

Nouvel élément de structure pour les calculs d'interaction dans les faisceaux d'aiguilles combustibles des RNR

B. Leturcq¹, JB. Minne², F. Di Paola¹,

¹ DEN, DANS, DM2S, SEMT, LM2S, CEA, France, {bertrand.leturcq, francois.dipaola}@cea.fr

² CS-SI, France, jean-baptiste.minne@c-s.fr

Résumé — Le faisceau d'aiguilles d'un assemblage combustible de réacteur à neutrons rapides est sujet à plusieurs phénomènes qui couplent la neutronique, la thermohydraulique, la mécanique, et la science des matériaux. On étudie le cas des aiguilles qui gonflent sous irradiation et peuvent interférer au point de se vriller, s'ovaliser, voir perdre leur étanchéité. Afin de résoudre ce problème multi-corps et multi-échelle en un temps raisonnable, on développe dans Cast3M un élément barre de liaison spécifique, à localisation de déformation pour le dommage, prenant en compte le fluage et la pression.

Mots clés — Faisceau d'aiguilles combustibles RNR, thermomécanique, multi-corps.

1. Contexte et objectifs

1.1. L'assemblage combustible et les phénomènes en jeu

Les assemblages combustibles des réacteurs à neutrons rapide PHENIX ou ASTRID sont constitués d'un solide tube hexagonal enfermant 217 aiguilles creuses en acier qui contiennent le combustible. Un fil espaceur en acier est enroulé le long des aiguilles pour éviter les points chauds et mélanger le sodium liquide.

Outre la dilatation thermique, réversible, la principale source de chargement est le phénomène de gonflement isotrope de l'acier des aiguilles, sous l'effet du bombardement par les neutrons rapides (>1MeV). Une fois les jeux entre fils et aiguilles voisins rattrapés, le faisceau d'aiguilles accommode principalement par flexion hélicoïdale (phase 2). Enfin, quand il n'y a plus de jeux disponibles (phase 3) l'accommodation se fait obligatoirement par ovalisation des gaines et éventuellement par déformation du tube hexagonal. Les phases 2 et 3 font surtout intervenir du fluage d'irradiation, proportionnel à la contrainte, et éventuellement du fluage thermique, très nettement plus sensible à la contrainte. Le fluage thermique, endommageant, pourrait causer une rupture de la gaine de l'aiguille.

On veut prédire le niveau d'interaction partout dans le faisceau d'aiguilles, les valeurs de vrillage, d'ovalisation, et le risque de rupture de la gaine par cumul de fluage thermique.

1.2. Points durs et solution retenue

Les difficultés du calcul sont liées à la précision requise dans les zones critiques, au nombre de corps en présence qui génèrent 7000 zones de contact à traiter, et aux échelles différentes à observer : objets de plusieurs mètres, déformées à l'échelle du centimètre, et endommagement à l'échelle du dixième de millimètre. Ainsi, il faudrait 10^{10} éléments volumiques avec une modélisation standard.

On choisit de représenter les aiguilles par des éléments TUYA de Cast3M [1] (poutres avec prise en compte de la pression interne), qui rendent compte de la flexion hélicoïdale par fluage due aux forces de contact sur l'aiguille, qui suivent le pas d'enroulement du fil. D'autre part, chaque zone de contact potentiel (cf. tableau 1) est modélisée par un élément de liaison horizontal, qui relie les fibres neutres de deux aiguilles voisines. Ces 7000 barres de liaison représentent la raideur d'écrasement non linéaire de chaque section d'aiguille ovalisée, et donnent également un accès précis au tenseur des

déformations du point critique, localisé en peau interne de l'aiguille près du contact, et dont il faut surveiller l'endommagement par fluage thermique. Enfin, on exploite la linéarité en contrainte du fluage d'irradiation, majoritaire, pour limiter à un seul point d'intégration l'estimation des contraintes dans la section de gaine qui s'écrase.

On obtient ainsi un modèle d'assemblage qui fait moins de 100.000 nœuds, avec un traitement plus aisé des non-linéarités géométriques (contacts, ovalisations, pressions suiveuses), tout en donnant un accès direct aux endommagements locaux par fluage thermique.

