

→ **CINTRAGE DES TUBES : COMPENSATION DE L'EFFET DE L'INCERTITUDE ANGULAIRE SUR LE RAYON DE COURBURE MOYEN**

→ **REUNIONS DE TRAVAIL ASME SUR LE BPV CODE**

# CINTRAGE DES TUBES : COMPENSATION DE L'EFFET DE L'INCERTITUDE ANGULAIRE SUR LE RAYON DE COURBURE MOYEN

Laurent Blondeaux - DREAL Picardie  
Secrétaire Adjoint du Conseil de Direction du CODETI®  
Membre du Conseil de Direction du CODAP®



I - Pour le cintrage à froid des tubes de canalisations, sur chantiers, le règlement impose de respecter un rayon de courbure minimal, lequel permet de garantir une absence d'amincissement exagéré à l'extrados, et de limiter le risque de formation de plis à l'intrados :

$$R_c \text{ (rayon « objectif »)} \geq \text{MIN} \left( R_c \right)$$

$$\text{MIN} \left( R_c \right) = f(\text{DN}) :$$

- $\text{DN} \leq 200$  :  $\text{MIN} \left( R_c \right) = 20 \times D$
- $200 < \text{DN} < 400$  :  $\text{MIN} \left( R_c \right) = 30 \times D$
- $400 \leq \text{DN}$  :  $\text{MIN} \left( R_c \right) = 40 \times D$

Le rayon de courbure « objectif » ( $R_c$ ), l'angle de déviation prescrit au cintreur ( $\alpha^\circ$ ) et la partie déformée du tube ( $L$ ) sont liés comme suit :

$$L = R_c \times \alpha^\circ \times \frac{\pi}{180^\circ} \quad (1)$$

A l'angle de déviation ( $\alpha^\circ$ ) est associée une incertitude ( $I_a$ ), due à trois causes :

- l'erreur  $\delta\alpha_1$ , commise par le topographe dans la détermination de l'angle à réaliser (ie : différence entre l'angle « optimum » et l'angle « objectif ») ;
- l'erreur  $\delta\alpha_2$  correspondant à la différence admissible entre l'angle « objectif » et l'angle réellement réalisé par le cintreur ;
- et l'erreur  $\delta\alpha_3$  due à l'inexactitude de l'instrument utilisé par le cintreur ;

$$\delta\alpha = \delta\alpha_1 + \delta\alpha_2 + \delta\alpha_3$$

et :

$$I_a^2 = 4 \times \text{Variance} \left( \delta\alpha \right)$$

À noter que l'incertitude sur ( $\delta\alpha$ ) peut être très appréciable ( $\geq 0,5^\circ$ ).

Or, la compensation de l'erreur commise se fait par pose en flexion élastique, et le cumul de l'effet de fond et de la contrainte de flexion ainsi induite peut rapidement conduire à un niveau significatif, voire inacceptable, évaluable sommairement par la formule :

$$\sigma_{\text{cumulée}} = \frac{PD}{4TMi} + \frac{\pi ED I_\alpha}{360^\circ L}$$

(ce sera le sujet d'une autre publication.)

Qui plus est - et c'est là le thème de la présente étude -  $I_\alpha$  étant indépendante de l'angle à réaliser, si celui-ci est faible, le ratio :

$$\frac{\alpha^\circ + I_\alpha}{\alpha^\circ}$$

peut différer notablement de 1,00, et ce pour une longueur déformée constante.

L'accroissement de la déviation réalisée induit une réduction du rayon de courbure, lequel peut alors passer sous le minimum réglementaire : ce serait une non-conformité rédhitoire ...

En effet, comme :

$$L = R'_c (\text{rayon réel}) \times \left( \alpha^\circ + I_\alpha \right) \times \frac{\pi}{180^\circ} \quad (2)$$

et comme d'autre part :

$$L = R_c (\text{rayon objectif}) \times \alpha^\circ \times \frac{\pi}{180^\circ} \quad (3)$$

le rapport des relations (2) et (3) donne :

$$1 = \frac{R'_c}{R_c} \times \frac{\alpha^\circ + I_\alpha}{\alpha^\circ}$$

$$\Rightarrow \left( \frac{R'_c}{R_c} = \frac{\alpha^\circ}{\alpha^\circ + I_\alpha} \right) < 1,00 \quad (4)$$

### Exemple numérique :

$$\alpha^\circ = 1,2^\circ \text{ et } I_\alpha = 0,6^\circ$$

$$\Rightarrow \frac{R'_c}{R_c} = \frac{2}{3} = 0,67$$

Supposons un tube en DN 1200 :

$$\text{MIN} \left( R_c \right) = 40 \times D$$

Si la déviation spécifique prescrite est égale à :

$$\gamma^\circ/\text{m} = \frac{\alpha^\circ}{L} = 1,0^\circ/\text{m}$$

comme :

$$R_c = \frac{180^\circ}{\pi \times \left( \frac{\alpha^\circ}{L} \right)}$$

$$R_c = \frac{180^\circ}{\pi \times 1,0^\circ/\text{m}}$$

$$R_c = \frac{180000 \text{ mm}}{\pi}$$

l'on a :

$$\frac{R_c}{D} = \frac{180\,000 \text{ mm}}{1219 \text{ mm} \times \pi} = 47,0$$

et donc :

$$\frac{R_c'}{D} = \frac{R_c'}{R_c} \times \frac{R_c}{D} = \frac{2}{3} \times 47,0 = 31,33$$

$$\Rightarrow \left( \frac{R_c'}{D} \approx 31,3 \right) \ll \left( \frac{\text{MIN}(R_c)}{D} = 40 \right)$$

Dans cet exemple, bien qu'un rayon nettement supérieur au minimum réglementaire ait été spécifié par le transporteur, le résultat est non-conforme ...

**II -** Comment donc s'assurer que la production des cintres à faible déviation ne donnera pas de résultat insatisfaisant, sans devoir abaisser le taux spécifique (ie : linéaire) de déviation :

$$\gamma^\circ/m = \frac{\alpha^\circ}{L}$$

(voire sans l'abaisser du tout...)?

Remarquons d'abord que la longueur réellement cintrée est toujours supérieure à la longueur prévue :

$$L' > L$$

En effet, le cintrage est effectué pas-à-pas, au moyen d'un outil déformant une longueur de tube  $\mathcal{L}$  et se déplaçant d'un pas de longueur  $\lambda$  ( $\mathcal{L} > \lambda$ ).

Le nombre  $N$  de pas à réaliser (« coups de sabot ») vérifie :

$$N(\text{pas}) = \frac{\alpha^\circ}{\beta^\circ/\text{pas}} = \frac{\alpha^\circ}{\gamma^\circ/m \times \lambda^m/\text{pas}} \quad (5)$$

En notant  $(x_i)_{1 \leq i \leq N}$  l'abscisse de l'entrée d'outil au  $i^{\text{ème}}$  coup de sabot, l'on a :

- $x_1 = 0$
- $x_2 = \lambda$
- $x_3 = 2\lambda$
- ...
- $x_N = (N-1)\lambda$

En notant  $(y_i)_{1 \leq i \leq N}$  l'abscisse de la sortie d'outil au  $i^{\text{ème}}$  coup de sabot, l'on a d'autre part :

- $y_1 = \mathcal{L}$
- $y_2 = \lambda + \mathcal{L}$
- $y_3 = 2\lambda + \mathcal{L}$
- ...
- $y_N = (N-1)\lambda + \mathcal{L}$

(**Remarque** : pour simplifier, l'on admet que le tube est déformé régulièrement sur toute la longueur de l'outil à chaque coup de sabot).

