

OPTIMISATION DES MARGES PAR L'APPROCHE PROBABILISTE

INTRODUCTION

Les composants des centrales nucléaires sont conçus pour supporter des chargements statiques ou dynamiques résultants de conditions normales d'utilisation ou de situations accidentelles.

Traditionnellement les incertitudes sur ces chargements et sur la résistance des matériaux sont prises en compte à travers l'utilisation de marges (ou coefficients de sécurité) dans les règlements de mécanique tels que le RCC-M. Ces marges sont choisies empiriquement mais avec un souci de conservatisme.

Un composant conçu avec cette approche déterministe peut être considéré comme fiable compte tenu du conservatisme utilisé, sans que l'on ait pour autant une idée précise de sa fiabilité.

Par contre les méthodes probabilistes permettent d'effectuer une quantification de cette fiabilité. Plusieurs équipes travaillent en France sur l'application des méthodes probabilistes à l'évaluation de la fiabilité des composants, comme l'IFMA de Clermont-Ferrand, le Bureau Veritas dans le domaine offshore [1] et EDF [2], CEA et Framatome dans le domaine plus spécifiquement nucléaire. Pour la DRN, cette activité est essentiellement menée au DER/SSAE, mais aussi au DMT/SEMT et SERMA [3].

L'objectif de l'étude présentée ici, menée en collaboration avec EDF et FRAMATOME, est d'optimiser les marges à l'aide de l'approche probabiliste. Pour l'instant, il ne s'agit pas de concevoir les composants par une approche probabiliste, mais d'évaluer quelles sont les marges à introduire dans les règlements déterministes pour que la conception soit optimisée vis-à-vis d'un objectif de fiabilité donné. En effet, une introduction progressive de l'approche probabiliste dans la réglementation semble mieux à même d'être acceptée par les autorités de sûreté.

DESCRIPTION DE LA MÉTHODE

Rappels sur l'approche déterministe

Le code réglementaire définit le nombre de coefficients de sécurité, leur position dans

les équations de conception et les règles sur les combinaisons des chargements (chargement permanent, chargement accidentel...) qui seront utilisés dans l'étape de vérification.

Les différents modes de défaillance du composant sont répertoriés, et à chacun est associé un critère d'état limite au delà duquel le composant ne satisfait plus aux exigences de conception.

La vérification d'un composant vis-à-vis d'un état limite particulier est réalisée par un modèle mathématique, lui-même découlant d'une modélisation mécanique, décrivant cet état limite sous forme d'une fonction H (fonction d'état limite) dont la valeur dépend de tous les paramètres de conception utiles (variables de bases) x_i caractérisant les chargements, les propriétés des matériaux et la géométrie.

L'obtention de l'état limite s'exprime $H(x_1, \dots, x_n) = 0$ et $H < 0$ représente conventionnellement l'état de défaillance. La vérification de la structure est faite en s'assurant que $H \geq 0$ pour les valeurs x_i de conception, notées x_i^d . Ces valeurs de conception sont obtenues en affectant des coefficients de sécurité θ_i à des valeurs caractéristiques x_i^k des variables de base. On doit donc vérifier que :

$$H(x_1^k \cdot \theta_1, \dots, x_n^k \cdot \theta_n) \geq 0.$$

Les coefficients partiels ainsi que les valeurs caractéristiques introduits dans les règlements ont été choisis de manière conservative, souvent à partir du jugement d'experts. On appellera par la suite règle de conception l'ensemble : équation d'état limite H , vecteur des coefficients de sécurité $\bar{\theta}$ et vecteur des valeurs caractéristiques \bar{x}^k .

Évaluation de la probabilité de défaillance d'une structure

Dans l'approche probabiliste, chaque variable de base entachée d'incertitude est représentée sous forme d'une variable aléatoire affectée d'une distribution de probabilité. Ces variables aléatoires sont introduites dans l'équation d'état limite afin d'évaluer la probabilité de défaillance du composant.

La fiabilité du composant est définie comme le complément à 1 de sa probabilité de défaillance.

M. Marques,
N. Devictor,
F. de Magistris
(DER/SSAE)

APPLICATION
IMAGÉE DE
L'APPROCHE
PROBABILISTE
DANS L'INDUSTRIE
NUCLÉAIRE.

