# ÉTABLISSEMENT DE COURBES DE FATIGUE POUR LES ASSEMBLAGES SOUDÉS PARACHEVÉS

par A. Nussbaumer

## RÉSUMÉ

Les traitements d'amélioration, ou de parachèvement, ont un effet bénéfique sur la résistance à la fatigue des joints soudés. Maintes recherches expérimentales ainsi que théoriques ont isolé les paramètres principaux responsables de cet effet bénéfique ainsi que les limites d'application de ces traitements. Nénamoins, par manque de résultats expérimentaux et de recommandations précises pour la mise en œuvre de tels traitements, aucune norme actuelle de calcul de fatigue de structures soudées ne tient compte de l'effet bénéfique des parachèvements sur les assemblages. On propose ici des courbes de fatigue en séparant les traitements en deux groupes : les traitements modifiant la géométrie et ceux modifiant la distribution des contraintes résiduelles. Les limites d'application des traitements d'amélioration sont tout d'abord discutées. Ensuite, pour les traitements du premier groupe, on justifie le relèvement des courbes de une ou deux catégories selon le type de joint et de traitement. Enfin, pour le second groupe, une nouvelle méthode simple fondée sur la notion d'étendue de contrainte efficace est proposée. Cette méthode met en évidence les interactions entre nombre de cycles et rapport des contraintes. Les nouvelles courbes de fatigue ainsi obtenues sont alors comparées à la fois avec les courbes normalisées et les résultats expérimentaux existants sur les joints parachevés.

#### SUMMARY

Treatments for improvement or finishing have a beneficial effect on the fatigue resistance of welded joints. Many experimental researches as well as theoretical ones have allowed to point out the main parameters responsible for this beneficial effect as well as the application range for these treatments. Nevertheless, due to a lack of experimental results and accurate recommendations for the use of these treatments, presently no design code for fatigue of welded structures takes into consideration the beneficial effect of the finishings on the connections. Fatigue curves are proposed in this paper for two separate kinds of treatments: the treatments which modify the geometry and those which influence the distribution of residual stresses. Then for the first-group treatments the possible raising up of the curves (one or two categories according to the type of joint and treatment) is demonstrated. Lastly for the second-group treatments a new and simple method based on the concept of effective stress range is proposed. This method shows clearly the interactions between the number of cycles and the ratio of stresses. The so-obtained new fatigue curves are then compared to the normalized ones as well as to the experimental results available for joints after finishing.

A. Nussbaumer – Ingénieur CTICM

## 1. – INTRODUCTION

Il est connu qu'un traitement d'amélioration, ou qu'une technique de parachèvement, après soudage des zones de cordon introduit, avec certaines limites, un effet bénéfique sur la résistance à la fatigue. De nombreuses techniques existent, nous nous concentrerons toutefois sur les quatre procédés les plus connus, soit :

A) Meulage;

- B) Refusion (TIG) du cordon;
- C) Grenaillage de précontrainte;
- D) Martelage.

De nombreuses études ont montré que les paramètres principaux responsables pour cet effet bénéfique sont les suivants [1-4]:

1) Diminution des concentrations de contrainte locales;

- 2) Création d'une période d'amorçage;
- Modification du champ des contraintes résiduelles dans la couche superficielle.

Les traitements peuvent par conséquent être séparés en deux groupes :

- Les traitements qui adoucissent la forme locale du cordon de soudure (paramètre 1) et éliminent les défauts de surface (paramètre 2), c'est-à-dire les traitements A et B;
- Les traitements qui introduisent des contraintes de compression (paramètre 3), c'est-à-dire les traitements C et D. On notera que dans certains cas ces traitements peuvent également adoucir la forme locale du cordon bien que cela ne soit pas le but premier recherché.

Nous allons montrer comment modéliser l'influence de chacun de ces paramètres de manière à modifier, pour chacun des groupes de traitements, les courbes de fatigue existantes pour divers types d'assemblages.