Par conséquent, la longueur de tube déformée sera égale à :

$$L' = y_N - x_1 = (N-1)\lambda + \mathcal{L} \quad (6)$$



Pour simplifier encore la suite du raisonnement, l'on supposera également que la longueur déformée à chaque coup de sabot de la cintrreuse est un nombre entier de « pas » :

$$\mathcal{L}(m) = q(\text{pas}) \times \lambda^m / \text{pas}, \quad q \in \mathbb{N} \quad (7)$$

L'on peut donc poser :

$$\Leftrightarrow L' = (N-1)\lambda + q\lambda \quad (6)$$

$$L' = N\lambda + (q-1)\lambda$$

$$L' = L + (q-1)\lambda \quad (7)$$

(et l'on a donc bien :  $L' > L$ )

**III -** Mais est-ce que l'angle réalisé est bien l'ange prévu ( $\alpha^\circ$ ) ?

(en supposant dans un premier temps que l'incertitude de réalisation soit nulle ou négligeable)

Remarquons que la déformation induite par chaque coup de sabot, soit :

$$\beta^\circ / \text{pas} = \frac{\alpha^\circ}{N(\text{pas})},$$

se répartit elle-même sur  $q$  « pas ». Chaque partie du tube soumise à l'opération de cintrage et de longueur égale à un pas subit donc, à chaque coup de sabot, une déformation par conséquent égale à

$$1 \text{ pas} \times \frac{\beta^\circ / \text{pas}}{q} = 1 \times \left( \frac{\beta}{q} \right)^\circ$$

La première partie déformée du tube, ne recevant qu'un coup de sabot, sera donc déformée d'un angle égal à :

$$1 \times \left( \frac{\beta}{q} \right)^\circ$$

La deuxième zone recevant 2 coups :

$$2 \times \left( \frac{\beta}{q} \right)^\circ$$

La troisième zone recevant 3 coups :

$$3 \times \left( \frac{\beta}{q} \right)^\circ$$

La  $(q-1)^{\text{ème}}$  zone recevant  $(q-1)$  coups :

$$(q-1) \times \left( \frac{\beta}{q} \right)^\circ$$

La  $q^{\text{ème}}$  zone (et il en sera ainsi jusqu'à la  $N$ -ème) recevant  $q$  coups :

$$q \times \left( \frac{\beta}{q} \right)^\circ$$

La  $(N+1)^{\text{ème}}$  n'en recevant que  $(q-1)$  :

$$(q-1) \times \left(\frac{\beta}{q}\right)^{\circ}$$

Et l'angle réalisé par zone allant ensuite décroissant jusqu'à la  $[N + (q - 1)]^{\text{ème}}$  zone qui ne recevra qu'un coup de sabot et sera donc déformée de l'angle élémentaire :

$$1 \times \left(\frac{\beta}{q}\right)^{\circ}$$

L'angle total réalisé sera par conséquent égal à :

$$\left(\frac{\beta}{q}\right)^{\circ} \times \left\{ 1+2+3+\dots+(q-1) + \underbrace{[q+q+\dots+q]}_{[N-(q-1)] \text{ fois}} + (q-1) + (q-2) + \dots + 1 \right\}$$

soit :

$$\begin{aligned} & \left(\frac{\beta}{q}\right)^{\circ} \times \left\{ 2 \times \frac{(q-1)q}{2} + q \times [N-(q-1)] \right\} \\ &= \left(\frac{\beta}{q}\right)^{\circ} \times \left\{ q(q-1) + Nq - q(q-1) \right\} \\ &= \left(\frac{\beta}{q}\right)^{\circ} \times (Nq) \\ &= \beta^{\circ} \times N \\ &= \alpha^{\circ} \end{aligned}$$

L'angle total réalisé est donc bien égal à l'angle prescrit (à l'erreur  $(\delta \alpha_2 + \delta \alpha_3)$  près).

**IV -** En revanche, cet angle est réalisé sur une partie déformée plus longue que la déformée théorique, et qui induit par conséquent un rayon de courbure moyen supérieur au rayon prescrit :

$$L' = R'_c \times \alpha^{\circ} \times \frac{\pi}{180}$$

Comme :

$$L = R_c \times \alpha^{\circ} \times \frac{\pi}{180}$$

$$\frac{L'}{L} = \frac{R'_c}{R_c}$$

alors :

$$\Rightarrow R'_c = R_c \times \frac{L'}{L} = R_c \times \frac{L + (q-1)\lambda}{L} \quad (9)$$

Ceci bien sûr si l'angle réalisé est égal à l'angle prescrit (ou plus exactement : à l'angle optimum - l'on s'intéresse en effet au rayon de cintrage après pose, donc en tenant compte également de l'erreur  $\delta \alpha_1$ ).



Supposons qu'il n'en soit rien, et que l'on ait :

$$\alpha' = \alpha^{\circ} + I_{\alpha} \quad (10)$$

Alors :

$$L' = R_c' \times (\alpha' + I_{\alpha}) \times \frac{\pi}{180^{\circ}}$$

Et donc :

$$\frac{R_c'}{R_c} = \frac{L'}{L} \times \frac{\alpha^{\circ}}{\alpha^{\circ} + I_{\alpha}} \quad (11)$$

Reportons-nous de plus, non au rayon de courbure prescrit par le transporteur, mais au rayon minimum prévu par le règlement :

$$\frac{R_c'}{\text{MIN}(R_c)} = \frac{R_c'}{R_c} \times \frac{R_c}{\text{MIN}(R_c)}$$

$$\Rightarrow \frac{R_c'}{\text{MIN}(R_c)} = \frac{L'}{L} \times \frac{\alpha^{\circ}}{\alpha^{\circ} + I_{\alpha}} \times \frac{R_c}{\text{MIN}(R_c)} \quad (12)$$

L'erreur angulaire possible est ainsi compensée :

1° - par la marge de sécurité découlant d'un rayon de courbure prescrit supérieur au minimum réglementaire :  $\frac{R_c}{\text{MIN}(R_c)}$ ,

2° - et par la surlongueur de déformation du tube découlant de la méthode de cintrage « pas à pas ».

La marge de sécurité sur le rayon prescrit ne suffirait pas, seule, à compenser dans tous les cas l'effet de l'erreur angulaire commise (voir l'exemple du paragraphe I).