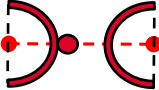
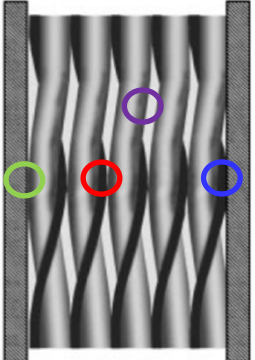

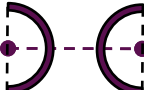

2. Le modèle de liaison

2.1. Principe de la barre élasto-visco-plastique à localisation

Ce modèle 1D décrit le comportement élasto-visco-plastique d'écrasement de sections d'aiguilles 3D lors du contact entre aiguilles voisines, ou entre une aiguille et le tube hexagonal. Il existe 4 types de contact repérés dans le tableau ci-dessous. Les liaisons relient soit 2 fibres neutres d'aiguilles, soit 1 fibre neutre et la face interne du tube hexagonal. Elles représentent donc soit l'écrasement moyen de 2 demi-sections d'aiguilles voisines, soit l'écrasement d'une demi-section d'aiguille.

Table 1 – les 4 types de liaison du faisceau d'aiguilles.

n_R désigne le nombre de rayons de gaine modélisés et n_D le nombre de diamètre de fil dans la liaison.

Liaison	Représentation schématique	Localisation des contacts
Fil/gaine voisine		 [2]
Fil/tube hexagonal		
Gaine/gaine voisine		
Gaine/tube hexagonal		

Cette loi est implémentée pour des éléments de barres, orthogonales aux fibres neutres des aiguilles. Elle est basée sur la description à chaque pas de temps de l'évolution des différentes longueurs modélisées dans la liaison : le jeu, le rayon de la gaine écrasée ou non, le diamètre du fil, et l'écrasement de la section. Ceci permet de tenir compte dans l'élément de liaison de la variation de raideur structurelle causée par l'ovalisation des gaines. Ainsi la résolution de l'équilibre global au niveau assemblage peut être réalisée en petites déformations et petits déplacements, assurant une convergence plus stable et rapide.

2.2. Description de l'algorithme de calcul

Etant donné la nature viscoplastique de la loi de comportement des aiguilles, le calcul se fait de manière itérative sur plusieurs pas de temps de la manière suivante:

- 1) Calcul à jeu ouvert des incréments de rayon externe de la gaine et de diamètre du fil.
- 2) Calcul de l'incrément du jeu et de sa valeur en fin de pas de temps, qui peut alors se retrouver négative si le jeu est fermé (phase de prédiction).
- 3) Calcul de l'incrément d'écrasement de la gaine, selon que le jeu soit ouvert ou fermé.
- 4) Calcul de l'incrément du tenseur des déformations localisées en peau interne de gaine à partir :
 - de l'incrément d'écrasement de la gaine,
 - des coefficients identifiés sur des calculs élastiques d'écrasement de gaine, qui traduisent la concentration de la déformation en peau interne de gaine,
 - de l'incrément de rayon interne de la gaine.
- 5) Calcul du tenseur des contraintes localisées en peau interne par intégration de la loi de comportement.
- 6) Calcul de l'effort de contact de la liaison (effort généralisé de la barre) à partir de :
 - la contrainte ortho-radiale calculée en peau interne de gaine,
 - la pression interne et son effet de contre-ovalisation.
- 7) Mise à jour des variables en fin de pas de temps et de la valeur du jeu (phase de correction).

Les paragraphes suivants détaillent les différentes étapes de l'algorithme.

