

CALCUL À LA RUPTURE FRAGILE D'UN DÉTAIL CONSTRUCTIF – APPLICATION AU RABOUTAGE DES SEMELLES

par M. Lukić

Cette note technique vise à exposer un exemple de calcul ayant pour objet d'apprécier, pour un détail de raboutage des semelles, compte tenu des caractéristiques mesurées de résilience :

- le niveau du risque de rupture à basse température,
- la durée de vie résiduelle à la fatigue.

La méthodologie générale appliquée est celle qui figure dans la NF EN 1993-1-10 [1] (*Eurocode 3: Calcul des structures en acier – Partie 1-10: Choix des qualités d'acier*) mais également de manière plus détaillée dans le document de référence correspondant [2].

NB: lorsque toutes les conditions de l'utilisation du Tableau 2.1 de la NF EN 1993-1-10 sont rencontrées, c'est ce dernier qui doit être utilisé. Dans les cas contraires, notamment la découverte d'un défaut ou des caractéristiques de résilience non convenables, c'est un calcul du type de celui présenté ici. Cette procédure se limite donc à un nombre de situations relativement rarement rencontrées dans la pratique.

Elle consiste à comparer l'effet des actions à la résistance, en utilisant comme fonction d'état :

- soit la ténacité¹ (K_I), où la résistance est donnée par le paramètre K_{IC} , ténacité du matériau à la température basse de service²,
- soit la résilience Charpy³, où le critère de ruine est alors exprimé en termes de température et la résistance donnée par le paramètre normalisé T_{27J} .

C'est la seconde approche qui est formalisée dans les textes mentionnés, par le biais d'une corrélation admise entre T_{KIC} et T_{27J} . Cette corrélation est bien validée pour les aciers de construction (tôles fortes et profilés laminés).

1) La ténacité est la résistance à la rupture d'un matériau subissant de petites déformations plastiques sous une contrainte. La ténacité est une mesure de l'énergie absorbée par unité de surface de la fissure.

2) La ténacité à la rupture se définit comme la résistance d'un matériau à la propagation de fissures instables sous contraintes élastiques.

3) La résilience est l'énergie nécessaire pour produire la rupture d'un échantillon entaillé section droite de l'entaille (appelé éprouvette).

Les autres paramètres ou hypothèses rentrant en compte sont :

- la géométrie des détails constructifs,
- l'état de contraintes, y compris les concentrations de contraintes dues à la géométrie,
- les vitesses de mise en charge,
- le niveau des contraintes résiduelles,
- les défauts susceptibles d'être présents dans les pièces,
- le chargement de fatigue (variation de contrainte due au trafic).

Les sites potentiels de rupture sont, a priori, les zones où les contraintes de traction sont les plus élevées compte tenu des concentrations de contraintes géométriques. Concernant la partie calculs de mécanique de la rupture, les valeurs de facteurs d'intensité de contrainte au voisinage du défaut peuvent être extraites de la littérature existante : il est en général relativement illusoire de chercher une plus grande précision en ayant recours aux éléments finis, alors que la littérature nous fournit les solutions demandées.

Dans le texte – et dans la mesure du possible – les notations utilisées sont de préférence celles des normes Eurocodes.

1. DONNÉES

1.1. Détail constructif traité

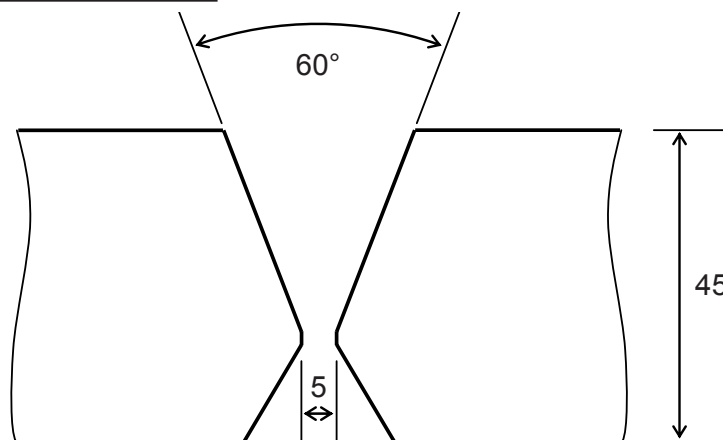


Figure 1 – Détail du raboutage des semelles

Il s'agit ici d'un raboutage (joint de chantier) d'une semelle de pont, avec les caractéristiques géométriques suivantes (cf. **Figure 1** et **Figure 6** pour les notations) :

- $B = 45$ mm épaisseur de la semelle
- $W = 1000$ mm largeur de la semelle
- $L/B = (15 + 5 + 15) / 45 = 0,778$ rapport largeur du cordon/épaisseur de la tôle

1.2. Acier utilisé et résiliences Charpy mesurées

Le matériau est l'acier de qualité S 355 M⁴:

- sa limite d'élasticité est donc $f_y = 355 \text{ MPa}$.⁵
- sa résilience normative serait $K_V (-20 \text{ °C}) = 40 \text{ J}$.