Comme il faut respecter :

$$\boxed{\frac{R_c'}{\text{MIN}(R_c)} \geq 1} \quad (13)$$

Soit :

$$\begin{aligned} \frac{L'}{L} \times \frac{\alpha^\circ}{\alpha^\circ + I_\alpha} \times \frac{R_c}{\text{MIN}(R_c)} &\geq 1 \\ \Leftrightarrow \frac{L + (q-1)\lambda}{L} &\geq \frac{\text{MIN}(R_c)}{R_c} \times \frac{\alpha^\circ + I_\alpha}{\alpha^\circ} \\ \Leftrightarrow \frac{N\lambda + (q-1)\lambda}{N\lambda} &\geq \frac{\text{MIN}(R_c)}{R_c} \times \frac{\alpha^\circ + I_\alpha}{\alpha^\circ} \\ \Leftrightarrow 1 + \frac{(q-1)}{N} &\geq \frac{\text{MIN}(R_c)}{R_c} \times \left(1 + \frac{I_\alpha}{\alpha^\circ}\right) \end{aligned}$$

- **Supposons dans un premier temps :**

$$\boxed{R_c = \text{MIN}(R_c)}$$

Alors :

$$\begin{aligned} 1 + \frac{q-1}{N} &\geq 1 + \frac{I_\alpha}{\alpha^\circ} \\ \Leftrightarrow \frac{q-1}{N} &\geq \frac{I_\alpha}{\alpha^\circ} \\ \Leftrightarrow \frac{q\lambda - \lambda}{N\lambda} &\geq \frac{I_\alpha}{\alpha^\circ} \\ \Leftrightarrow \frac{\mathcal{L} - \lambda}{L} &\geq \frac{I_\alpha}{\alpha^\circ} \\ \Leftrightarrow \frac{\alpha^\circ}{L} &\geq \frac{I_\alpha}{\mathcal{L} - \lambda^\circ} \\ \Leftrightarrow \gamma^\circ / m &\geq \frac{I_\alpha}{\mathcal{L} - \lambda^\circ} \quad (13) \end{aligned}$$

L'on obtient ainsi une condition indépendante de l'angle à réaliser ...



• **Application numérique :**

Supposons que :

- $\gamma^\circ/m = 1,0^\circ/m$
- $I_\alpha = 0,6^\circ$
- $\mathcal{L} = 2,00m$
- $\lambda = 0,33m$

$$\Rightarrow \frac{I_\alpha}{\mathcal{L} - \lambda} = \frac{0,6^\circ}{2,00m - 0,33m} = 0,36^\circ/m$$

$$\gamma^\circ/m = 1,0^\circ/m \geq 0,36^\circ/m \Rightarrow \text{Correct}$$

Supposons ensuite que la longueur de l'outil n'ait été que d'un mètre :

$$\frac{I_\alpha}{\mathcal{L} - \lambda} = \frac{0,6^\circ}{1,00m - 0,33m} = 0,90^\circ/m \Rightarrow \text{Toujours correct}$$

Enfin, supposons-là de 80 centimètres :

$$\frac{I_\alpha}{\mathcal{L} - \lambda} = \frac{0,6^\circ}{\frac{4}{5}m - \frac{1}{3}m} = \frac{15}{7} \times 0,6^\circ/m = 1,29^\circ/m$$

**Dans ce dernier cas, l'inégalité (13) ne serait plus respectée...**

• **Revenons au cas général :**

$$R_c \geq \text{MIN}(R_c)$$

Et cherchons à mettre en évidence une inégalité de même nature que celle obtenue dans le cas particulier précédent ; pour cela, transformons :

$$1 + \frac{q-1}{N} \geq \frac{\text{MIN}(R_c)}{R_c} \times \left( 1 + \frac{I_\alpha}{\alpha^\circ} \right)$$

De la manière suivante :

$$\frac{q-1}{N} \geq \frac{\text{MIN}(R_c)}{R_c} \times \left( 1 + \frac{I_\alpha}{\alpha^\circ} \right) - \frac{\text{MIN}(R_c)}{R_c} + \frac{\text{MIN}(R_c)}{R_c} - 1$$

$$\frac{q \times \lambda - \lambda}{N \times \lambda} \geq \frac{\text{MIN}(R_c)}{R_c} \times \frac{I_\alpha}{\alpha^\circ} - \left( 1 - \frac{\text{MIN}(R_c)}{R_c} \right)$$

$$\frac{\alpha^\circ}{N \times \lambda} \geq \frac{\text{MIN}(R_c)}{R_c} \times \frac{I_\alpha}{q \times \lambda - \lambda} - \left( 1 - \frac{\text{MIN}(R_c)}{R_c} \right) \times \frac{\alpha^\circ}{q \times \lambda - \lambda}$$

$$\frac{\alpha^\circ}{L} \geq \frac{\text{MIN}(R_c)}{R_c} \times \frac{I_\alpha}{\mathcal{L} - \lambda} - \left( 1 - \frac{\text{MIN}(R_c)}{R_c} \right) \times \frac{\alpha^\circ}{\mathcal{L} - \lambda}$$

Soit encore :

$$\gamma^\circ/m \geq \frac{\text{MIN}(R_c)}{R_c} \times \frac{I_\alpha}{\mathcal{L} - \lambda} - \left( 1 - \frac{\text{MIN}(R_c)}{R_c} \right) \times \frac{\alpha^\circ}{\mathcal{L} - \lambda} \quad (14)$$

L'inégalité ainsi obtenue, au lieu de dépendre seulement de l'incertitude sur l'angle à réaliser, dépend également maintenant de celui-ci, et comme :

$$\frac{\partial \gamma}{\partial \alpha^\circ} = - \left( 1 - \frac{\text{MIN}(R_c)}{R_c} \right) \times \frac{1}{\mathcal{L} - \lambda} \leq 0 \quad (15)$$

l'on voit que la déformation spécifique doit être d'autant plus grande que l'angle à réaliser est plus petit (la limite inférieure de  $\gamma^\circ/m$  demeurant toutefois inférieure à la valeur obtenue dans le cas :  $R_c \geq \text{MIN}(R_c)$ , pour une incertitude  $I_\alpha$  donnée).

A priori, ce résultat peut paraître quelque peu aberrant... Au même titre, d'ailleurs, que l'inégalité :

$$\gamma^\circ/m \geq \frac{I_\alpha}{\mathcal{L} - \lambda},$$

obtenue lorsque l'on se place dans le cas :  $R_c = \text{MIN}(R_c)$ ...

Mais en effet, lorsque  $\gamma^\circ/m$  augmente, la longueur déformée pour réaliser un angle donnée  $\alpha^\circ$  diminue, puisque :

$$L = \frac{\alpha^\circ}{\gamma^\circ/m},$$

et donc le rayon de courbure diminue lui-aussi, puisque :

$$L = R_c \times \alpha^\circ \times \frac{\pi}{180^\circ}$$

C'est-à-dire :

$$R_c = \frac{180^\circ}{\pi} \times \frac{1}{\left( \frac{\alpha^\circ}{L} \right)} = \frac{180^\circ}{\pi} \times \frac{1}{\gamma^\circ/m} \dots$$

Remarquons alors que :

- d'une part,  $R_c$  diminuant en se rapprochant de  $\text{MIN}(R_c)$ , tend vers cette valeur limite, et en conséquence l'on tend également vers :

$$\left( \frac{R_c}{\text{MIN}(R_c)} = 1 \right) \Rightarrow \left( \frac{\partial \gamma}{\partial \alpha^\circ} = 0 \right)$$

- d'autre part, la surlongueur déformée  $(\mathcal{L} - \lambda)$ , d'amplitude constante, correspond à un angle de plus en plus important devant  $\alpha^\circ$  (et donc devant  $I_\alpha$ ), et compense ainsi d'autant plus l'erreur angulaire possible.