#### 2. – LIMITATIONS DE L'EFFET BÉNÉFIQUE

## DES TRAITEMENTS

#### 2,1. - Généralités

L'effet bénéfique de tous les traitements d'amélioration est conditionné par le mode opératoire de mise en œuvre et de contrôle de la technique de parachèvement ainsi que par les charges de fatigue appliquées au détail soudé. Les modes opératoires de mise en œuvre feront l'objet d'une future rubrique du praticien. Sinon, on trouve un certain nombre de renseignements dans la bibliographie [4, 11, 30]. Les traitements d'amélioration sont plus efficaces pour les détails comportant de fortes concentrations de contraintes locales et dans la zone des faibles contraintes/grand nombre de cycles (> 2 .  $10^6$  cycles). Pour les détails soumis à de fortes contraintes/faible nombre de cycles (< 100000 cycles), ils perdent de leur efficacité et peuvent même devenir défavorables. Par conséquent, les courbes de fatigue sont interrompues lorsque l'étendue de contrainte maximale est égale à la limite élastique de l'acier. De plus, on considère que les traitements n'ont plus aucun effet

bénéfique si le spectre de contrainte appliqué (constant ou variable) contient des pics de contrainte en traction supérieurs à la limite élastique de l'acier. On remarque également que l'effet bénéfique des traitements est influencé par le rapport des contraintes, *R*. C'est une variable importante que nous utiliserons plus loin; elle se définit comme suit :

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \tag{1}$$

avec  $\sigma_{min}$  = contrainte minimale nominale algébrique du cycle;

σ<sub>max</sub> = contrainte maximale nominale algébrique du cycle (convention : tractions positives, compressions négatives).

La convention de signe adoptée pour les contraintes est celle habituellement utilisée en Construction Métallique, soit en comptant positivement les contraintes de traction et négativement celles en compression. Il faut également rappeler que l'endroit traité, à savoir le pied du cordon, n'est pas le seul site d'amorçage de la fissuration : celle-ci peut apparaître au droit d'un manque de pénétration, de défauts internes, etc. La liste des détails pour lesquels il y a incertitude sur le site d'amorçage est donnée dans la section **2,3**. Il apparaît donc une limitation de l'efficacité des traitements, limitation qui doit absolument être atténuée par une bonne réalisation du joint soudé. En effet, les techniques de parachèvement ne sont pas destinées à compenser des erreurs de conception ou de réalisation.

Plusieurs études, dont deux récentes [4, 12, 13, 29], ont permis de rassembler les résultats d'essais existants et d'en tirer des conclusions sur les taux d'amélioration à attendre suivant le traitement effectué. Toutefois, les connaissances actuelles et les résultats expérimentaux insuffisants ne permettent pas à eux seuls de définir de manière précise l'influence de toutes les variables. Pour l'application de ces techniques, il est communément admis que l'épaisseur des tôles doit être égale ou supérieure à 10 mm. Bien que l'on puisse s'attendre à des taux d'amélioration plus élevés pour les joints en acier à haute limite élastique, nous cherchons à obtenir la limite inférieure des taux d'amélioration, c'est-à-dire des courbes de fatigue valables pour tous les aciers courants. L'influence d'un environnement corrosif réduisant l'effet bénéfique des traitements, nous considérons uniquement les constructions utilisées dans des conditions atmosphériques normales.

De plus, la majorité des essais étant réalisés sur petites éprouvettes, il est nécessaire de prendre en compte l'effet d'épaisseur. Une étude récente [26] sur des joints transversaux parachevés de 10 à 80 mm a montré que la règle de pondération utilisée pour les joints bruts, c'est-à-dire (25/t)<sup>1/4</sup>, était conservatrice. Par défaut, on appliquera cette règle aux joints parachevés mais uniquement aux catégories concernées par l'effet d'épaisseur, celles-ci étant les mêmes que dans le cas des joints bruts. On va maintenant étudier l'influence du site d'amorçage sur la résistance à la fatigue, ceci plus précisément dans le cas d'attaches longitudinales ou transversales.

#### 2,2. - Influence du site d'amorçage de la fissuration

Le problème de la possibilité d'amorçage de la fissuration à partir de plusieurs sites différents n'a pas été beaucoup étudié, mis à part dans le cas de joints avec attaches transversales soudées avec manque de pénétration et chargées [32-39]. Le résultat de ces études montre que l'état de contrainte le plus restrictif est la traction uniaxiale, et que l'endroit de fissuration dépend de plusieurs paramètres géométriques de l'assemblage, en particulier du manque de pénétration. Diverses conditions limites ont été proposées [35, 39] pour déterminer l'endroit de fissuration. Pour pouvoir parachever de tels joints, il faut donc tout d'abord être capable d'évaluer le risque de fissuration en racine, ce qui n'est pas toujours évident pour les ouvrages existants. L'efficacité des traitements pour de tels joints demande par conséquent beaucoup d'informations et ne sera pas considérée ici (voir section 2.3).