Par contre, cette note technique traite d'un cas hypothétique dans lequel la résilience s'avèrent ne pas être conforme à celle de la norme de produit pour cette qualité de l'acier (donc, résilience réelle à -20 °C supérieure ou égale à 40 J), ce qui implique une série de mesures supplémentaires. La synthèse des valeurs supposées mesurées est donnée au Tableau 1.

TABLEAU 1 – SYNTHÈSE DES VALEURS DE LA RÉSILIENCE MESURÉE

Valeurs	Moyenne	Écart type	Minimale
$K_V (-20 \text{ °C}) \text{ [J]}$	35	6,35	21

À partir de ces résultats, il est possible d'obtenir une valeur de la température de transition T_{27J} qui serait utilisée dans le calcul (paragraphe 2), par le biais d'une relation proposée par Burdekin dans le document de référence de la NF EN 1993-1-10 [2] (cf. **Figure 2**):

$$T_{27J} = T_{KV} + 41,33 - 8,16\sqrt{K_V} - 1,373$$

NB: la relation de Burdekin n'est strictement valable que pour les $K_V > 27 \text{ J}$. Nous l'utiliserons ici pour toutes les valeurs disponibles, faute d'une approche plus précise. À titre d'exemple (pour les valeurs de la résilience du Tableau 1):

Valeurs	Valeur de la résilience, $K_V (-20 \text{ °C}) \text{ [J]}$	Température de transition correspondante, $T_{27J} \text{ [°C]}$
Moyenne	35	-25,99
Minimale	21	-14,82

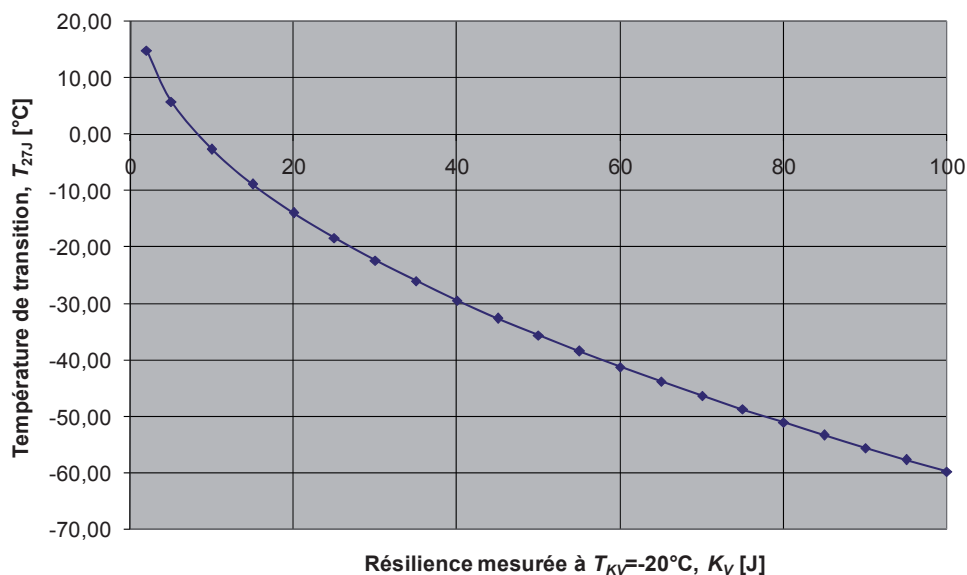


Figure 2 – Relation de Burdekin

4) D'après la NF EN 1993-2/NA [3], pour l'épaisseur de tôle de 45 mm, on utilise les aciers à grains fins, de nuances donc M, ML, N ou NL.
 5) La limite d'élasticité de base est donnée ici, l'abattement en fonction de l'épaisseur est pris en compte dans la formulation du document de référence [2] (cf. paragraphe 3.3)

1.3. Contraintes

Le calcul de contraintes doit être celui d'un calcul élastique aux Eurocodes (l'utilisation des Eurocodes répond à un besoin de cohérence avec l'utilisation de la NF EN 1993-1-10 [1]). Un tel calcul doit fournir les informations relatives à l'état limite de service (σ_{G+Q}) et à l'état limite de fatigue ($\Delta\sigma$) pour le détail analysé.

Une combinaison de charges de type accidentelle est à considérer (l'action accidentelle étant la température basse, les charges variables sont prises au niveau quasi-permanent). Aux termes de la norme [1], les valeurs pour les contraintes maximales pondérées dans la semelle ont été évaluées à l'aide de la combinaison de calcul à l'ELS fréquente :

$$G_{k,sup} \text{ (ou } G_{k,inf}) + 1,0 \text{ (ou } 0,0) S + 0,4 UDL_k + 0,75 TS_k$$

Étendues de contraintes de fatigue, $\Delta\sigma_{E,2'}$, sont obtenues en appliquant le modèle de charge de fatigue 3 de la NF EN 1991-2 [4], avec pondération ultérieure par le coefficient de dommage équivalent, λ , de la NF EN 1993-2 [5]. Le résumé de ces contraintes est donné au Tableau 2.