**V - Application numérique :**

Reprenons les valeurs des 3 exemples du cas particulier  $\left( R_c = \text{MIN} \left( R_c \right) \right)$ , en supposant cette fois :

- $\text{MIN} \left( R_c \right) = 40 \times D$  et  $R_c = 47,0 \times D$
- et :  $\alpha^\circ = 1,2^\circ$ , puis  $\alpha^\circ = 6,0^\circ$
- **cas 1-a :**  $\mathcal{L} = 2,00 \text{ m}$  et  $\alpha^\circ = 1,2^\circ$

$$\gamma^\circ/\text{m} \geq \frac{40}{47} \times \frac{0,6^\circ}{2,00 \text{ m} - 0,33 \text{ m}} - \left( 1 - \frac{40}{47} \right) \times \frac{1,2^\circ}{2,00 \text{ m} - 0,33 \text{ m}}$$

$$\Leftrightarrow \gamma^\circ/\text{m} \geq 0,20^\circ/\text{m}$$

- **cas 1-b :**  $\mathcal{L} = 2,00 \text{ m}$  et  $\alpha^\circ = 6,0^\circ$

$$\gamma^\circ/\text{m} \geq \frac{40}{47} \times \frac{0,6^\circ}{2,00 \text{ m} - 0,33 \text{ m}} - \left( 1 - \frac{40}{47} \right) \times \frac{6,0^\circ}{2,00 \text{ m} - 0,33 \text{ m}}$$

$$\Leftrightarrow \gamma^\circ/\text{m} \geq -0,23^\circ/\text{m} !!!$$

(c'est-à-dire : pour un angle à réaliser de  $6,0^\circ$ , et compte tenu de la marge de sécurité imposée au rayon de courbure prescrit ainsi que des conditions de cintrage, une incertitude de  $0,6^\circ$  ne peut réduire dommageablement le rayon de courbure effectif).

- **cas 2-a :**  $\mathcal{L} = 1,00 \text{ m}$  et  $\alpha^\circ = 1,2^\circ$

$$\gamma^\circ/\text{m} \geq \frac{40}{47} \times \frac{0,6^\circ}{1,00 \text{ m} - 0,33 \text{ m}} - \left( 1 - \frac{40}{47} \right) \times \frac{1,2^\circ}{1,00 \text{ m} - 0,33 \text{ m}}$$

$$\Leftrightarrow \gamma^\circ/\text{m} \geq 0,50^\circ/\text{m}$$

- **cas 2-b :**  $\mathcal{L} = 1,00 \text{ m}$  et  $\alpha^\circ = 6,0^\circ$

$$\gamma^\circ/\text{m} \geq \frac{40}{47} \times \frac{0,6^\circ}{1,00 \text{ m} - 0,33 \text{ m}} - \left( 1 - \frac{40}{47} \right) \times \frac{6,0^\circ}{1,00 \text{ m} - 0,33 \text{ m}}$$

$$\Leftrightarrow \gamma^\circ/\text{m} \geq -0,57^\circ/\text{m} !!!$$

(même conclusion que pour le cas 1-b précédent).

- **cas 3-a :**  $\mathcal{L} = 0,80 \text{ m}$  et  $\alpha^\circ = 1,2^\circ$

$$\gamma^\circ/\text{m} \geq \frac{40}{47} \times \frac{0,6^\circ}{0,80 \text{ m} - 0,33 \text{ m}} - \left( 1 - \frac{40}{47} \right) \times \frac{1,2^\circ}{0,80 \text{ m} - 0,33 \text{ m}}$$

$$\Leftrightarrow \gamma^\circ/\text{m} \geq 0,71^\circ/\text{m}$$

- **cas 3-b :**  $\mathcal{L} = 0,80 \text{ m}$  et  $\alpha^\circ = 6,0^\circ$

$$\gamma^\circ/\text{m} \geq \frac{40}{47} \times \frac{0,6^\circ}{0,80 \text{ m} - 0,33 \text{ m}} - \left( 1 - \frac{40}{47} \right) \times \frac{6,0^\circ}{0,80 \text{ m} - 0,33 \text{ m}}$$

$$\Leftrightarrow \gamma^\circ/\text{m} \geq -0,81^\circ/\text{m} !!!$$

(même conclusion que pour les cas 1-b et 2-b précédents).





VI - La formule :

$$\gamma^{\circ}/m \geq \frac{\text{MIN}(R_c)}{R_c} \times \frac{I_{\alpha}}{\mathcal{L} - \lambda} - \left( 1 - \frac{\text{MIN}(R_c)}{R_c} \right) \times \frac{\alpha^{\circ}}{\mathcal{L} - \lambda}$$

montre immédiatement que si :

$$\alpha^{\circ} \geq I_{\alpha} \times \frac{\frac{\text{MIN}(R_c)}{R_c}}{\left( 1 - \frac{\text{MIN}(R_c)}{R_c} \right)} = \frac{I_{\alpha}}{\frac{R_c}{\text{MIN}(R_c)} - 1} \quad (16)$$

n'importe quelle déformation spécifique  $\gamma^{\circ}/m$  - cohérente bien sûr avec  $R_c$  ! - convient, et ce quelque soit la longueur déformée supplémentaire du tube.

En effet, supposons celle-ci nulle :

$$L' = L \quad (17)$$

et posons :

$$L' = R_c' \times \left( \alpha^{\circ} + I_{\alpha} \right) \times \frac{\pi}{180^{\circ}}$$

$$L = R_c \times \alpha^{\circ} \times \frac{\pi}{180^{\circ}}$$



Comme :

$$L' = L \Rightarrow \frac{R_c'}{R_c} = \frac{\alpha^\circ}{(\alpha^\circ + I_\alpha)}$$

$$\Rightarrow \frac{R_c'}{\text{MIN}(R_c)} \times \frac{\text{MIN}(R_c)}{R_c} = \frac{\alpha^\circ}{(\alpha^\circ + I_\alpha)}$$

$$\Rightarrow \frac{R_c'}{\text{MIN}(R_c)} = \frac{\alpha^\circ}{(\alpha^\circ + I_\alpha)} \times \frac{R_c}{\text{MIN}(R_c)}$$

$I_\alpha$  et  $\frac{R_c}{\text{MIN}(R_c)}$  étant donnés, à partir de quel angle  $\alpha^\circ$  a-t-on :  $\frac{R_c'}{\text{MIN}(R_c)} \geq 1$

Eh bien si :

$$\frac{\alpha^\circ}{(\alpha^\circ + I_\alpha)} \times \frac{R_c}{\text{MIN}(R_c)} \geq 1$$

alors :

$$\frac{R_c}{\text{MIN}(R_c)} \geq \frac{\alpha^\circ + I_\alpha}{\alpha^\circ}$$

$$\Rightarrow \frac{R_c}{\text{MIN}(R_c)} \geq 1 + \frac{I_\alpha}{\alpha^\circ}$$

$$\Rightarrow \alpha^\circ \geq \frac{I_\alpha}{\frac{R_c}{\text{MIN}(R_c)} - 1} \quad \text{(16 bis)}$$

L'on retrouve bien la formule (16) ci-dessus.