Deux grandes familles de méthodes sont utilisées pour évaluer la probabilité de défaillance : les méthodes de Monte-Carlo et les méthodes approchées.

L'approche de Monte-Carlo consiste à générer aléatoirement n vecteurs des variables de base selon leur loi conjointe de probabilité, de calculer la fonction d'état limite pour chaque vecteur et de dénombrer le nombre de situations n^* où la défaillance est obtenue. La probabilité de défaillance est approchée par : $Pr \approx \frac{n^*}{n}$.

Géométriquement, dans l'espace des variables aléatoires, à chaque vecteur généré est associé un point aléatoire (figure 1).

L'erreur commise sur l'estimation de la probabilité de défaillance diminue en fonction du nombre de simulations en \sqrt{n} . Une augmentation de la précision nécessite un nombre élevé de simulations. En pratique, pour obtenir un coefficient de variation inférieur à 10% sur une probabilité P , il faut effectuer au minimum $100/P$ simulations ; par exemple, 10^8 simulations sont nécessaires pour estimer une probabilité de l'ordre de 10^{-6} .

Des méthodes d'accélération, connues sous le terme de techniques de réduction de la variance (Monte-Carlo conditionnel, échantillonnage stratifié, tirage d'importance, simulation directionnelle) permettent d'obtenir une variance de l'estimateur plus petite avec un même nombre de simulations [3] et [4].

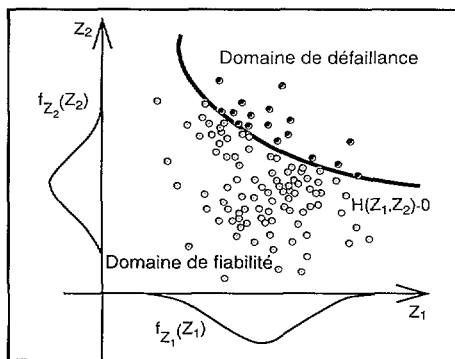


Figure 1 : Simulation de Monte-Carlo

Les méthodes approchées sont fondées sur la notion d'indice de fiabilité [5]. L'indice de Hasofer-Lind, noté β_{HL} , est défini dans un espace gaussien, où les variables aléatoires sont distribuées selon des lois normales centrées réduites (i.e. moyenne nulle et écart-type unité) et statistiquement indépendantes. Diverses transformations probabilistes T permettent de transformer le vecteur physique \bar{x} en un vecteur gaussien \bar{u} (transformations de Rosenblatt, Nataf...). Dans l'espace gaussien (figure 2), la surface d'état limite est définie par :

$$G(\bar{u}) = H[T^{-1}(\bar{u})] = 0$$

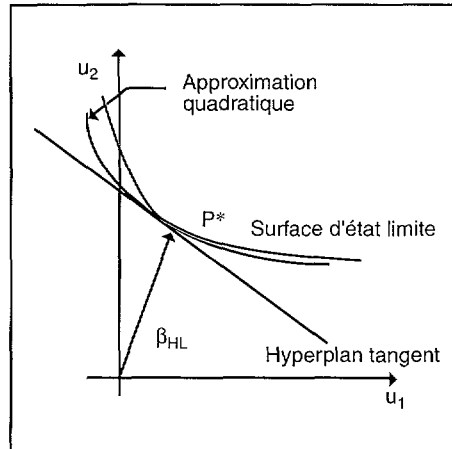


Figure 2 : Méthodes FORM/SORM

L'indice de Hasofer-Lind β_{HL} est la distance minimale de l'origine de l'espace gaussien à un point de la surface d'état limite. Son calcul revient à résoudre un problème d'optimisation sous contraintes :

$$\min_{G(\bar{u})=0} \sqrt{\bar{u}^t \bar{u}} \quad (1)$$

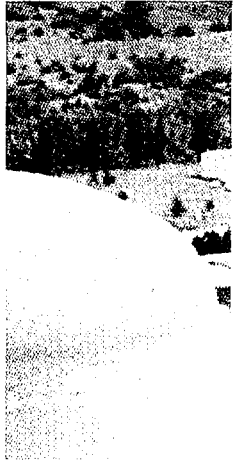
Le point de la surface associé à la distance minimale est appelé point de conception P^* . Dans l'espace gaussien, le point de conception coïncide avec le point de défaillance le plus probable. La méthode FORM (First Order Reliability Method) consiste à approcher la surface d'état limite par un hyperplan tangent à cette surface au point de conception. Une estimation de la probabilité de défaillance est alors obtenue par $P_f = \Phi(-\beta_{HL})$ où Φ est la fonction de répartition de la loi normale centrée réduite.