2.3. Géométrie à jeu ouvert

Sous l'effet combiné de la pression interne des gaz de fission, de la température et de l'irradiation, l'incrément de rayon externe R_e est principalement lié au gonflement et au fluage (1) :

$$dR_e = R_e \cdot d\varepsilon_{\theta\theta}^{\text{libre}}(R_e) \quad (1)$$

avec

$$d\varepsilon_{\theta\theta}^{\text{libre}}(R_e) = d\varepsilon_{\theta\theta}^e(R_e) + d\varepsilon_{\theta\theta}^{fl}(\sigma_{eq}(R_e)) + d\varepsilon^{th} + d\varepsilon^g$$

L'état de contrainte est imposé par la pression interne P , supposée uniforme dans la gaine fermée à ses extrémités (effet de fond). R_i est le rayon interne de la gaine, R_e le rayon externe :

$$\sigma_{rr}(r) = \frac{PR_i^2}{R_e^2 - R_i^2} \left(1 - \left(\frac{R_e}{r} \right)^2 \right)$$

$$\sigma_{\theta\theta}(r) = \frac{PR_i^2}{R_e^2 - R_i^2} \left(1 + \left(\frac{R_e}{r} \right)^2 \right)$$

$$\sigma_{zz} = \frac{PR_i^2}{R_e^2 - R_i^2}$$

L'état de contrainte permet de calculer directement l'incrément de déformation par fluage $d\varepsilon_{ii}^{fl}(\underline{\sigma})$ ainsi que la déformation élastique à jeu ouvert. On calcule aussi l'incrément d'épaisseur de gaine :

$$de_g = e_g \cdot d\varepsilon_{rr}^{\text{libre}}(R_{moy}) \quad (2)$$

avec

$$d\varepsilon_{rr}^{\text{libre}}(R_{\text{moy}}) = d\varepsilon_{rr}^e(R_{\text{moy}}) + d\varepsilon_{rr}^{fl}(\sigma_{eq}(R_{\text{moy}})) + d\varepsilon^{th} + d\varepsilon^g$$

L'incrément de diamètre du fil est peu sensible à l'effort de contact. Il est calculé en ne considérant que la dilatation thermique et le gonflement :

$$dD_{fil} = D_{fil}(d\varepsilon^{th} + d\varepsilon^g)$$

2.4. Prédiction du jeu

Prédiction initiale de l'incrément du jeu

$$d\text{jeu} = dL - n_R dR_e - n_D dD_{fil} \quad (3)$$

Jeu en fin de pas de temps

$$\text{jeu}(t + dt) = \text{jeu}(t) + d\text{jeu}$$

avec $dL = Ld\varepsilon_b$ l'incrément de longueur de la barre, n_R le nombre de rayon considéré dans la liaison (1 ou 2) et n_D le nombre de diamètre de fil considéré (0 ou 1).

Si $\text{jeu}(t + dt) > 0$, le jeu est ouvert, sinon, il est fermé.

A la fin de l'algorithme, le jeu est corrigé en rajoutant l'incrément d'écrasement (4). On conservera un jeu nul en cas de contact.

2.5. Ecrasement de la gaine

L'écrasement est la diminution de longueur du rayon (ou du diamètre) sollicité : $\delta = n_R(R_e - R)$. Dans le cas des liaisons de type fils/gaines voisines ou gaines/gaines voisines, l'élément de liaison calcule l'écrasement moyen des 2 demi-sections d'aiguilles en contact entre elles, alors que dans le cas des liaisons avec le tube hexagonal, l'élément calcule l'écrasement d'une demi-section d'aiguille en contact avec le tube.

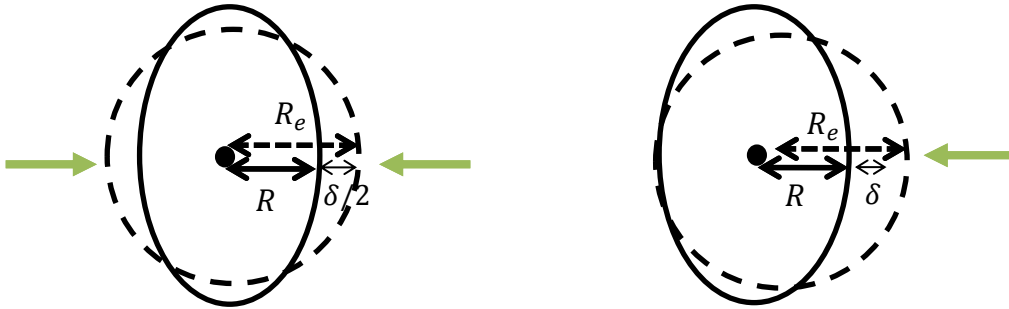


Figure 1 – Représentation schématique de l'écrasement de la section d'une gaine. A gauche, écrasement en 2 points diamétralement opposés, à droite, écrasement en 1 point (impliquant une flexion de la fibre neutre de la gaine).