**Nota :** Dans le cas d'une incertitude  $I_\alpha$  prise égale à  $0,6^\circ$  et d'un ratio  $\frac{R_c}{\text{MIN}(R_c)}$  pris égal à  $\frac{40}{47}$ èmes, l'angle limite est donc :

$$\text{MIN}(\alpha^\circ) = \frac{0,6^\circ}{\frac{40}{47} - 1} = 3,43^\circ$$

D'où la conclusion obtenue dans les exemples numériques 1-b, 2-b et 3-b ci-avant, pour  $\alpha^\circ = 6,0^\circ$ .

**VII -** Une conclusion très pratique à tirer des formules qui précèdent : en effet, il a été vu en introduction que l'incertitude angulaire  $I_\alpha$  avait deux conséquences :

- la première de créer une contrainte longitudinale s'ajoutant à l'effet de fond, et correspondant à une pose en flexion élastique « de rattrapage de direction »,
- l'autre de réduction du rayon de cintrage, avec un risque non-négligeable, dans le cas des angles à réaliser petits, de passer en-dessous du minimum réglementaire.

Au regard de la première conséquence, la contrainte cumulée acceptable va conduire à une première limitation de  $I_\alpha$ .

Au regard de la seconde, la formule (14) conduit à une autre limite :

$$\gamma^\circ/m \geq \frac{\text{MIN}(R_c)}{R_c} \times \frac{I_\alpha}{\mathcal{L} - \lambda} - \left( 1 - \frac{\text{MIN}(R_c)}{R_c} \right) \times \frac{\alpha^\circ}{\mathcal{L} - \lambda}$$

$$\Leftrightarrow \gamma^\circ/m \times (\mathcal{L} - \lambda) \times \frac{R_c}{\text{MIN}(R_c)} \geq I_\alpha - \left( \frac{R_c}{\text{MIN}(R_c)} - 1 \right) \times \alpha^\circ$$

$$I_\alpha \leq \gamma^\circ/m \times (\mathcal{L} - \lambda) \times \frac{R_c}{\text{MIN}(R_c)} + \left( \frac{R_c}{\text{MIN}(R_c)} - 1 \right) \times \alpha^\circ \quad (17)$$

• **Application numérique :**

Conservons :

$$\Leftrightarrow \gamma^\circ/m = 1,0^\circ/m$$

$$\Leftrightarrow \frac{R_c}{\text{MIN}(R_c)} = \frac{47}{40} \text{èmes}$$

Et reprenons les 6 exemples numériques évoqués ci-dessus :

- **cas 1-a :**  $\mathcal{L} = 2,00 \text{ m}$ ,  $\lambda = 0,33 \text{ m}$  et  $\alpha^\circ = 1,2^\circ$

$$I_\alpha \geq 1,0^\circ/m \times (2,00 \text{ m} - 0,33 \text{ m}) \times \frac{47}{40} + \left( \frac{47}{40} - 1 \right) \times 1,2^\circ$$

$$\Leftrightarrow I_\alpha \leq 2,17^\circ$$

- **cas 1-b :**  $\mathcal{L} = 2,00 \text{ m}$ ,  $\lambda = 0,33 \text{ m}$  et  $\alpha^\circ = 6,0^\circ$

$$I_\alpha \geq 1,0^\circ/m \times (2,00 \text{ m} - 0,33 \text{ m}) \times \frac{47}{40} + \left( \frac{47}{40} - 1 \right) \times 6,0^\circ$$

$$\Leftrightarrow I_\alpha \leq 3,01^\circ$$

- **cas 2-a :**  $\mathcal{L} = 1,00 \text{ m}$ ,  $\lambda = 0,33 \text{ m}$  et  $\alpha^\circ = 1,2^\circ$

$$I_\alpha \geq 1,0^\circ/m \times (1,00 \text{ m} - 0,33 \text{ m}) \times \frac{47}{40} + \left( \frac{47}{40} - 1 \right) \times 1,2^\circ$$

$$\Leftrightarrow I_\alpha \leq 1,00^\circ$$

- **cas 2-b :**  $\mathcal{L} = 1,00 \text{ m}$ ,  $\lambda = 0,33 \text{ m}$  et  $\alpha^\circ = 6,0^\circ$

$$I_\alpha \geq 1,0^\circ/m \times (1,00 \text{ m} - 0,33 \text{ m}) \times \frac{47}{40} + \left( \frac{47}{40} - 1 \right) \times 6,0^\circ$$

$$\Leftrightarrow I_\alpha \leq 1,84^\circ$$

- **cas 3-a :**  $\mathcal{L}=0,80\text{ m}$ ,  $\lambda=0,33\text{ m}$  et  $\alpha^\circ=1,2^\circ$

$$I_\alpha \geq 1,0^\circ/\text{m} \times (0,80\text{ m} - 0,33\text{ m}) \times \frac{47}{40} + \left( \frac{47}{40} - 1 \right) \times 1,2^\circ$$

$$\Rightarrow I_\alpha \leq 0,76^\circ$$

- **cas 3-b :**  $\mathcal{L}=0,80\text{ m}$ ,  $\lambda=0,33\text{ m}$  et  $\alpha^\circ=6,0^\circ$

$$I_\alpha \geq 1,0^\circ/\text{m} \times (0,80\text{ m} - 0,33\text{ m}) \times \frac{47}{40} + \left( \frac{47}{40} - 1 \right) \times 6,0^\circ$$

$$\Rightarrow I_\alpha \leq 1,60^\circ$$

**Remarque :**

Si  $I_\alpha (1)$   $I_\alpha (2)$  sont les limites d'incertitude résultant de la contrainte due à la pose en flexion élastique, et de la réduction du rayon de cintrage, l'on s'imposera évidemment une erreur maximale  $I_\alpha$  telle que :

$$I_\alpha \leq \text{MIN} \left( I_\alpha (1) ; I_\alpha (2) \right)$$

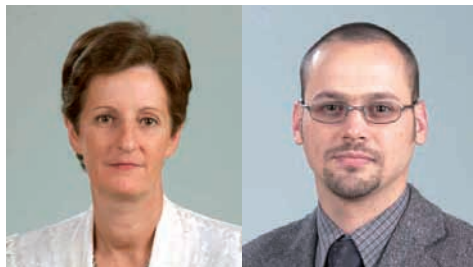
et l'on décomposera ensuite  $I_\alpha$  en 3 erreurs maximales :  $\text{MAX} \left( \delta\alpha_1 \right)$ ,  $\text{MAX} \left( \delta\alpha_2 \right)$  et  $\text{MAX} \left( \delta\alpha_3 \right)$ , avec des conséquences sur le choix des instruments et des méthodes (voir paragraphe I ci-dessus).

Le SNCT et l'auteur adressent leurs vifs remerciements à la Société COFELY ENDEL GDF SUEZ, et à sa Direction Technique en la personne de M. Yannick Leblanc, qui ont permis l'illustration photographique du présent article.