Cette approximation est correcte, s'il existe un unique minimum global au problème d'optimisation (1) et si au voisinage du point de conception la surface d'état limite peut être approchée par un hyperplan. La méthode SORM (Second Order Reliability Method) propose une approximation quadratique de la surface d'état limite. Pour ces méthodes approchées, le temps de calcul est indépendant du niveau de la probabilité, à l'opposé des méthodes de simulation, ce qui les rend plus efficaces.

Choix d'un objectif de fiabilité

Dans l'approche déterministe, un composant est conçu par l'application de marges qui permettent, sans une justification rigoureuse, d'écartier le risque de défaillance.

En revanche, dans l'approche probabiliste, il est nécessaire d'accepter ce risque de défaillance en lui associant une probabilité de défaillance maximale admissible P_f^t . A cette probabilité va correspondre un indice de fiabilité cible β^t , défini par : $\beta^t = -\Phi^{-1}(P_f^t)$.



Le choix d'une fiabilité cible doit prendre en considération à la fois les caractéristiques de l'état limite (dégradation qui se développe lentement et permet de prendre à temps des actions correctives ou défaillance soudaine) et les conséquences de la défaillance (humaines et économiques). Dans la conception des composants nucléaires, le niveau de fiabilité cible devrait être fixé par les autorités de sûreté en fonction de ces différents critères.

Méthodologie d'optimisation probabiliste des coefficients de sécurité

L'objectif est d'optimiser le vecteur des coefficients de sécurité de manière que tout composant conçu à partir d'une règle de conception $\{H, \bar{\theta}, \bar{x}^k\}$ ait une fiabilité égale à la fiabilité cible.

L'optimisation doit être faite vis à vis de l'ensemble des L chargements auxquels le composant est soumis et elle doit porter sur l'ensemble des M composants concernés par la règle de conception.

D'une manière assez générale, on pourra écrire la fonction à minimiser :

$$F = \sum_{l=1, \dots, L} \sum_{m=1, \dots, M} w_{l,m} \times h(\beta_{l,m}(\bar{\theta}), \beta^t)$$

où $w_{l,m}$ est un poids qui définit l'importance relative de la (l,m)^{ème} situation et $\beta_{l,m}(\bar{\theta})$ l'indice de fiabilité obtenu pour la (l,m)^{ème} situation en utilisant $\bar{\theta}$. $h(x,y)$ représente une distance entre x et y. Différents choix sont possibles. On utilisera dans les paragraphes suivants : $h(x,y) = (x - y)^2$

L'indice de fiabilité $\beta_{l,m}(\bar{\theta})$ est obtenu soit par une méthode approchée (FORM, SORM), soit indirectement à partir de la probabilité de défaillance évaluée par simulation de Monte-Carlo et d'après $\beta = -\Phi^{-1}(P_f)$.

Des contraintes peuvent être prises en compte dans la procédure d'optimisation. Par exemple, on peut restreindre le domaine de variation des coefficients de sécurité. On peut envisager aussi d'avoir des fiabilités cibles différentes suivant les composants. On remplacera alors β^t par β_m^t dans l'expression de F. L'optimisation probabiliste des coefficients de sécurité est schématisée sur la figure 3.

Le processus d'optimisation requiert tout d'abord la définition de l'ensemble des composants, des chargements et de la fiabilité cible et l'initialisation du vecteur des coefficients de sécurité. Un paramètre P_m , appelé paramètre pivot, doit être choisi parmi les paramètres de dimensionnement (diamètre, épaisseur du composant...) dans le cas d'un code de conception ou parmi les paramètres critiques (taille de défaut, chargement...) dans le cas d'un code de vérification.