$$\text{Si le jeu est ouvert, } d\delta = 0, \text{ sinon, } d\delta = -d\text{jeu} = n_R dR_e + n_D dD_{fil} - dL. \quad (4)$$

2.6. Incrément du tenseur des déformations localisées en peau interne de gaine

L'état local de déformation et de contrainte est maximal en peau interne de gaine, au revers du point de contact. On choisit d'intégrer la loi de comportement du matériau de gaine en ce point. L'incrément de tenseur de déformation locale en peau interne est calculé à partir de l'incrément de déformation de la gaine libre (non écrasée) et de l'incrément d'écrasement $d\delta$:

$$d\varepsilon_{\theta\theta}(R_i) = d\varepsilon_{\theta\theta}^{\text{libre}}(R_i) - \lambda_{\theta\theta} \frac{d\delta}{n_R R_e} \quad (5)$$

$$d\varepsilon_{zz}(R_i) = d\varepsilon_{zz}^{\text{libre}}(R_i) - \lambda_{zz} \frac{d\delta}{n_R R_e} \quad (6)$$

Les λ_{ii} des expressions (5) et (6) sont les facteurs de localisation de la déformation, identifiés par un calcul d'écrasement élastique de gaine en peau interne et vérifiant $\varepsilon_{ii}^e = -\lambda_{ii} \frac{\Delta D_e}{D_e}$. Les deux expressions ci-dessus sont obtenues :

- en décomposant dans (7) l'état de déformation de la gaine écrasée sous pression comme la somme de l'état de la gaine sous pression, libre (non écrasée) et de l'état écrasé sans pression :

$$\varepsilon_{ii} = \varepsilon_{ii}^{\text{libre}} + \varepsilon_{ii}^{\text{écra}} \quad \text{avec} \quad \varepsilon_{ii}^{\text{écra}} = -\lambda_{ii} \frac{\delta}{n_R R_e}, \quad (7)$$

- en supposant que la localisation de la déformation est la même en élasticité et en fluage : $\lambda_{\theta\theta}^e = \lambda_{\theta\theta}^{fl}$ et $\lambda_{zz}^e = \lambda_{zz}^{fl}$.

Cette dernière hypothèse est acceptable car le fluage d'irradiation est prépondérant en conditions normales d'irradiation et car son comportement est linéaire avec la contrainte (en vitesse de déformation), comme en élasticité (en déformation). Cela justifie le fait de n'utiliser qu'un seul point d'intégration dans toute la section, alors que celle-ci voit des niveaux de contrainte différents.

2.7. Tenseur des contraintes localisées en peau interne de gaine

L'intégration de la loi de comportement non linéaire, tenant compte du gonflement, du fluage d'irradiation et du fluage thermique, se fait au point critique en peau interne, en utilisant un algorithme de Runge-Kuta d'ordre 4 avec contrôle de l'erreur, dans l'hypothèse d'un état de contrainte biaxial.

2.8. Effort de contact

Si le jeu est ouvert, l'effort de contact, dans la barre, est $F = 0$, sinon il est donné par (8) :

$$F = F_\sigma + F_{CO} \quad (8)$$

avec F_σ l'effort induit par les contraintes locales, et F_{CO} la force de contre-ovalisation due à la pression dans la section de la gaine ovalisée.

2.9. Effort de contact induit par les contraintes locales

Par superposition de l'état de contrainte d'une gaine sous pression non écrasée et de l'état de contrainte de la gaine écrasée par l'effort F_σ mais sans pression, on déduit que

$$F_\sigma = \frac{S_{eq}}{k_{\theta\theta}} (\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{\theta\theta}^{\text{libre}}) \quad (9)$$

Dans (9) S_{eq} la section équivalente, $k_{\theta\theta}$ le facteur de localisation de la contrainte ortho-radiale et $\sigma_{\theta\theta}^{\text{libre}}$ la contrainte orthoradiale de la gaine sous pression non écrasée (cf. §2.3).