# RÉUNIONS DE TRAVAIL ASME SUR LE BPV CODE



Anne Chaudouet et Nicolas Boré  
Ingénieurs, Pôle Equipements à pression,  
Cetim



Aurélien Di Rienzo  
Développement codes  
et normes SNCT

FÉVRIER 2014

Les réunions d'hiver 2014 de l'ASME Boiler and Pressure Vessel Code Week se sont déroulées la deuxième semaine de Février à San Diego (Californie). En pratique, on retiendra les points suivants :

### Côté conception (Section VIII)

Le Code Case 2695 qui autorise l'utilisation de la Division 2 Part 4 (DBF) pour des constructions en Division 1 est en cours de révision pour y autoriser presque tous les assemblages soudés de la Division 1 qui sont beaucoup plus nombreux que ceux actuellement autorisés en Division 2. Ces assemblages sont les suivants :

Fig. UW-13.1 configurations (d), (i)

Fig. UW-13.2 configurations (c), (d), (e-1), (e-2), (g), (h), (i), (j), (l), (m), (n)

Fig. UW-16.1 configurations (a-1), (a-2), (a-3), (g), (i), (j), (k), (l), (m), (n), (o), (q), (r), (s), (w-1), (w-2), (x-2), (y-2), (z-2)

Fig. UW-16.2 configurations (A), (B), (C), (D), (E), (F), (G), (H), (I), (J), (K), (L), (M), (N), (P)

Fig. UW-16.3 configurations (A), (B)

Les travaux de l'ASCE sur les règles parasismiques en cours de rédaction pour l'ASCE-7 2016 ont été présentés au groupe de travail "Design". Le chapitre 15 concernant la tenue au séisme des structures autres que les bâtiments sera applicable aux récipients ASME. Le chapitre 13 sera applicable aux tuyauteries ASME, les règles du B31 seront modifiées en conséquence.

Le Code Case 2766 pour les échangeurs de chaleur à plaques est applicable depuis Juin. Les travaux d'incorporation en tant qu'annexe obligatoire sont en cours. Une annexe de Terminologie est rédigée. Une nouvelle "Form" U-1P est créée spécifiquement pour ce type d'échangeurs. Ces 2 points sont en cours d'approbation pour parution dans l'édition 2015. Les travaux pour la rédaction de règles de dimensionnement des plaques d'extrémités par formules et par analyse ont commencé.

Une demande de Code Case sera prochainement soumise un type d'échangeurs à plaques dans lequel la circulation se fait

entre des couches de carbure de silicium. Ce matériau est utilisé par la NASA depuis plusieurs années. L'intérêt mis en avant pour ce matériau est sa tenue à la corrosion.

Le Code Case demandé pour l'utilisation de tubes en téflon pour des échangeurs à tubes en U verticaux avec une pression maximale de 6.5 bars et une température maximale de 175°C est maintenant approuvé. Un des avantages notables du téflon est sa résistance à toutes les agressions chimiques. Il est aussi facile à nettoyer en raison d'un état de surface très glissant. Ces types d'échangeurs sont utilisés depuis longtemps en Europe pour traiter les fumées des chaudières (charbon, lignite, biomasse).

Dans la même veine, une demande de Code Case sera prochainement soumise pour les échangeurs de chaleur avec faisceau tubulaire en PFA (Perfluoroalkoxy type de fluoropolymère), autre matériau thermoplastique. Tout comme le PTFE il a été développé par Dupont mais il permet de monter à des températures supérieures. Il diffère du PTFE dans la mesure où on peut le faire fondre et l'utiliser avec des techniques d'injection et de moulage conventionnelles.

Le Code Case 2295-3 qui permet l'utilisation de l'acier inoxydable austéno-ferritique UNS S32906 (29Cr-6,5Ni-2Mo-N) destiné à la fabrication d'équipements conformément aux exigences de la Section VIII Divisions 1 et 2 va être incorporé dans la Section VIII Division 2. La Table 3-A.3 sera modifiée pour ajouter les spécifications ASME SA-240 (produits plats), SA-479 (bars forgées), SA-789 (tube sans soudure) et SA-790 (pipe sans soudure). Une courbe de fatigue est aussi nécessaire pour ce matériau. Aucune courbe de fatigue n'étant actuellement disponible pour les aciers inoxydables austéno-ferritiques, il est proposé d'associer la courbe de fatigue relative aux aciers inoxydables austénitiques pour ce matériau et pour toutes les autres nuances d'aciers inoxydables austéno-ferritiques.

Toujours dans le domaine des aciers inoxydables austéno-ferritiques, la nuance UNS S32101 ("Lean Duplex") va être



ajoutée dans la Table UHA-23 de la Section VIII Division 1 pour des tubes sans soudure (SA-789), des pipe sans soudures (SA-790) et des raccords (SA-815).

### Côté matériaux (Section II)

L'acier inoxydable austénitique type 316 n'est actuellement pas autorisé pour la fabrication d'appareils ayant des conditions de service à très basse température et conformément aux exigences de la partie ULT de la Section VIII Division 1 sauf par l'application du Code Case 2401 qui autorise la fabrication d'appareils en acier inoxydable austénitique type 316 lorsque les exigences de la partie ULT pour le type 304 sont respectées. Ce Code Case devait être intégré dans la Section VIII Division 1. Toutefois, ces exigences sont applicables lorsque le matériau d'apport utilisé est du type 304. L'acier inoxydable austénitique type 316 possède de meilleures caractéristiques à très basse température (jusqu'à -196°C) que le type 304. Si un matériau d'apport avec des caractéristiques mécaniques plus importantes que celles du 304 est utilisé, cela peut étendre l'utilisation de l'acier inoxydable austénitique type 316. À cet égard, des règles permettant l'utilisation des caractéristiques mécaniques du type 316 à très basse température seront développées.

Les Annexes 1, 2 et 10 de la Section II Part D décrivent les méthodes pour l'établissement des contraintes admissibles qui sont respectivement répertoriées dans les Tables 1A et 1B, 2A et 2B, et 5A et 5B de la Section II Part D. Pour certains matériaux et sous réserve que les déformations soient limitées, le coefficient appliqué à la limite d'élasticité peut être égal à 0,9. Ceci s'applique généralement aux aciers inoxydables austénitiques et à des matériaux non-ferreux. Cette règle est toutefois de plus en plus étendue aux aciers inoxydables austéno-ferritique pour lesquels elle n'est pas adaptée. Afin d'en limiter l'utilisation, un critère quantitatif basé sur la valeur du rapport de la limite d'élasticité sur la résistance à la traction a été proposé. La valeur de ce rapport donne une indication sur la ductilité du matériau. Ainsi, les aciers inoxydables austénitiques présentent un rapport moyen de 0,44 et un rapport maximal de 0,60. Les aciers inoxydables austéno-ferritique présentent quant à eux un rapport moyen de 0,72 et un rapport minimum de 0,65. La valeur maximum du rapport de la limite d'élasticité sur la résistance à la traction inférieur pour l'application d'un coefficient 0,9 sur la limite d'élasticité, a été fixée à 0,625.

Le Code Case 2359 est en cours d'incorporation : les alliages de composition chimique Ni-25Cr-9.5Fe-2.1Al - UNS N06025 ont été ajoutés aux tableaux 1B, U et Y-1 pour des températures jusqu'à 899°C en Section I et 982°C en Section VIII Division 1.