Les différentes étapes pour évaluer la fonction F sont :

- Calculer, pour la situation m, la valeur de conception p_m^d du paramètre P_m en résolvant l'équation :

$$H(p_m^d, x_1^k \cdot \theta_1, \dots, x_N^k \cdot \theta_N) = 0$$
- Réaliser une évaluation probabiliste du composant ainsi dimensionné. Toutes les variables aléatoires du problème sont représentées par des distributions de probabilité (le paramètre P_m déterminé dans la phase 1 peut lui-même être considéré comme une variable aléatoire).
- Répéter les étapes 1 et 2 pour l'ensemble des situations envisagées.
- Calculer la fonction objective F, pour ce jeu de coefficients.

Ce processus d'optimisation est poursuivi jusqu'à ce que la fonction objective soit minimisée.

Mise en oeuvre

Cet algorithme d'optimisation est implanté dans le logiciel SCOOP (Safety COefficient OPTimization). Ce dernier est couplé au logiciel PIAF (Plate-forme Interactive pour les Analyses de Fiabilité) qui effectue les calculs de fiabilité.

Ces deux logiciels ont été développés au sein du DER/SSAE/LAER. L'équation d'état limite H peut être donnée sous forme explicite ou être modélisée par un calcul aux éléments finis, effectué par CASTEM 2000 par exemple.

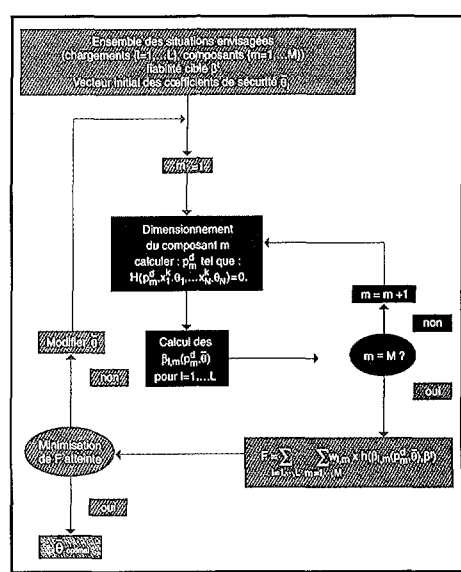


Figure 3 : Organigramme d'optimisation probabiliste des coefficients de sécurité



APPLICATIONS

Nous allons présenter brièvement trois applications montrant l'intérêt de cette méthode d'optimisation des coefficients de sécurité. La première concerne la cuve du réacteur, la deuxième une tuyauterie vapeur et la troisième le circuit d'injection de sécurité (RIS).

Cuve du réacteur

La modification des caractéristiques de tenue mécanique due à l'irradiation est le mécanisme de vieillissement prédominant pour les cuves des REP. L'exposition prolongée aux radiations neutroniques a pour effet de fragiliser le matériau de la cuve (avec décroissance de sa ténacité) qui devient de ce fait plus sensible à une rupture fragile.

Face à de tels matériaux fragilisés, le choc thermique pressurisé est le chargement accidentel le plus susceptible de mettre en cause l'intégrité de la cuve. En effet ces chocs thermiques créent simultanément, au voisinage de la face interne de la cuve, d'importantes contraintes et une réduction de la ténacité (due à la baisse de la température), en un lieu où l'influence de l'irradiation neutronique est aussi la plus importante.

En France, la vérification de l'absence de risque de rupture brutale de la cuve du REP utilise des méthodes de mécanique de la rupture déterministes avec des coefficients de sécurité et des critères semi-probabilistes [6].

Cette vérification doit être faite pour toutes les conditions normales et accidentelles spécifiées pour la centrale. Différentes catégories de conditions de chargement sont considérées (2^{ème}, 3^{ème}, 4^{ème} catégories et catégorie hors dimensionnement). Plusieurs défauts de référence (défauts enveloppe, exceptionnel et conventionnel) sont stipulés pour l'analyse.