Ces paramètres sont identifiés en peau interne sur le même calcul détaillé de gaine qui donne les coefficients λ_{ii} des expressions (5) et (6) puisque les facteurs de localisation en déformation sont reliés aux facteurs en contrainte, en élastique, par $\lambda_{ii} = (1 + \nu)k_{ii} - \nu k_{kk} \delta_{ii}$. Leurs évolutions avec l'écrasement sont approchées dans (10) par un polynôme du second degré.

$$S_{eq}(\delta) = S_{eq}(0) \left(1 + S_1 \frac{\delta}{D_e} + S_2 \left(\frac{\delta}{D_e} \right)^2 \right) \quad (10)$$

La variation de $S_{eq}(\delta)$ traduit le changement de raideur au cours de l'écrasement, prennent une forme similaire. Les variations de $k_{\theta\theta}(\delta)$ et $k_{zz}(\delta)$ traduisent la non linéarité de la courbure locale du tube avec l'écrasement. Ces 6 nouveaux coefficients sont des constantes, valables pour tous les tubes minces.

2.10 . Correction des contraintes dans l'hypothèse des contraintes biaxiales

Etant donné que la contrainte en peau interne $\sigma_{\theta\theta}$ est ici calculée en supposant un état de contraintes biaxiales, elle doit être comparée à $\sigma_{\theta\theta}^{\text{libre}}$ (contrainte en peau interne de la gaine non écrasée) calculée sous les mêmes hypothèses. Cependant, cette contrainte diffère de celle calculée en peau interne dans le cas d'un état triaxial :

$$\sigma_{\theta\theta}^{\text{triaxial}} = \frac{PR_i^2}{R_e^2 - R_i^2} \left(1 + \left(\frac{R_e}{R_i} \right)^2 \right)$$

En imposant $\varepsilon_{\theta\theta}^{\text{coque}} = \varepsilon_{\theta\theta}^{\text{volume}}$ et $\varepsilon_{zz}^{\text{coque}} = \varepsilon_{zz}^{\text{volume}}$ (la déformation des éléments coques suit la déformation des faces des éléments volumiques en peau interne), on déduit, en élastique, que :

$$\sigma_{\theta\theta}^{\text{biaxial}} = \sigma_{\theta\theta}^{\text{triaxial}} - \frac{\nu}{1 - \nu} \sigma_{rr}^{\text{triaxial}}$$

Ceci permet de tenir compte de $\sigma_{rr}^{\text{volume}}$ qui impacte la contrainte équivalente de Von Mises en peau interne. Comme la déformation par fluage d'irradiation est majoritaire, on impose $\nu = 1/2$ du fait de l'incompressibilité plastique :

$$\sigma_{\theta\theta}^{\text{biaxial}} = \sigma_{\theta\theta}^{\text{triaxial}} - \sigma_{rr}^{\text{triaxial}} = \frac{2PR_e^2}{R_e^2 - R_i^2}$$

2.11. Force de contre-ovalisation

Cette force (11), tracée sur la figure 2, traduit le phénomène de contre-ovalisation liée à la pression interne qui, comme dans un pneu de vélo, s'oppose à toute ovalisation existante.

$$F_{CO} = -P\delta L_{eq} \quad (11)$$

avec L_{eq} la longueur axiale équivalente le long de laquelle cette force agit. L_{eq} dépend de l'écrasement et de la pression. Au premier ordre une évolution affine de L_{eq} avec l'écrasement a été identifiée sur un calcul de gaine élastique en grands déplacements avec pression suivieuse.