Nous allons nous concentrer sur deux autres cas, par ailleurs plus simples, les attaches longitudinales et transversales non chargées. Pour ces deux types de joint à l'état brut de soudage, la rupture se produit systématiquement en pied de cordon. Par contre, si les pieds de cordon sont traités et les soudures réalisées en pénétration partielle ou en cordons d'angle, ce qui est courant en pratique, la rupture peut se produire en racine. Relevons toutefois que la base de données de résultats d'essais sur assemblages parachevés [29] montre qu'il est rare d'avoir une fissuration à partir de la racine. Par conséquent peu de résultats d'essais existent pour ce cas particulier de rupture. Nous avons pu néanmoins en réunir quelques-uns de manière à tracer des courbes de fatigue caractéristiques approximatives, c'est-à-dire sans analyse statistique vu le faible nombre de résultats.

Pour les joints avec attache transversale soudée par cordons d'angle, les résultats proviennent d'essais de fatigue sur des éprouvettes testées, réparées, puis retestées [31]. Chaque essai a donc été réalisé en deux parties, mais malheureusement pas avec la même étendue de contrainte. L'exploitation des résultats se fait en admettant :  $N \Delta \sigma^3$  = cte, ceci de manière à pouvoir calculer pour chaque essai le nombre de cycle correspondant à la rupture pour une étendue de contrainte quelconque. Le niveau de l'étendue de contrainte pour chaque essai est choisi égal à la moyenne des étendues de contrainte des deux parties. L'interprétation des résultats d'essais est donnée à la figure 1. On constate que tous les résultats satisfont à la courbe de résistance correspondant à une catégorie 112, alors que la catégorie pour la rupture en pied de cordon non traité est 90. On pense donc qu'il sera difficile d'obtenir une amélioration supérieure à deux catégories pour ce type de joint, ceci quel que soit le traitement effectué sur le pied de cordon.

Pour ce qui est des attaches longitudinales soudées par cordons d'angle, nous avons trouvé des résultats d'essais avec fissuration en racine dans trois publications [31, 28, 40]. Dans tous les cas les pieds de cordon avaient été parachevés et la longueur des attaches était supérieure à 100 mm. La figure **2** présente les résultats d'essais; tous les résultats satisfont la courbe de fatigue de la catégorie 90 (catégorie pour la rupture en pied de cordon non traité : 56). Une amélioration jusqu'à quatre catégories semble donc possible pour ce type de joint avant de craindre une fissuration en racine.



Fig. 1 – Courbe de résistance à la fatigue pour attaches transversales non-chargées, soudées par cordons d'angle et fissurant en racine



Fig. 2 - Courbe de résistance à la fatigue pour attaches longitudinales non-chargées, soudées par cordons d'angle et fissurant en racine

Notons pour terminer que nous nous sommes placés uniquement dans le cas d'une structure neuve sur laquelle les détails soudés critiques sont parachevés. Dans le cas d'une structure déjà en service, le problème est légèrement différent. En effet, le traitement des pieds de cordons permet probablement d'annuler le dommage accumulé en ces endroits, par contre le dommage accumulé en racine n'est pas affecté par la répération et par conséquent peut devenir l'endroit de fissuration critique.

#### 2,3. - Avenant aux restrictions de l'Eurocode 3

Cette section sert à récapituler de manière explicite les limitations des méthodes de parachèvement. En effet leur emploi n'est valable que dans un cadre plus restrictif que celui de l'Eurocode 3, c'est-à-dire :

- Dimensionnement de structures neuves uniquement.
- L'étendue de contrainte nominale maximale ne doit pas dépasser la limite élastique nominale de l'acier : Δσ<sub>max</sub> < f<sub>y</sub>.
- Le spectre de contraintes nominales appliqué (constant ou variable) ne doit pas contenir des pics de contrainte en traction ou en compression supérieurs à la limite élastique nominale de l'acier :  $|\sigma_{max}| < f_y$ .
- L'épaisseur minimale des tôles sur lesquelles un traitement peut être effectué est de 10 mm.
- Du fait de l'incertitude sur le site d'amorçage de la fissure, tout effet bénéfique résultant d'un traitement sur les détails suivants est exclu :
  - Toutes les soudures longitudinales continues ou intermittentes (parallèles à la direction des efforts);
  - Les soudures transversales en bout exécutées d'un seul côté ainsi que celles sur latte de soudage;
  - Les connecteurs ;
  - Les plats de recouvrement;
  - Les joints cruciformes à pénétration partielle, et de manière générale tous les cordons d'angle à pénétration partielle transmettant des efforts. Il est entendu que le soudage des raidisseurs sur semelles par cordons d'angle ne fait pas partie de cette catégorie ;
  - Les joints soudés à recouvrement (assemblages à clins).
- Les détails pour lesquels les normes exigent déjà un meulage (par exemple les soudures transversales en bout meulées) ne peuvent plus prétendre à l'effet bénéfique d'un autre traitement du premier groupe.