A chaque combinaison, taille de défaut et catégorie de chargement, est associée une probabilité d'occurrence et un coefficient de sécurité global α (en accord avec le RCC-M annexe ZG [7], ce coefficient de sécurité α est d'autant plus élevé que la situation est plus probable). Le tableau 1 résume la méthode :

		Condition de chargement			
		2 ^{ème} catégorie $P \leq 1$	3 ^{ème} catégorie $P \leq 10^{-2}$	4 ^{ème} catégorie $P \leq 10^{-4}$	Hors dimensionnement $P \leq 10^{-6}$
Défauts de référence	Enveloppe $P \leq 1$	$\alpha = 2,5$	$\alpha = 2$	$\alpha = 1,25$	$\alpha = 1$
	Exceptionnel $P \leq 10^{-2}$	$\alpha = 2$	$\alpha = 1,25$	$\alpha = 1$	$\alpha = 1$
	Conventionnel $P \leq 10^{-4}$	$\alpha = 1,25$	$\alpha = 1$	$\alpha = 1$	$\alpha = 1$

Tableau 1 : Probabilités d'occurrence des situations et coefficients de sécurité associés [6]

La règle déterministe de vérification s'écrit : $K_{1C} \geq \alpha \cdot K_{Cpf}$ où K_{Cpf} est le facteur d'intensité de contrainte corrigé en plasticité et K_{1C} la ténacité du matériau. Les deux grandeurs sont calculées en pointe du défaut. Cette analyse peut s'avérer pénalisante par exemple pour une étude sur l'allongement de la durée de vie.

Dans le cas d'une évaluation du risque de rupture de la cuve au moyen des méthodes probabilistes, les différents paramètres de base dont la connaissance est entachée d'incertitudes peuvent être traités comme des variables aléatoires et modélisés par des fonctions de densité de probabilité : taille du défaut, teneur en éléments fragilisants (P, Ni, Cu), variation de la température de transition de ductilité, ténacité.

Pour le calcul probabiliste, une méthode de simulation accélérée (méthode du Crude Monte-Carlo [8]) a été utilisée. Elle permet d'obtenir une estimation précise de la probabilité de rupture de la cuve qui évolue entre 10^{-11} et 10^{-6} au cours du transitoire.

Il convient de préciser que cette probabilité de rupture est une probabilité conditionnelle ; en effet la rupture est conditionnée à la réalisation préalable de deux événements indépendants (apparition d'un transitoire de choc thermique pressurisé et existence d'un défaut) qui ont chacun une certaine probabilité d'occurrence (tableau 1).

Nous donnons, à titre d'exemple, les résultats obtenus en 3^{ème} catégorie et dans le cas d'un défaut enveloppe. Nous avons fixé l'objectif pour cette probabilité conditionnelle à 10^{-6} .

Dans un premier temps, les calculs sont effectués en utilisant le transitoire considéré comme enveloppe de la catégorie dans l'approche déterministe (transitoire de petite brèche 3 pouces). Dans un deuxième temps, l'optimisation porte non plus sur le transitoire enveloppe mais sur 4 transitoires représentatifs de la 3^{ème} catégorie (transitoires de brèches intermédiaires amont sur boucle affectée et sur boucle saine et petites brèches 2 et 3 pouces).



On choisit d'associer un poids à chaque transitoire en fonction de sa fréquence d'occurrence fournie par une Etude Probabiliste de Sûreté. Le poids sera d'autant plus important que le transitoire est plus fréquent.

Nous avons comparé (tableau 2) les coefficients obtenus par l'optimisation probabiliste au coefficient donné par la méthode déterministe. Nous avons calculé qu'à ce coefficient déterministe correspondait une probabilité conditionnelle de rupture de $0,4 \cdot 10^{-6}$. Avec l'objectif de fiabilité de 10^{-6} , un coefficient de sécurité légèrement plus faible est obtenu. Un coefficient de sécurité nettement plus réduit est obtenu quand l'on accepte de considérer plusieurs transitoires représentatifs dans la catégorie au lieu du seul transitoire enveloppe.

Méthode	α
Déterministe	2
Optimisation sur transitoire enveloppe (objectif 10^{-6})	1,8
Optimisation sur 4 transitoires représentatifs (objectif 10^{-6})	1,2

Tableau 2 : Coefficients de sécurité obtenus suivant la méthode

Ces résultats sont encourageants car ils montrent qu'un gain significatif pourrait être obtenu sur les marges par l'approche probabiliste. Ils doivent cependant être considérés comme préliminaires compte tenu des hypothèses utilisées pour la modélisation probabiliste des variables aléatoires et pour le choix de transitoires représentatifs.

