe ZG6110 du RCC-M indexée sur 0°C et que la T_{NDT} locale reste cohérente avec les valeurs de conception.

Recommandation n°4

Le Groupe permanent recommande qu'en cas d'échec de cette première démarche, AREVA détermine :

- une température d'indexation permettant d'envelopper les mesures de ténacité en zone ségréguée ;
 - une température d'indexation résultant des essais Pellini en zone ségréguée ;
 - une température d'indexation résultant des essais Charpy en zone ségréguée ;
 - une température d'indexation résultant d'une température de réépreuve admissible en pratique avec les marges appropriées ;
- et fournisse des éléments d'interprétation complémentaires au cas où ces quatre températures ne seraient pas classées dans cet ordre.*

On remarquera que le non respect de l'indexation sur une température de 0°C est implicitement acquise puisque la remarque 4 envisage explicitement un décalage (qui sera positif), en supposant un classement des diverses références, la dernière ne résultant d'ailleurs pas clairement de propriétés

du matériau. Rappelons ici qu'il existe des situations accidentelles pour lesquelles on ne maîtrise pas la température.

La façon dont s'est déroulée la réunion a conduit à entrer dans des détails techniques qui ont suscité diverses remarques faisant plus souvent référence à la réglementation qu'aux connaissances scientifiques du domaine. Il a été ainsi consacré beaucoup de temps à la sûreté de niveau 2, de sorte que le non respect de la sûreté de niveau 1 a semblé considéré comme acquis, ce que confirment les recommandations du GPE.

Je suppose que le GPE a un rôle consultatif auprès de l'ASN. Il est apparu que les décisions successives prises dans le passé ont rendu (économiquement) très difficile la décision raisonnable de ne pas utiliser un fond de cuve et un couvercle ne satisfaisant pas à la sûreté de niveau 1. Mais on ne connaît pas de responsable précis de ces décisions (en tout cas, les membres invités du GPE n'en ont pas été informés). A la lumière de l'histoire de la question faisant l'objet de cette discussion, il serait donc hautement souhaitable qu'une personne particulière prenne maintenant la responsabilité de la décision finale de sûreté pour qu'elle ne soit pas diluée dans celle d'un groupe.

Il est à noter que le retour d'expérience des centrales françaises a montré, jusqu'à ce jour, que la sûreté n'a pas été gravement mise en cause, au moins au niveau des cuves. Et il est bien connu que les accidents graves ne sont jamais conformes aux prévisions car sinon, ils ne se produiraient pas. On peut donc penser que le niveau de sûreté observé en France est la conséquence de marges de sécurité suffisantes, que l'on peut sans honte qualifier de marges de modestie, telles que celles requises par le niveau 1 de sûreté. Renoncer à cette marge pour se limiter à un respect de la sûreté de niveau 2 ne peut donc être totalement justifié par des considérations quantifiables. On rappellera ici que la résilience à 0° initialement prévue aurait été largement au dessus des 60 Joules, et plutôt aux alentours de 220 Joules si on se fie à la figure 26. Les valeurs mesurées sont donc non seulement au dessous de la norme mais largement au dessous de ce qu'elles auraient pu être. Il faut encore ajouter que la calotte sacrificielle pourrait conduire à des valeurs optimistes par rapport aux calottes réelles compte tenu d'une possible variabilité qui n'a été estimée qu'à partir de mesures en surface des calottes.

Conclusions du rapport de l'IRSN

Je recommande aux lecteurs voulant se faire une opinion personnelle de lire au moins les trois pages de conclusion du rapport de l'IRSN qui résume clairement la situation. Je me contenterai ici d'en rapporter le dernier paragraphe.

La démarche de justification qu'AREVA propose est une analyse du comportement mécanique à la rupture des calottes du fond et du couvercle de la cuve de Flamanville 3, fondée sur des essais menés sur une pièce sacrificielle représentative. Cette démarche pourrait mettre en évidence, le cas échéant, des marges significatives par rapport aux risques redoutés, qui permettraient alors de conclure que le procédé de fabrication confère des propriétés mécaniques au matériau d'un niveau suffisant pour prévenir ces risques. Toutefois, cela ne permettra pas d'apporter la garantie de haute qualité de fabrication, qu'apportent l'utilisation de la meilleure technique disponible et une qualification technique satisfaisante, attendue pour un composant en exclusion de rupture tel que la cuve.

Référence :

[1] D. François, Généralités sur la rupture brutale, *Bulletin d'Informations Scientifiques et Techniques*, CEA, **192**, pp. 9-16, 12 mai 1974

(1) Auteur : Gérard Gary, Directeur de Recherche émérite - ex CNRS - gary.lms@orange.fr