# 3. – INFLUENCE BÉNÉFIQUE DE CHAQUE PARAMÈTRE SUR LES COURBES DE RÉSISTANCE

#### 3,1. - Diminution des concentrations de contrainte locales

L'influence du premier paramètre sur les courbes de résistance à la fatigue est simple à expliquer. Dans les normes [5, 7], les détails soudés sont séparés en catégories et à chaque catégorie correspond une courbe de résistance à la fatigue.

Construction Métallique, nº 1-1996

Pourtant, on peut démontrer que chaque courbe correspond également à une valeur du coefficient de concentration des contraintes, coefficient qui exprime le rapport entre la contrainte locale dans la zone d'amorçage de la fissure et la contrainte nominale (en une section éloignée du détail soudé). Plus ce rapport est élevé, moindre est la résistance à la fatigue du détail. Par conséquent, en diminuant la concentration de contrainte locale par un traitement de parachèvement on améliore sa résistance à la fatigue, ce qui se traduit simplement par un rehaussement de la catégorie du détail parachevé par rapport à la catégorie du même détail brut de soudage.

#### 3,2. - Création d'une période d'amorçage

L'influence du second paramètre est plus difficile à expliquer et ses conséquences sont plus nombreuses. Pour les joints bruts, il est généralement admis que la période d'amorçage est quasiment inexistante de par la présence de défauts se comportant comme de petites fissures dès les premiers cycles. Pour les joints parachevés, au contraire, la période d'amorçage peut être importante car on a réduit sensiblement la taille, le nombre et la nocivité des défauts. De plus, cette phase d'amorçage est d'autant plus allongée que les assemblages traités sont constitués d'acier à plus haute limite d'élasticité. Ainsi, bien que les caractéristiques de l'acier n'influencent en rien la durée de vie en propagation, celles-ci vont avoir une influence sur la durée de vie totale suite au parachèvement des soudures. Deux méthodologies existent pour évaluer la durée de vie en amorçage. Elles ont été développées respectivement par Lawrence et coll. [8] et par Barsom et coll. [9]. Les deux méthodologies donnent des résultats comparables mais sont critiquables car elles peuvent largement surestimer la période d'amorçage [10]. La première a toutefois le mérite de montrer l'influence de certains paramètres, par exemple du rapport des contraintes R ou des contraintes résiduelles, sur la durée de la phase d'amorçage.

Les courbes de résistance à la fatigue en amorçage ont des coefficients de pente généralement compris entre 7 et 14 [8], c'est-à-dire des valeurs beaucoup plus élevées que les courbes en propagation (m = 3), comme représentées schématiquement à la figure **3**. Par conséquent, en incluant la phase d'amorçage, la résistance à la fatigue des joints parachevés est d'une part rehaussée et, d'autre part, le facteur de pente des courbes augmente. La catégorie du détail se trouve ainsi également augmentée (fig. **3**). Pour les faibles nombres de cycles (< 100 000 cycles), on atteint le domaine de la fatigue oligocyclique, domaine que l'on ne considère pas ici.



Fig. 3 – Courbe de résistance à la fatigue schématique divisée en phases d'amorçage et de propagation

#### 3,3. – Modification du champ des contraintes résiduelles

Ouant au troisième paramètre, son influence sur la résistance à la fatigue est complexe. Pour les joints bruts, il est habituellement admis que des contraintes résiduelles de traction proches de la limite élastique soient présentes. La propagation est de ce fait indépendante du rapport des contraintes et ne dépend plus que de l'étendue de contrainte appliquée. En introduisant des contraintes résiduelles de compression dans la couche superficielle du pied de cordon par parachèvement, on réintroduit l'influence du rapport des contraintes sur la résistance à la fatigue. Une manière de traiter ce problème est de se servir d'une notion avancée pour modéliser, grâce à la mécanique de la rupture, le comportement de fissures se propageant dans des champs de contraintes résiduelles. Ceci sera développé dans le cadre du chapitre 4 consacré aux traitements du deuxième groupe. Avant cela, nous allons d'abord parler des courbes de résistance à considérer pour les joints parachevés à l'aide des traitements du premier groupe.

## 4. – COURBES DE RÉSISTANCE A LA FATIGUE

## POUR TRAITEMENTS DU GROUPE 1 :

## MEULAGE ET REFUSION TIG

Afin de tenir compte à la fois de l'amélioration de la géométrie et de l'introduction d'une phase d'amorçage provoquées par ces traitements, la première idée est de modifier la pente des courbes de fatigue. Pour cela, deux approches possibles.