Tuyauterie vapeur

On étudie ici le risque de défaillance par instabilité de la déchirure d'une tuyauterie vapeur qui présente un défaut débouchant en peau interne.

La marge vis à vis du risque d'instabilité est définie par :

$$M = \sqrt{\frac{J_{\Delta a}}{J(a + \Delta a)}}$$

où la résistance à la déchirure du matériau $J_{\Delta a}$ est fonction de la hauteur du défaut a et de l'énergie d'amorçage caractéristique du matériau $J_{0,2}$, et la force fissurante $J(a + \Delta a)$ est fonction de a , de la contrainte σ_{∞} , de la limite d'élasticité du matériau σ_Y et du module d'Young E .

La défaillance par instabilité se produit pour $M \leq 1$ et la fonction d'état limite correspondante s'écrit $H = M - 1$.

On s'intéresse au niveau de chargements correspondant aux situations courantes en

exploitation. D'après le RSEM [9], les contraintes de chargement sont comprises entre 200 et 250 MPa pour ces situations. La probabilité de défaillance doit être inférieure ou égale à 10^{-6} .

On souhaite appliquer des coefficients de sécurité sur les variables a , σ_{∞} , $J_{0,2}$ et σ_Y . Les coefficients de sécurité sont définis pour les variables de sollicitation comme le rapport de la valeur de conception sur la valeur caractéristique et par son rapport inverse pour les variables de résistance.

$$\text{Soit } \theta_a = \frac{a^d}{a^k}, \quad \theta_{\sigma_{\infty}} = \frac{\sigma_{\infty}^d}{\sigma_{\infty}^k},$$

$$\text{et } \theta_{J_{0,2}} = \frac{J_{0,2}^k}{J_{0,2}^d}, \quad \theta_{\sigma_Y} = \frac{\sigma_Y^k}{\sigma_Y^d}.$$

Avec cette définition, les coefficients seront en principe supérieurs ou égaux à 1.

L'optimisation probabiliste porte sur la gamme de contrainte de chargement considérée par le RSEM. Les calculs de fiabilité sont effectués avec la méthode FORM. Le paramètre pivot est la hauteur du défaut.

Les coefficients de sécurité optimaux suivants ont été obtenus :

$$\theta_a = 1,49, \quad \theta_{\sigma_{\infty}} = 1,05, \\ \theta_{J_{0,2}} = 1,0, \quad \theta_{\sigma_Y} = 1,24$$

Le tableau 3 donne les fiabilités obtenues avec ces coefficients, pour chacune des situations de chargement envisagées. Ces résultats montrent qu'une optimisation probabiliste permet d'obtenir une fiabilité homogène et très proche de l'objectif fixé sur l'ensemble des chargements considérés.

Sur la figure 4, on a comparé ces fiabilités avec celles obtenues à partir du jeu de coefficient de sécurité calibré sur le seul chargement maximal (250 MPa) [10].

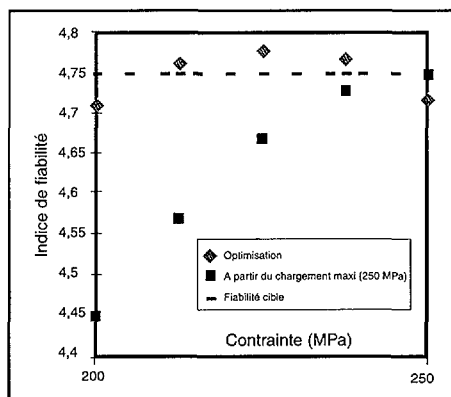


Figure 4 : Comparaison des fiabilités obtenues avec et sans optimisation

On observe que les coefficients de sécurité correspondant au chargement maximal n'assurent pas la fiabilité requise de la structure pour des chargements plus réduits. Ce résultat s'explique par la baisse relative de l'influence de la hauteur du défaut et de son coefficient de sécurité quand le chargement augmente. De ce fait, la valeur plus faible du coefficient θ_a obtenue à 250 MPa ne permet plus d'assurer la fiabilité requise pour les autres chargements.