Les contraintes admissibles ont été étendue pour 2 Code Cases du Code B31, l'un pour le B31.1 et l'autre pour le B31.3, pour l'utilisation de l'alliage de cuivre Cu-4Si UNS C87600 de la spécification ASTM B-584 "Copper Alloy Sand Castings for General Applications". Les Code Cases actuels vont jusqu'à 149°C. De nouveaux résultats d'essais ont été fournis jusqu'à 315°C. Les Codes Cases révisés ne monteront néanmoins que jusqu'à 177°C afin de rester en dessous du domaine de fluage.

Un grand nombre d'alliages de nickel sont utilisés dans le domaine du fluage dans la Section I sans qu'aucun coefficient de réduction de résistance dans ce domaine ne leur soit affecté en présence de joint soudé. Une révision du paragraphe PG-26 est en cours. Pour une application plus rapide, un Code Case sera publié. Les nouveaux coefficients concerneront les alliages N06xxx et N07740 jusqu'à 899°C. Aucune réduction de

résistance ne sera appliquée pour les alliages de nickel avec soudure autogène.

### Côté soudage (Section IX)

Une proposition de révision de la Section IX concernant les qualifications relatives au soudage des aciers inoxydables austéno-ferritiques (Duplex) dont l'utilisation est de plus en plus fréquente, est prête. Ces matériaux sont utilisés pour leur bonne résistance à la corrosion dans certains environnements. La résistance à la corrosion est garantie par une teneur en ferrite au minimum de 40 % dans le matériau de base et au minimum de 30 % dans la zone soudée. La présence de l'austénite est nécessaire pour assurer une bonne ténacité de l'assemblage soudé. La proportion de ferrite est fonction de la vitesse de refroidissement. Les paramètres modifiant cette vitesse de refroidissement seront pris en compte pour les qualifications (épaisseur, énergie de soudage, température interpasses, préchauffage...) qui feront l'objet du nouveau paragraphe QW-291. Il reste au groupe de travail à définir une classification de ces matériaux à partir du P-Nb 10H déjà existant. Le critère utilisé serait la valeur du PREn (Pitting Resistance Equivalent number).

Le procédé Friction Stir Welding (FSW) peut être utilisé avec un matériau d'apport lorsque l'écartement entre les composants à assembler devient trop important. Le tableau QW-267 donnant les variables essentielles relatives à ce procédé va être complété pour inclure cet aspect : présence ou non de matériau d'apport, augmentation de sa largeur et changement de nuance. Le paragraphe QW-404 va également être modifié en conséquence pour préciser ces notions.

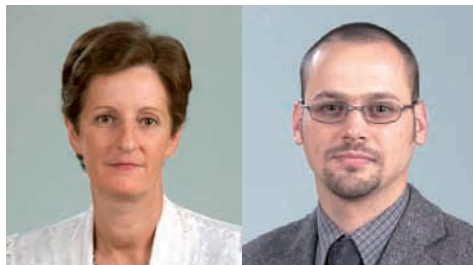
Le paragraphe QW-409.26 concernant le revêtement par rechargement par soudage (weld-overlay) va être révisé afin d'y ajouter une formule permettant de calculer l'énergie de soudage en fonction, notamment, de la largeur de la bande de matériau permettant le rechargement. Cette révision implique de définir une nouvelle variable essentielle qui est la valeur de la largeur ou de l'épaisseur de la bande de matériau. Une augmentation de l'une de ces deux valeurs entraînera une nouvelle qualification (nouveau paragraphe QW-404.XX). Cette nouvelle variable essentielle s'appliquera au revêtement de matériau dur et au revêtement de matériau résistant à la corrosion. À cet égard, les tableaux QW-254.1 (soudage automatique sous flux) et QW-258.1 (soudage vertical sous laitier) seront aussi révisés.

### Côté contrôles non destructifs (Section V)

Un Code Case est en fin de rédaction pour l'implémentation de la technologie de réflectométrie par impulsion acoustique (APR) pour le contrôle des surfaces intérieures des tubes et tuyauteries in situ. Ce Code case permettra l'utilisation de cette technique en tant que complément pour identifier des obstructions ou des discontinuités circonférentielles qui ne seraient pas détectables par courants de Foucault. C'est en fait une copie du nouvel Article dédié à cette technique qui paraîtra dans l'édition 2015 du Code.

Le projet de texte concernant l'utilisation des ondes guidées pour le contrôle des tuyauteries "Article 18 – Guided Wave Examination Methods for Piping" est finalisé et prêt à être approuvé. Outre un texte principal qui précisera les règles de qualification, celles applicables aux équipements, les calibrages et les contrôles eux-mêmes, dont les dépouillements et la documentation, une annexe d'application obligatoire précisera les termes utilisés et une annexe informative décrira les principes de base de la méthode GWT.

# RÉUNIONS DE TRAVAIL ASME SUR LE BPV CODE



Anne Chaudouet et Nicolas Boré  
Ingénieurs, Pôle Equipements à pression,  
Cetim



MAI 2014

• **Pour les équipements neufs**, les réunions de printemps 2014 de l'ASME Boiler and Pressure Vessel Code Week se sont déroulées la deuxième semaine de Mai à Bellevue (Washington). L'ASME a fêté dignement le centenaire du Code. En pratique, on retiendra les points suivants :

### Côté conception (Section VIII)

Pour les Divisions 1 et 2, le Code Case 2270 "Ultrasonic Examination of Welds Made by the Electron Beam Process - Section VIII, Division 1" est incorporé dans UW-11(e) et 7.4.3.3. Il deviendra possible de remplacer les contrôles UT par des contrôles PT ou MT pour les soudures réalisées par faisceau d'électrons, ceci pour des épaisseurs jusqu'à 6 mm. Toujours pour les soudures, les méthodes de soudage hybrides seront autorisées explicitement dans UW-27(a) et 6.2.1.1.

Le Code Case 2712 Spherical Intermediate Head Without Straight Flange - Section VIII, Division 1 permet actuellement de traiter des fonds intermédiaires sphériques soudés sur la virole externe mais sans partie droite. Il est proposé de l'étendre aux fonds bombés eux-mêmes (End Closures). L'utilisation du Code Case 2286 "Alternative Rules for Determining Allowable External Pressure and Compressive Stresses for Cylinders, Cones, Spheres, and Formed Heads - Section VIII, Division 1" en alternative aux règles de l'Appendix 1-6 sera aussi autorisée pour déterminer l'épaisseur requise des fonds soumis à pression du côté convexe.

Lors du regroupement des différents tableaux UCS-79, UHA-44 et UNF-79 dans UG-79 pour le calcul des déformations déclenchant la nécessité d'un traitement thermique après formage, les tuyaux en acier faiblement allié auparavant non concernés pour les opérations de cintrage même de faible rayon, se sont retrouvés concernés. Pendant de très longues années ce traitement thermique n'était pas requis sans pour autant que des problèmes aient été signalés notamment pour les tubes en U. Un Code Case est en cours de rédaction pour exempter les tubes en acier faiblement allié, à l'exception de ceux de P-No 15E de traitement thermique après cintrage dans

les mêmes conditions que dans les paragraphes 129.3.2 et 129.3.3 du Code B31.1.