TABLEAU 2 – CONTRAINTES PONDÉRÉES CALCULÉES DANS LA SEMELLE CONSIDÉRÉE

Contraintes maximales normales de traction, σ [MPa]	Étendues de contraintes de fatigue, $\Delta\sigma$ [MPa]
153,3	67,1

1.4. Températures

La température minimale de service dépend de la position géographique de l'ouvrage. Elle est donnée en fonction de cette position dans l'annexe nationale de la NF EN 1991-1-5 [6]. L'ouvrage comportant le détail traité ici se trouve à Paris, d'où la température minimale de l'air sous abri :

$$T_{md} = -20 \text{ °C}$$

1.5. Taille de défaut initial

D'après la pratique courante, la taille de défaut initial pourrait être estimée comme égale à la taille d'un défaut maximal, susceptible d'apparaître sans avoir été décelé au contrôle, de 5 mm de longueur.

La longueur (taille apparaissant donc en surface de la pièce) de défaut initial de $2c = 5 \text{ mm}$ (cf. **Figure 3**) implique un calcul pour obtenir sa profondeur, a_0 . La norme NF EN 1993-1-10 [1] précise que le rapport a/c vaut 0,4 (fissure semi-elliptique), ce qui nous conduit à une profondeur de défaut initial de 1 mm.

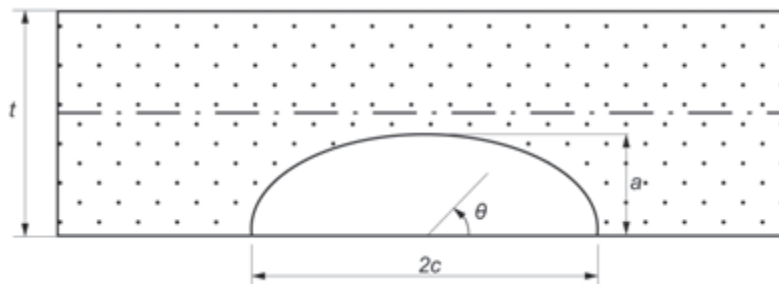


Figure 3 – Défaut initial

Par ailleurs, la même norme (NF EN 1993-1-10) donne la profondeur de défaut initial comme suit (pour $t > 15$ mm) :

$$a_0 = 0,5 \ln(t) = 0,5 \times \ln(45) = 1,90 \text{ mm} > 1,00 \text{ mm}$$

Nous conserverons donc, pour le calcul, cette taille de défaut normative pour être sécuritaire.

NB: il est intéressant de considérer également deux défauts supplémentaires :

- un premier avec le rapport $a/c = 1$ (fissure semi-circulaire), car ce cas donne un défaut initial plus important ($a_0 = 2,5 \text{ mm} > 1,9 \text{ mm}$, pour $2c = 5 \text{ mm}$), et
- un second – selon le document de référence de l'EN 1993-1-10 [2] – qui suggère qu'un rapport $a/c = 0,15$ soit pris en compte pour les soudures transversales.

1.6. Autres données

Les données qui sont précisées par la NF EN 1993-1-10 [1] sont les suivantes :

- $n = 20000$ nombre de cycles par an⁶
- $\sigma_s = 100 \text{ MPa}$ contrainte résiduelle
- $\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}_0 = 10^{-4}$ vitesse de déformation
- $C = 1,8 \times 10^{-13}$ constante C de la loi de Paris
- $m = 3$ constante m de la loi de Paris

2. CALCUL DE LA PROPAGATION DE DÉFAUT INITIAL DUE À LA FATIGUE

Ce calcul est fait en utilisant la relation classique de la mécanique de la rupture, donnée par la loi de Paris :

$$\frac{da}{dn} = C \left(\sqrt{a} \pi \Delta \sigma Y M_k \right)^m$$

où :

- C et m sont les constantes de la loi de Paris
- a est la profondeur de défaut
- n est le nombre de cycles
- $\Delta \sigma$ est l'étendue de contrainte
- $Y M_k$ est la fonction de forme, avec
 - o $Y(a)$ facteur d'intensité de contraintes
 - o $M_k(a)$ facteur de correction

Pour obtenir la durée de propagation, il faut séparer les variables et intégrer l'équation de ci-dessus comme suit :

⁶⁾ Cette valeur a été déduite de l'exigence de la durée de vie de 100 ans combinée avec le nombre de cycles conventionnel de 2 millions.

$$\frac{da}{(YM_k)^m (\pi a)^{m/2}} = C \Delta \sigma^m dn \quad \square \quad \int_{a_0}^{a_d} \frac{da}{(YM_k)^m (\pi a)^{m/2}} = \int_0^N C \Delta \sigma^m dn$$

avec :

- a_0 la profondeur de défaut initial (cf. paragraphe 1.5)
- a_d la profondeur de défaut critique.