Contrainte moyenne	β obtenu	P_f obtenue
200	4,71	1,24 10^{-6}
212,5	4,76	0,97 10^{-6}
225	4,78	0,88 10^{-6}
237,5	4,77	0,92 10^{-6}
250	4,72	1,18 10^{-6}

Tableau 3 : Indices de fiabilité et probabilités de défaillance en fonction des situations

Cet exemple nous a permis d'autre part de tester différentes formulations de la fonction F , la précision de la méthode ainsi que l'influence des poids et du nombre de situations envisagées [11].

Circuit d'injection de sécurité (RIS)

L'étude de la rupture brutale du RIS s'appuie sur une équation spécifique faisant intervenir le facteur d'intensité de contrainte K_j et sa valeur limite acceptable K_{JU} . Des coefficients de sécurité sont introduits de manière que :

$$\theta_k \cdot K_{JU} - K_j(\theta_a \cdot a, \theta_c \cdot c, \theta_g \cdot \sigma_g, \theta_{12} \cdot \sigma_{12}, \theta_y \cdot \sigma_y) \geq 0$$

Dans cette équation, interviennent :

- des variables de résistance (limite d'élasticité σ_y et K_{JU}),
- des variables de sollicitation (a et c dimensions de la fissure et σ_g et σ_{12} contraintes primaires et secondaires).

Dans l'analyse probabiliste, nous considérons que toutes ces variables sont aléatoires avec des densités de probabilité lognormales.

Le RIS est constitué de 6 tronçons qui diffèrent par leur géométrie, leurs caractéristiques de matériaux, leurs chargements et leur nombre de soudures. L'analyse déterministe du RIS porte sur un tronçon théorique qui serait soumis aux contraintes primaire et secondaire maximales observées sur le circuit. Cette approche est conservatrice dans la mesure où les deux types de contraintes n'atteignent pas leur maximum sur le même tronçon.

Dans l'optimisation probabiliste des coefficients de sécurité, on considère l'ensemble des 6 tronçons avec leurs propres caractéristiques.

Les probabilités d'existence de défaut interne F_{INT} ou débouchant F_{DEB} sont obtenues à partir du contrôle non destructif. Elles sont proportionnelles au nombre de soudures présentes dans le tronçon. Pour chaque tronçon, la probabilité de rupture brutale P_f est égale à :

$$P_f = P_{INT} \cdot F_{INT} + P_{DEB} \cdot F_{DEB} \text{ où } P_{INT} \text{ et } P_{DEB}$$

sont les probabilités de rupture brutale du tronçon de tuyauterie conditionnées respectivement à l'existence d'un défaut interne ou débouchant. La probabilité de rupture brutale du RIS s'exprime alors :

$$P_f^{RIS} = \sum_{j=1}^6 [P_{INT}^j \cdot F_{INT}^j + P_{DEB}^j \cdot F_{DEB}^j]$$

Pour le jeu optimal de coefficients de sécurité obtenu, les probabilités de rupture

$$(P_f^j = P_{INT}^j \cdot F_{INT}^j \text{ ou } P_f^j = P_{DEB}^j \cdot F_{DEB}^j)$$

pour chaque tronçon j sont données dans le tableau 4. Ces résultats sont donnés, à titre d'exemple, pour un objectif de fiabilité fixé à 10^{-2} qui correspondrait à des situations de première et deuxième catégories.

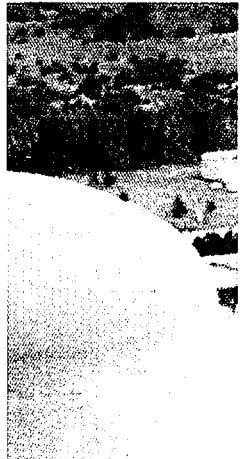
Tronçon	Défaut	P	%
1	débouchant	5,2 10^{-6}	0,16
2	débouchant	4,4 10^{-6}	0,15
3	débouchant	2,0 10^{-5}	0,31
4	débouchant	3,2 10^{-5}	0,43
5	débouchant	2,7 10^{-5}	0,38
6	débouchant	3,7 10^{-5}	0,48
1	interne	7,2 10^{-4}	7,35
2	interne	6,2 10^{-4}	6,26
3	interne	8,8 10^{-4}	8,91
4	interne	1,7 10^{-3}	17,35
5	interne	1,3 10^{-3}	13,30
6	interne	4,5 10^{-3}	44,82
Total RIS		10^{-2}	100