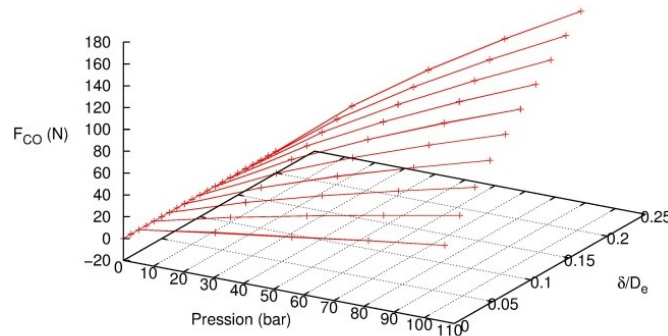


Figure 2 – Evolution de la force de contre-ovalisation avec l'écrasement et la pression.

2.12. Régularisation du contact

Etant donné le caractère potentiellement discontinu de l'état du contact sur un pas de temps, une approche continue est introduite. Elle consiste à utiliser une fonction de classe C^1 pour décrire l'évolution d'une variable entre un jeu ouvert et un jeu fermé sur un petit intervalle de jeu. On utilise ici une fonction cubique pour gérer l'écrasement de la gaine et la force de contact sur une distance d'environ cinq micromètres.

2.13. Lien entre ovalisation et écrasement

L'ovalisation, mesurable après la sortie du réacteur et le refroidissement en piscine, est définie pour une section donnée, comme la différence entre le plus grand diamètre et le plus petit diamètre (celui sollicité). Pour un anneau 2D, symétriquement pincé, le rapport ovalisation/écrasement diamétral $R_{oe} = \omega/\delta$ est proche de 2. Ici, nous sommes dans le cas du pincement local d'un tube en 3D, et d'après une série de calculs en éléments finis, ce rapport R_{oe} est fixé à la valeur moyenne $\omega/\delta = 1,6$ pour les liaisons fils/gaines voisines et $\omega/\delta = 2,5$ pour les liaisons avec le tube hexagonal. On déduit donc a posteriori l'ovalisation à partir de la valeur d'écrasement calculée dans la barre.

2.14. Ovalisation induite par la courbure de la gaine

Une flexion de la gaine induit une ovalisation complémentaire de la section. Pour un comportement élastique, l'ovalisation ω est donnée en fonction de la courbure κ par [3] :

$$\omega = 2 \frac{R_{moy}^5}{e^2} (1 - \nu^2) \kappa^2$$

La courbure moyenne est donnée par les courbures autour des 2 directions perpendiculaires à l'axe de la gaine. Cette courbure est lue sur les éléments de la fibre neutre de la gaine :

$$\kappa^2 = \kappa_y^2 + \kappa_z^2$$

Cette ovalisation supplémentaire générée par des efforts non locaux signifie une réduction du petit diamètre de la gaine. Cet écrasement complémentaire doit être retranché aux éléments barres sous forme d'un chargement en déformation imposée $\varepsilon = -\frac{\omega}{R_{oe} \cdot D_e}$ à chaque pas de temps, via la procédure PERSO1 de Cast3M [1].

3. Validation

3.1. Validation unitaire de l'élément de liaison

La validation de l'élément de liaison est effectuée à partir de simulations détaillées par éléments finis d'une aiguille sous irradiation dont le gonflement est contrarié par ses voisines. On présente ci-après un cas extrêmement sévère de sollicitations, à savoir une irradiation de plusieurs années jusqu'à une dose de 190dpa (190 déplacements par atome de fer en moyenne, générés par le choc des neutrons rapides), sous une température de 650°C et une pression interne dans la gaine croissant de 3bar à 150bar.

La figure 3 montre que les corrélations sont excellentes, mêmes pour des écrasements de gaine significatifs, et jusqu'à des doses supérieures aux cibles envisagées. La grande précision atteinte sur la contrainte effective permet de limiter l'erreur sur le fluage thermique, qui est endommageant, et extrêmement sensible à cette contrainte. Le domaine usuel d'utilisation de cette technologie est donc bien couvert par cette modélisation.