La taille de défaut critique, a_d , est, a priori, inconnue. Elle dépend du nombre de paramètres, dont les plus influents sont (par ordre alphabétique) :

- épaisseur de la pièce,
- limite d'élasticité,
- niveau de contraintes,
- température de service,
- ténacité du matériau,
- vitesse de chargement.

Cette taille varie donc au cours de la vie de l'ouvrage, car trois de ces six paramètres changent en continu (niveau de contraintes, vitesse de chargement et température). Une représentation très schématique de ce phénomène est montrée à la **Figure 4**. Pour trouver la taille la plus défavorable, il faut se positionner dans la situation la plus défavorable: le plus grand niveau de contraintes et la plus grande vitesse de chargement censés pouvoir se produire simultanément avec la plus basse température de service.

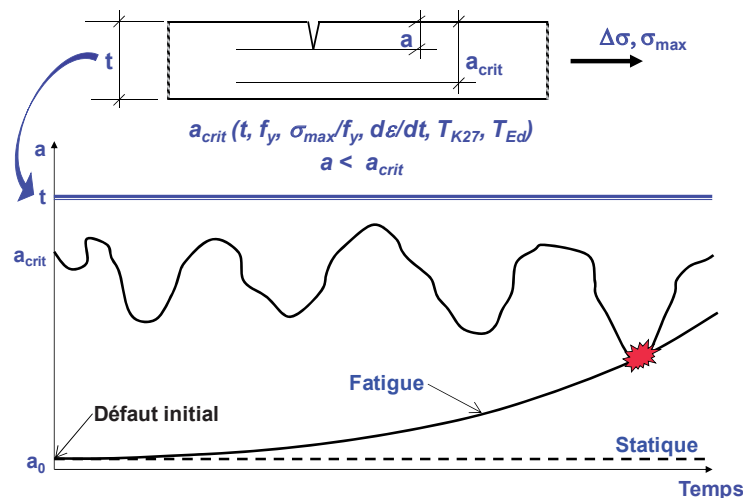


Figure 4 – Tailles de défauts dans le temps

Un tel calcul doit donc être formalisé et la taille de défaut critique se calcule à partir des exigences données dans la NF EN 1993-1-10 [1]. Ce calcul est itératif. Pour pouvoir l'effectuer, il serait indispensable de disposer d'outils informatiques adaptés, afin de suivre correctement le développement du défaut, $a(t)$, à chaque instant, avec la fonction de forme (qui dépend de $a(t)$!) correspondante. L'application d'un tel outil donne

- pour la taille de défaut critique la valeur de :

$$a_d = 12,44 \text{ mm}$$

- pour la durée de vie :

$$T = 173 \text{ ans} > 100 \text{ ans}$$

L'exactitude de ces valeurs est vérifiée par des calculs manuels dans les paragraphes 3 et 4.

3. VÉRIFICATION DE LA TAILLE DE DÉFAUT CRITIQUE

Ce calcul est fait selon le procédé du document de référence de la NF EN 1993-1-10 [2].

Entre parenthèses seront données, dans la suite, les références correspondantes de cette norme.

3.1. Condition à remplir

Il convient de considérer que la résilience d'un élément de structure soumis à une traction de calcul σ_{Ed} est suffisante si (§ 2.2.5(1)) :

$$T_{Ed} \geq T_{Rd}$$

où :

T_{Ed} est la température de référence au site potentiel de rupture

T_{Rd} est la température à laquelle on peut escompter un niveau adéquat de ténacité à la rupture dans les conditions examinées.

3.2. Température de référence

Elle s'exprime sous la forme suivante (§ 2.2.5(1)) :

$$T_{Ed} = T_{md} + \Delta T_r + \Delta T_\sigma + \Delta T_R [+ \Delta T_c]$$

Les composants de cette relation sont explicités ci-après.

3.2.1. Température T_{md}

Il s'agit de la température atmosphérique la plus basse, avec une période de retour spécifiée (cf. paragraphe 1.4) :

$$T_{md} = -20 \text{ °C}$$

3.2.2. Température ΔT_r

Cette température représente le terme de correction pour les pertes par rayonnement.

Afin de l'obtenir, la norme utilisée [1] renvoie à l'annexe nationale de la NF EN 1991-1-5 [6]. Pour un tablier métallique en France métropolitaine :

$$\Delta T_r = \Delta T_{e,min} = -3 \text{ °C}$$

3.2.3. Température ΔT_σ

C'est le décalage de température induit par la contrainte et la limite d'élasticité du matériau, l'imperfection de type fissure et la forme et les dimensions de l'élément.