Des travaux sont en cours pour la vérification du dimensionnement des rebouilleurs à deux plaques fixes dont la calandre est composée d'une virole cylindrique centrale de grand diamètre, deux viroles coniques et deux viroles cylindriques de petit diamètre de part et d'autre. Par analogie avec les soufflets cet ensemble sera pris en compte par l'intermédiaire d'une raideur équivalente. Une valeur majorante sera prise pour les viroles coniques dont la raideur dépend de l'angle, valeur conforme aux analyses numériques menées pour la validation des règles proposées. L'excentricité de l'ensemble est, pour l'instant, négligée. Deux points restent à compléter avant soumission des règles à vote formel : prise en compte de la présence de soufflets et vérification des connexions entre viroles coniques et viroles cylindriques.

### Côté matériaux (Section II)

Plusieurs Code Cases sont en cours d'approbation pour les matériaux suivants :

- SA-240 UNS S31254 et SB-625 / SA-240 UNS N08904 pour des plaques d'échangeurs en Section VIII Division 2 comme ceci est déjà autorisé par la Section VIII Division 1. En raison de l'urgence indiquée par le demandeur, les contraintes admissibles seront identiques à celles de la Division 1.
- SA-487 Grade CA6NM Class B de composition chimique 13Cr-4Ni, en Section VIII Division 1 jusqu'à 427°C. Le même matériau en Classe A est déjà autorisé en Section VIII Division 1. Le matériau de Classe B présente une meilleure tenue à la corrosion mais ne diffère de celui de la Classe A que par son traitement thermique qui conduit à des valeurs de limite d'élasticité et de résistance à la traction légèrement plus basses.
- EN 10088-3 Grade X12Cr3 dans le Code Case N-249 pour les supports en Section III
- SA/EN 10025-2 Grades S235J2, S275J2 et S355J2 en Section VIII Division 1 jusqu'à 100°C.

Une étude financée par l'ASME est actuellement en cours pour expliquer les disparités entre courbes de tendance des caractéristiques mécaniques en fonction de la température, selon ASTM et selon EN. De nombreuses données brutes ont été récupérées. Il est confirmé que les valeurs EN sont des valeurs minimales pour chaque température, alors que les valeurs ASME correspondent à des valeurs moyennes ancrées sur les valeurs minimales garanties par la norme à l'ambiante. En ce qui concerne les disparités constatées entre les courbes EN pour les aciers au carbone de l'EN 10028-2 et les courbes pour les aciers équivalents données dans les Tableaux U et Y-1, il est apparu que deux types de courbes sont donnés dans l'ASME pour les aciers au carbone suivant que la structure de l'acier est à gros grains ou grains fins. La question du changement de type de courbe retenu va se poser.

### Côté soudage (Section IX)

Plusieurs nouveaux procédés sont en cours d'incorporation dans le Section IX

- L'Induction Assistance Friction Welding va compléter ceux de la famille Friction Stir Welding (FSW), ce procédé crée moins d'étincelles qu'avec le procédé exclusivement par friction.
- Les procédés de soudage par faisceau d'électrons ou faisceau plasma en trou de serrure qui permettent des vitesses de dépôts très rapides, dans toutes les positions, sans vide requis et avec des bords à chanfrein ultra étroits.
- Enfin les procédés d'assemblage par fusion des composants non métalliques restreints à l'heure actuelle aux assemblages bout-à-bout par la technique de chauffage / compression, seront complétés par le procédé d'électro-fusion qui autorisera des assemblages plus variés.

### Côté contrôles non destructifs

Le document ANDE-1 "ASME Nondestructive Examination and Quality Control Central Qualification and Certification Program" est approuvé. Contrairement à la norme ISO 9712, aucunes durées de formation ni d'expérience ne sont requises. Cette certification Tierce Partie reposera exclusivement sur les performances démontrées par les examens théoriques et pratiques. Les premiers examens, pour les contrôles UT conventionnels, sont prévus début 2015. Ceux-ci seront suivis par les examens PT et MT, puis par les examens RT. Les examens pour les contrôles par ultrasons avancés (multiéléments et TOFD) sont prévus ensuite ainsi que ceux pour les contrôles par courants de Foucault. La première Section du BPV Code à référencer cette certification sera la Section XI pour les inspections des composants nucléaires en service. Elle pourrait être rendue obligatoire par le NRC qui a fortement soutenu son développement.

- **Pour les équipements en service**, les réunions de travail de printemps sur les API 579/ASME FFS se sont tenues la semaine suivante à Orlando (Floride) dans le cadre des 79<sup>th</sup> Spring Refining Meetings de l'API. Les discussions ont porté presque exclusivement sur les évolutions qui paraîtront dans l'édition 2014 du Code API 579-1/ASME FFS-1 Fitness-For-Service.

La plupart des parties sont maintenant approuvées ou uniquement sujettes à révisions éditoriales : fragilisation due aux basses températures, sous-épaisseurs globales et locales, piqûres, dommages dus à l'hydrogène à froid, défauts de forme, conséquences d'incendie, enfoncements et délaminages. Toutefois, une dernière révision concernant la classification des composants reste à approuver. Cette nouvelle classification permettra une meilleure définition du domaine d'application des règles.

Deux parties sont en cours d'approbation :

- Fissures : Cette partie est partiellement approuvée. La principale évolution porte sur les critères d'interaction et de regroupement des fissures pour analyse. Ces critères ont été alignés sur ceux des Sections III et VIII du BPV Code à l'exception des fissures dans des plans parallèles pour lesquelles les critères seront plus logiques. La révision des coefficients de sécurité partiels ne paraîtra que dans l'édition suivante de la norme. Les seules évolutions notables dans les formules des paramètres intervenant dans les analyses portent sur les contraintes résiduelles de soudage, qui sont approuvées. L'annexe dédiée aux analyses numériques des composants fissurés est complétée par un chapitre sur les maillages. Cette annexe concerne principalement l'évaluation vis-à-vis de la rupture brutale. Lorsque celle-ci est effectuée par calcul de J, elle devra maintenant être complétée par une vérification de la tenue vis-à-vis de la ruine plastique. Enfin l'annexe sur les caractéristiques matériaux doit être soumise à vote formel fin Juin. Les méthodes de détermination de la ténacité seront totalement réécrites. La plupart des formules traditionnelles de corrélation entre énergie de rupture en flexion par choc et ténacité ne seront plus référencées.
- Fluage : Les différentes étapes d'évaluation de durée de vie restante pour la propagation de fissures en fluage sont alignées avec celles décrites dans l'exemple publié dans l'édition 2009 du document API 579-2/ASME FFS-2. Pour les évaluations de Niveau 2 et celles basées sur des évaluations de durée de vie restante, les endommagements admissibles deviennent de la responsabilité de l'utilisateur.

La nouvelle partie sur la fatigue conventionnelle sera soumise aux votes formels durant l'été. Il ne s'agit pas de nouvelles règles mais d'un regroupement des règles de fatigue actuellement incluses dans d'autres parties ou annexes de la norme.

Trois nouvelles parties sont prévues pour l'édition suivante : vibrations des tuyauteries qui donnera des critères permettant de décider si les vibrations doivent être prises en compte dans les analyses, hot spot pour les concentrations de contraintes thermiques et endommagement par HTHA. Les bulges devraient réapparaître dans la Partie 8 sur les défauts de forme.