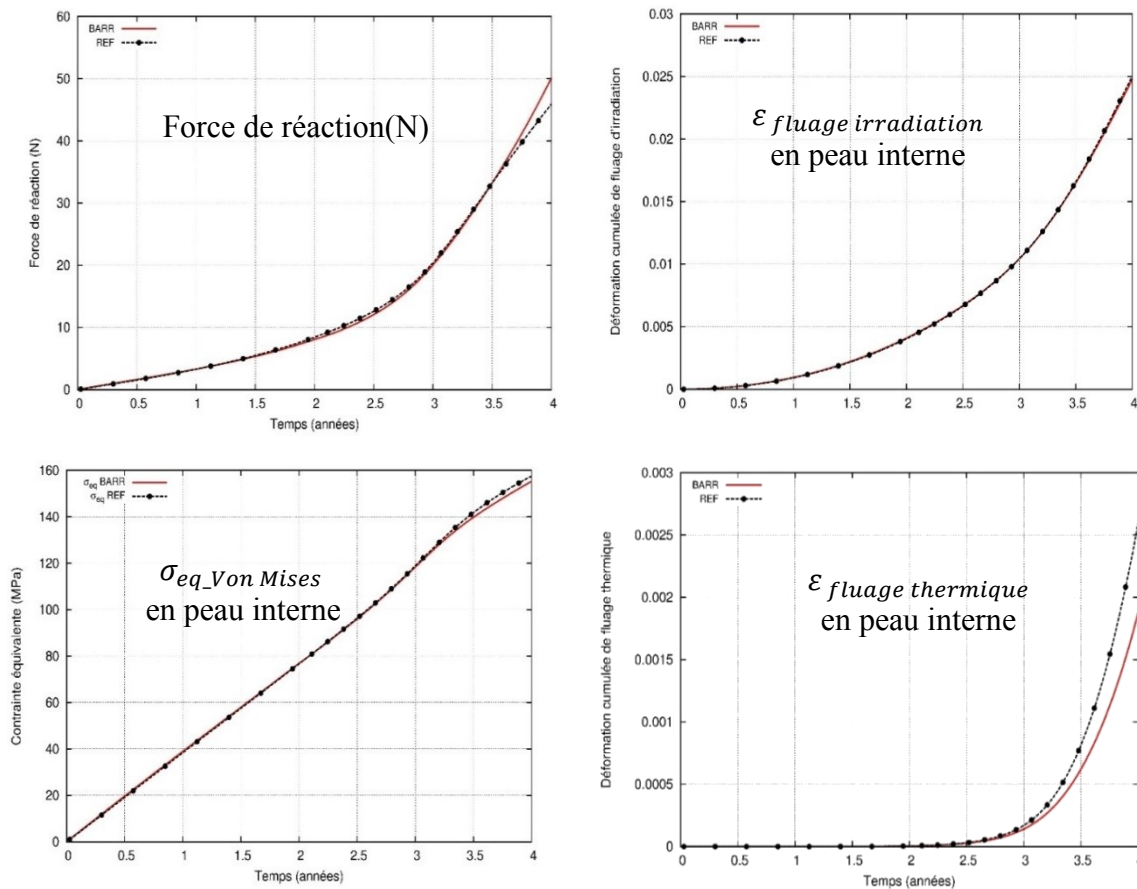


Figure 3 – Validation du modèle de liaison par rapport à un calcul détaillé sous chargement sévère

3.2. Validation sur des assemblages irradiés dans Phénix

Les expériences SPHINX, BOITIX9 (forte dose) et MYOSOTIS (gradient de dose élevé), irradiées dans Phénix, ont enfin pu être simulées en 3D grâce à cette méthode. Les corrélations des calculs aux métrologies après essais concernant les diamètres, la localisation des contacts, les rayons de vrillage, les ovalisations des aiguilles et la déformation du tube hexagonal qui enferme les aiguilles, se sont révélées tout à fait satisfaisantes compte tenu de la précision des données d'entrée utilisées.

Références

- [1] Cast3M, Plateforme de développement éléments finis du CEA, <http://www-cast3m.cea.fr>
- [2] T. Uwaba et al., Development of a FBR fuel bundle-duct interaction analysis code-BAMBOO - Analysis model and verification by Phenix high burn-up fuel, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 42, No. 7, p. 608–617, 2005.
- [3] S. A. Karamanos, Bending instabilities of elastic tubes, International Journal of Solids and Structures 39 (2002) 2059-2085.