On calcule :

- résistance élastique nominale dépendant de l'épaisseur :

$$f_y(t) = f_y - 0,25 \left(\frac{t}{1[\text{mm}]} \right) = 355 - 0,25 \times 45 = 343,8 \text{ MPa} \quad (\text{Tab. 2-5})$$

- contrainte élastique générale tenant compte du défaut débouchant (cf. **Figure 3**) et de la $f_y(t)$:

$$\begin{aligned} \sigma_{gy}(t) &= f_y(t) \left(1 - \frac{2,5\pi a_d^2}{2t(5a_d + t)} \right) = \\ &= 343,8 \times \left(1 - \frac{2,5 \times \pi \times 12,44^2}{2 \times 45 \times (5 \times 12,44 + 45)} \right) = 300,4 \text{ MPa} \end{aligned} \quad (\text{Tab. 2-5})$$

avec a_d , profondeur de défaut critique, valeur qu'un défaut de profondeur initiale a_0 pourrait normalement atteindre sous l'effet de la charge de fatigue (cf. paragraphe 4)

- $L_r = \frac{\sigma_p}{\sigma_{gy}(t)} = \frac{153,3}{300,4} = 0,5102 \quad (\S 2.2.6.1(1))$

σ_p est la contrainte de traction primaire résultant des actions permanentes G_k et des actions variables fréquentes $\psi_1 Q_k$ (cf. Tableau 2)

- $k_{R6} = \frac{1}{\sqrt{1+0,5L_r^2}} = \frac{1}{\sqrt{1+0,5 \times 0,5102^2}} = 0,9406 \quad (\S 2.2.6.1(1))$

- Fonction de forme ($Y M_k$)

o Facteur d'intensité de contraintes Y – Défaut (semi-elliptique) de surface

La solution classique de Newman-Raju pour un défaut débouchant semi-elliptique (cf. **Figure 5**) est présentée ici d'après la BS 7910 [7]. (La présentation dans le document de référence [2] utilise les notations différentes, mais les mêmes formules. Le choix du BS est justifié par le calcul du facteur de correction M_k ci-après, le document de référence ne couvrant pas le cas analysé dans cette note.)

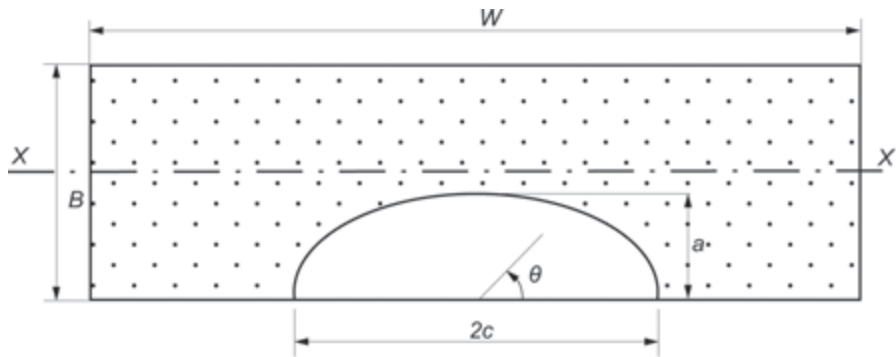


Figure 5 - Défaut débouchant semi-elliptique

Conditions:

$$0 < \frac{a}{2c} = \frac{0,4}{2} = 0,2 < 1$$

$$0 < \theta = \frac{\pi}{2} < \pi$$

$$\frac{a}{B} = \frac{12,44}{45} = 0,2764 < 1,0 \quad \text{pour} \quad 0,1 < \frac{a}{2c} = 0,2 < 1$$

On calcule:

$$\lambda = \frac{c}{W} \sqrt{\frac{a}{B}} = \frac{12,44/0,4}{1000} \sqrt{\frac{12,44}{45}} = 0,0164$$

$$f_w = \sqrt{\sec \pi \lambda} = \sqrt{\sec(\pi \times 0,0164)} = 1,001, \quad \text{pour } a/2c \neq 0$$

Pour $0 < \frac{a}{2c} = 0,2 < 0,5$:

$$M_1 = 1,13 - 0,09 \left(\frac{a}{c} \right) = 1,13 - 0,09 \times 0,4 = 1,094$$

$$M_2 = \frac{0,89}{0,2 + \left(\frac{a}{c} \right)} - 0,54 = \frac{0,89}{0,2 + 0,4} - 0,54 = 0,9433$$

$$M_3 = 0,5 - \frac{1}{0,65 + \left(\frac{a}{c} \right)} + 14 \left[1 - \left(\frac{a}{c} \right) \right]^{24} = 0,5 - \frac{1}{0,65 + 0,4} + 14 [1 - 0,4]^{24} = -0,4523$$

$$\Phi = \sqrt{1 + 1,464 \left(\frac{a}{c} \right)^{1,65}} = \sqrt{1 + 1,464 \times 0,4^{1,65}} = 1,150$$

Pour $\theta = 90^\circ$ et pour $a/B = 0,2764$:

$$M = \left[M_1 + M_2 \left(\frac{a}{B} \right)^2 + M_3 \left(\frac{a}{B} \right)^4 \right] \frac{1}{\phi} =$$

$$\left[1,094 + 0,9433 \times 0,2764^2 - 0,4523 \times 0,2764^4 \right] \times \frac{1}{1,150} = 1,012$$