Tableau 4 : Répartition du risque de défaillance en fonction du tronçon et du type de défaut stipulé

L'optimisation probabiliste permet d'obtenir une estimation du risque pour chaque tronçon. On voit, par exemple, que près de 45% du risque total de défaillance est causée par l'éventualité d'un défaut interne sur le tronçon n° 6. Les coefficients de sécurité obtenus par l'optimisation probabiliste permettent une meilleure prise en compte de la fiabilité des différents tronçons du circuit.

CONCLUSION

Cette étude a permis de montrer l'intérêt de l'optimisation probabiliste des coefficients de sécurité. La méthode d'optimisation développée permet de calibrer les





coefficients de sécurité intervenant dans une règle de conception ou de vérification en prenant en compte l'ensemble des chargements et l'ensemble des composants concernés par la règle. L'optimisation est réalisée de manière à ce qu'un composant conçu à partir de cette règle et du jeu de coefficient optimal ait une fiabilité proche d'un objectif fixé par une autorité de sûreté. Le choix des coefficients de sécurité est alors fondé sur un critère purement quantitatif. Cette méthode d'optimisation est générale et la fonction à minimiser peut être facilement modifiée pour prendre en compte d'autres critères que la fiabilité comme par exemple des critères de coût. La mise en oeuvre de cette méthode exige d'avoir des données sur les différents paramètres entachés d'incertitude et des modèles de défaillance validés. Toutefois ces préalables ne sont pas spécifiques à l'approche probabiliste mais existent déjà dans la démarche déterministe. Ainsi un choix motivé des valeurs caractéristiques dans l'approche déterministe nécessite lui aussi des données suffisantes. Cette méthode est un premier pas vers l'introduction des méthodes probabilistes dans la codification. Elle garde la structure générale de la démarche déterministe, ce qui la rend plus facilement acceptable par les autorités de sûreté. Une étape ultérieure qui peut être envisagée est celle d'une conception des composants complètement fondée sur l'approche probabiliste sans coefficients de sécurité ni valeurs caractéristiques.

RÉFÉRENCES

- [1] *Calibration des coefficients partiels à partir de modèles par éléments finis*
MARCELLIER P., LEMAIRE M., GOYET J.
2e Conférence Nationale JN-FIAB'98.
Marne la Vallée, France
Du 23 au 24/11/98
- [2] *Application of Structural Reliability to support deterministic integrity analyses of reactor Pressure Vessel*
PITNER P., PERSOZ M.
OECD Workshop
Stockholm, SUÈDE
Du 28/02 au 1/03/96
- [3] *Monte Carlo simulation to assess structures reliability*
DEVICTOR N., CHAPULIOT S., EID M.
ESREL'99
Munich, ALLEMAGNE
Du 13 au 17/09/99
- [4] *Simulation and the Monte-Carlo Method.*
RUBINSTEIN RY.
Wiley Series in Probability and Mathematical Statistics
1981
- [5] *Methods of structural safety*
MADSEN HO.
Prentice-Hall
1986
- [6] *French verification of PWR vessel integrity*
PELLISSIER TANON A.
Rapport EPRI NP-6713
1990
- [7] RCC-M (Règles de conception et de construction des matériels mécaniques des îlots nucléaires REP)
Annexe ZG
Edition Juin 1993
- [8] *Probabilistic fracture mechanics and reliability*
PROVAN JW.
Martinus Nijhoff Publishers
1987
- [9] RSEM (Règles de surveillance en exploitation des matériels mécaniques des îlots nucléaires REP)
Edition Juin 1990
- [10] *Optimization of safety coefficients. Comparison between the design point method and a global optimization.*
DEVICTOR N., MARQUES M.
ESREL'99
Munich, ALLEMAGNE
Du 13 au 17/09/99
- [11] *Probabilistic optimization of safety coefficients*
MARQUES M., DEVICTOR N., DE MAGISTRIS F., MEISTER E., HELIOT J.
SMIRT 15
Séoul, Corée du Sud
Du 12 au 20/08/99