Donc :

$$Y = M f_w = 1,012 \times 1,001 = 1,012$$

o Facteur de correction M_k – Concentration de contrainte géométrique

Nous l'avons vu précédemment, le document de référence [2] ne couvre pas le cas d'un cordon de soudure bout-à-bout. C'est la raison pour laquelle nous utilisons ici le projet de la norme BS 7910 [4], où la solution – basée sur une analyse bidimensionnelle – devient :

$$M_k = v \left(\frac{z}{B} \right)^w \geq 1$$

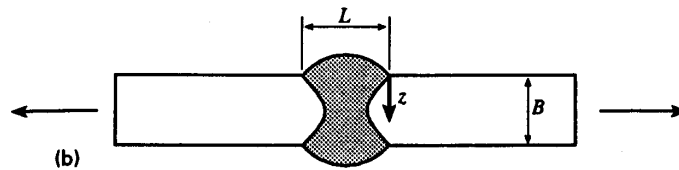


Figure 6 – Raboutage des semelles

Dans le cas analysé ici, pour $L/B = 0,778 < 2$ et pour

$$\frac{z}{B} = \frac{12,44}{45} = 0,2764 > 0,05 \left(\frac{L}{B} \right)^{0,55} = 0,05 \times 0,778^{0,55} = 0,0436, \text{ on calcule :}$$

$$M_k = 0,83 \left(\frac{z}{B} \right)^{-0,15(L/B)^{0,46}} = 0,83 \times 0,2764^{-0,15 \times 0,778^{0,46}} = 0,9856 < 1$$

Donc, $M_k = 1,0$

o Fonction de forme

$$(Y M_k) = 1,012 \times 1,0 = 1,012$$

$$\bullet \psi = \frac{\sigma_s L_r}{\sigma_p} = \frac{100 \times 0,5102}{153,3} = 0,3328 < 5,2 \quad (\text{Tab. 2-6})$$

avec les contraintes résiduelles σ_s données au paragraphe 1.6.

• Coefficient correcteur de plasticité pour les contraintes secondaires (Tab. 2-6) :

$$\rho = \rho_1 = 0,1\psi^{0,714} - 0,007\psi^2 + 0,00003\psi^5 =$$

$$= 0,1 \times 0,3328^{0,714} - 0,007 \times 0,3328^2 + 0,00003 \times 0,3328^5 = 0,0448$$

- Contrainte représentative (§ 2.2.7.5(3)) :

$$\sigma_{Ed} = \sigma_p + \sigma_s = 153,3 + 100 = 253,3 \text{ MPa}$$

- Facteur d'intensité de contrainte corrigé pour les effets dus à la plasticité locale au fond de fissure (§ 2.2.4(2)) :

$$K_{applied,correct} = \frac{(YM_k)\sigma_{Ed}}{k_{R6} - \rho} \sqrt{\frac{\pi a_d [\text{mm}]}{1000}} = \frac{1,012 \times 253,3}{0,9406 - 0,0448} \times \sqrt{\frac{\pi \times 12,44}{1000}} = 56,58 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

Comme $b_{eff} = 5 a_d = 5 \times 12,44 = 62,2 \text{ mm}$ (pour les défauts débouchants, Tab. 2-7), on obtient enfin (§ 2.2.5(1)) :

$$\begin{aligned} \Delta T_\sigma &= -52 \ln \left(\frac{(K_{applied,correct} - 20)(b_{eff}/25)^{1/4} - 10}{70} \right) = \\ &= -52 \ln \left(\frac{(56,58 - 20)(62,2/25)^{1/4} - 10}{70} \right) = +34,65^\circ\text{C} \end{aligned}$$

3.2.4. Température ΔT_R

Ce facteur est un terme de sécurité destiné à différencier le niveau de fiabilité pour différentes applications.

On utilise ici une valeur particulière de ce terme, à cause d'un déroulement particulier du calcul au cas où l'on dispose des résultats d'essais de résilience. Les valeurs de résilience moyennes doivent être utilisées dans ce cas (§ 2.2.6.3.4(2)).

$$\Delta T_R = -38^\circ\text{C}$$

N.B.: si nous avons utilisé les valeurs de la résilience en provenance des normes (EN 10025, par exemple), le terme de sécurité à utiliser aurait été égal à $\Delta T_{R,nom} = +7^\circ\text{C}$.

3.2.5. Température ΔT_ε

ΔT_ε est le terme de correction pour une vitesse de déformation autre que la vitesse de déformation de référence ε_0 .

La vitesse de déformation de référence (cf. paragraphe 1.6) couvrant les effets d'actions dynamiques pour la plupart des situations de calcul durables et transitoires, il a été considéré ici que:

$$\Delta T_\varepsilon = 0$$

3.2.6. Récapitulation

On calcule donc:

$$T_{Ed} = -20 - 3 + 34,65 - 38 = -26,35^\circ\text{C}$$

3.3. Température de rupture de calcul

Elle est exprimée comme (§ 2.2.5(1)) :

$$T_{Rd} = T_{K100} + \Delta T_t$$

Les composants de cette relation sont explicités ci-après.

3.3.1. Température T_{K100}

T_{K100} est la température à laquelle le matériau possède une ténacité à la rupture K_{Ic} de 100 MPa \sqrt{m} (§ 2.2.4(5)) :

$$T_{100} = T_{27J} - 18 = -25,99 - 18 \approx -44 \text{ °C}$$

(Pour T_{27J} cf. paragraphe 1.2, Tableau 1.)

3.3.2. Température ΔT_t

Cette température présente le terme de correction pour considérer la variation de la ténacité du matériau dans le sens de l'épaisseur.

D'après le document de référence [2], ce terme s'applique uniquement si le fond de fissure critique se trouve dans la partie centrale de la tôle (§ 2.2.6.2), ce qui demanderait ici une taille de fissure critique supérieure à 15 mm. Par contre, cela crée une discontinuité aux points de passage situés aux tiers de l'épaisseur d'une tôle, ce qui peut avoir pour conséquence l'impossibilité de trouver un résultat exact. (Ceci se produit effectivement dans le cas analysé ici, cf. NB ci-après.)

C'est pour cette raison que ce terme est appliqué sur toute l'épaisseur de la semelle et :

$$\Delta T_t = 12,9 \tanh(2,1 \ln t - 7,6) + 12,8 = 12,9 \times \tanh(2,1 \times \ln(45) - 7,6) + 12,8 = 17,65 \text{ °C}$$

Cela nous place, d'ailleurs, du côté de la sécurité.

NB: si nous ne prenions pas en considération ce terme correctif la profondeur de défaut critique serait de $a_d = 15,46$ mm et la durée de vie $T = 157$ ans, ce qui contredirait la règle d'application de ce terme de correction, qui exige donc que $a_d \leq t/3 = 15$ mm. En revanche, si l'on applique le terme de correction, on obtient $a_d = 12,44$ mm < $t/3 = 15$ mm !)

3.3.3. Récapitulation

Donc, la température de rupture de calcul est :

$$T_{Rd} = -44 + 17,65 = -26,35 \text{ °C}$$

3.4. Vérification

$$T_{Ed} = -26,35 \text{ °C} = T_{Rd} = -26,35 \text{ °C}$$

Vérification satisfaite

4. VÉRIFICATION DE LA DURÉE DE VIE

Nous vérifierons l'exactitude de cette durée par la suite (cf. paragraphe 2). Contrairement au format d'intégration proposé dans le paragraphe 2, la fonction de forme sera considérée ici comme constante durant toute la durée de propagation. La séparation de variables et l'intégration se font donc de façon suivante :

$$\frac{da}{a^{m/2}} = C(\sqrt{\pi} \Delta \sigma Y M_k)^m dn$$

$$\int_{a_0}^{a_d} \frac{da}{a^{m/2}} = \int_0^N C(\sqrt{\pi} \Delta \sigma Y M_k)^m dn$$

$$\frac{a^{1-m/2}}{1-m/2} \Big|_{a_0}^{a_d} = C(\sqrt{\pi} \Delta \sigma Y M_k)^m N$$

On calcule :

$$N = \frac{a_d^{1-m/2} - a_0^{1-m/2}}{(1-m/2) \left(C(\sqrt{\pi} \Delta \sigma Y M_k)^m \right)} =$$

$$= \frac{12,44^{-0,5} - 1,90^{-0,5}}{(-0,5) \times 1,8 \times 10^{-13} \times (\sqrt{\pi} \times 67,1 \times 1,012)^3} = \frac{-0,4420}{-1,569 \times 10^{-7}} = 2,817 \times 10^6 \text{ cycles}$$

$$T = \frac{2,817 \times 10^6}{20000} = 141 \text{ ans} \neq 173 \text{ ans}$$

La différence entre les résultats réside dans le fait que la propagation du défaut est calculée ici avec la valeur de la fonction de forme calculée uniquement pour la taille du défaut critique, a_c . Si l'on voulait obtenir des résultats plus proches, nous devrions accompagner la taille du défaut lors de sa propagation entre sa taille initiale a_0 et sa taille critique a_c par la valeur correspondante de la fonction de forme, d'où l'intérêt d'avoir à disposition des moyens de calcul informatisés adaptés à cette problématique.

5. AUTRES CONSIDÉRATIONS (DÉFAUT INITIAL DIFFÉRENT)

Comme nous l'avons vu au paragraphe 1.5, un défaut dont le rapport $a/c = 1$ pourrait être également pris en compte pour un calcul de vérification (avec une profondeur de défaut initial égale à 2,5 mm pour sa longueur sur surface de tôle de 5 mm). Le résultat obtenu est plus favorable :

$$T = 555 \text{ ans, avec } a_d = 21,1 \text{ mm}$$

Cette durée de vie plus longue s'explique par un défaut (semi-circulaire) qui reste pendant toute sa propagation plus « condensé » – et, donc, moins nocif – par rapport au défaut considéré conventionnellement (semi-elliptique) : cela donne une profondeur du défaut critique plus importante par rapport au cas étudié plus haut, mais aussi une durée de propagation bien plus élevée.

Par contre pour un défaut avec le rapport $a/c = 0,15$ (défaut initial de dimensions $a_0 = 1,9$ mm et $2c \approx 25$ mm), la durée de vie est plus faible :

$$T = 101 \text{ ans, avec } a_d = 9,82 \text{ mm}$$

Par analogie avec le cas analysé plus haut (défaut semi-circulaire), cette durée de vie plus courte s'explique par un défaut qui reste pendant toute sa propagation plus « étendu » (semi-elliptique allongé) – donc plus nocif – par rapport au défaut considéré conventionnellement (semi-elliptique, aussi, mais plus court) : cela donne une profondeur du défaut critique moins importante par rapport au cas conventionnel étudié, et ainsi une durée de propagation plus courte.

NB : bien que la norme [1] ne le précise pas, c'est effectivement ce dernier cas qu'il faut prendre en compte comme justificatif ici, ainsi que dans tous les cas de fissures transversales.

6. CONCLUSIONS

Les résultats obtenus à partir de cette étude montrent que la qualité de l'acier du métal de base mesurée par essais est suffisante pour assurer une durée de vie au moins égale à 100 ans pour les hypothèses (effets des charges et températures) retenues.

Ces conclusions sont valides dans la mesure où les valeurs caractéristiques déduites des mesures de résilience sont représentatives des caractéristiques de la totalité de la tôle utilisée pour les semelles.

Concernant l'éventuel rôle des inspections en service, il convient de rappeler que deux approches sont a priori possibles en conception vis-à-vis de la fatigue et de la rupture fragile

- a) Il est procédé à intervalles réguliers à des inspections aptes à détecter des fissures de fatigue (ce qui suppose d'identifier les détails constructifs à inspecter et de disposer d'une méthode de contrôle adéquate). Dans ces conditions le dimensionnement en fatigue peut être conduit avec un coefficient partiel de sécurité réduit, de sorte qu'un défaut non détecté lors d'une inspection n'évolue pas par fatigue vers un défaut atteignant la taille critique a_d avant l'inspection suivante.
- b) On ne compte pas sur les inspections périodiques de l'ouvrage pour détecter systématiquement des défauts de fatigue existants. Dès lors, le dimensionnement en fatigue est conduit avec un coefficient partiel de sécurité plus important ($\gamma_{Mf} = 1,35$ typiquement), de sorte qu'un défaut de fabrication initial (conforme aux normes et en particulier tel que documenté dans l'EN 1993-1-10 [1]) ne puisse pas évoluer par fatigue vers un défaut atteignant la taille critique a_d avant la fin de la durée de service requise pour l'ouvrage

En France, la pratique (confirmée par l'Annexe nationale de l'EN 1993-1-9 [8]) est d'appliquer la seconde approche.

Pour autant, il est clair que d'éventuels renseignements obtenus lors des inspections périodiques sont utiles. À cet égard, il serait judicieux de procéder à un contrôle par CND (contrôle non destructif) des zones les plus critiques, vis-à-vis de défauts de type fissure, à l'occasion, par exemple, des remises en peinture de l'ouvrage.

Cet exemple de calcul montre également qu'un calcul de ce type est de caractère itératif et qu'un calcul manuel ne peut être qu'approché. Dès lors il est préférable de disposer de moyens de calcul informatisés.

7. RÉFÉRENCES

- [1] NF EN 1993-1-10 (P 22-380-1) : Eurocode 3 : Calcul des structures en acier – Partie 1-10 : Choix des qualités d'acier ; AFNOR, décembre 2005.
- [2] Sedlacek G. et al. : Commentary and worked examples to EN 1993-1-10 "Material toughness and through thickness properties"; and other toughness oriented rules in EN 1993, Rapport commun JRC-CECM, EUR 23510 EN, septembre 2008.
- [3] NF EN 1993-2/NA (P 22-320/NA) : Eurocode 3 : Calcul des structures en acier – Partie 2 : Ponts métalliques – Annexe Nationale à la NF EN 1993-2 : 2007 ; AFNOR, décembre 2007.
- [4] NF EN 1991-2 (P 06-120-1) : Eurocode 1 : Actions sur les structures – Partie 2 : Actions sur les ponts, dues au trafic ; AFNOR, mars 2004.
- [5] NF EN 1993-2 (P 22-320) : Eurocode 3 : Calcul des structures en acier – Partie 2 : Ponts métalliques ; AFNOR, mars 2007.
- [6] NF EN 1991-1-5/NA (P 06-115-1/NA) : Eurocode 1 : Actions sur les structures – Partie 1-5 : Actions générales – Actions thermiques – Annexe nationale à la NF EN 1991-1-5 : 2004 ; AFNOR, février 2008.
- [7] BS 7910 : Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in fusion welded structures, 4th Draft, BSI, 1999.
- [8] NF EN 1993-1-9 (P 22-319-1) : Eurocode 3 : Calcul des structures en acier – Partie 1-9 : Fatigue ; AFNOR, décembre 2005.