La première est l'approche classique. Elle consiste à évaluer à partir des résultats d'essais la courbe de résistance moyenne par régression linéaire en log-log, puis à utiliser une procédure (par exemple celle de l'annexe Z de l'Eurocode 3 [15]) afin de déterminer la courbe caractéristique de résistance associée à un indice de sécurité. Or il y a deux possibilités pour effectuer la régression si l'on considère que soit le nombre de cycles, N, soit l'étendue de contrainte,  $\Delta \sigma$ , représente la variable indépendante. On remarque d'une part que les coefficients de pentes obtenus par les deux régressions peuvent différer fortement, mais ceci uniquement lorsque les résultats sont assez dispersés (population non-homogène). D'autre part, la régression faite en considérant N comme variable indépendante donne toujours une valeur du coefficient de pente plus élevée [16]. Comme les coefficients de pente des joints parachevés sont généralement supérieurs à trois, le fait d'effectuer la régression sur N explique d'autant mieux que l'on puisse trouver des coefficients de pente très élevés.

La seconde approche est plus conservatrice. Elle consiste à rehausser la résistance à la fatigue à 2 .  $10^6$  cycles en la multipliant par le taux d'amélioration considéré représentatif de chaque traitement et de donner à la pente de la droite située à gauche de ce point un coefficient de pente supérieur à m = 3, par exemple une valeur pour le coefficient de pente de 3,5 a été proposée [4, 11].

De ce qui précède, on constate que le calcul et la justification du coefficient de pente des courbes de fatigue pour les joints parachevés ne sont pas évidents. Afin de clarifier la situation, une autre approche a été proposée [14]; cette dernière interprète avec prudence la pente obtenue par régression à partir de résultats d'essais. En effet, pour certaines faibles durées de vie, la résistance à la fatigue atteint celle du métal de base. Il faut par conséquent séparer les points relatifs au métal de base et ceux relatifs à l'assemblage parachevé avant de les traiter statistiquement. Lorsque l'on effectue le dépouillement des résultats de cette manière, on constate alors que les courbes se rapportant aux traitements du premier groupe s'obtiennent par simple translation des courbes standard des normes sans aucun changement de pente. Les taux d'amélioration ne doivent donc pas varier avec le nombre de cycles, et c'est en fait ce qu'à constaté **Sparfel** [4] dans ses analyses statistiques consacrées au meulage et à la refusion TIG.

L'actuelle proposition de recommandations de l'Institut International de la Soudure vont dans le sens de la troisième et dernière approche et proposent d'utiliser une catégorie 90, voire 125, pour tous joints avec pieds de cordon parachevés par meulage [11]. Cette nouvelle catégorisation s'accompagne d'un changement dans la définition de l'étendue de contrainte afin d'inclure l'influence du rapport R. Ceci s'explique par l'introduction d'une période d'amorçage pour les joints parachevés. Néanmoins, après une nouvelle analyse des bases de données existantes [13] pour les joints traités par meulage et refusion TIG, on conclut que cette catégorisation dépend plus du type de détail que du rapport R. On préfère donc proposer ici un rehaussement des courbes de une à deux catégories suivant le détail et le traitement, voir tableaux 1 et 2, et ne pas considérer l'influence de R. Comme pour confirmer la validité de cette proposition, il a été constaté dans le cas des joints parachevés par refusion TIG que l'influence du rapport R est peu marquée pour des valeurs de R < 0.7 [4], soit pour la plupart des cas pratiques. Pour les rapports R négatifs, R = -1 ou inférieurs, on peut s'attendre à des taux d'amélioration plus importants mais il n'y a pas à l'heure actuelle un nombre suffisant de résultats d'essais qui confirment cette tendance. Les rehaussements proposés dans les tableaux 1 et 2 sont similaires à ceux trouvés dans d'autres études, comme par exemple [27, 28].

 TABLEAU 1

 Courbes de résistance à la fatigue de détails meulés

Type de détail	Catégorie de détail non traité $\Delta \sigma_C$	Catégorie de détail parachevé $\Delta \sigma'_{C}$	
Soudure transversale en bout : avec bombé $\leq 0,1$ b avec bombé $\leq 0,2$ b Extrémité d'attache longitudinale : $l \leq 50$ mm $50 < l \leq 100$ mm l > 100 mm Attache transversale Joints cruciformes à pleine pénétration	90 80 71 56 90 71	$100^{\circ}$ $90^{\circ}$ 100 90 71 100 80	
* Meulage des pieds de cordon uniquement.			

TABLEAU 2

Courbes de résistance à la fatigue de détails parachevés par refusion TIG

Type de détail	Catégorie de détail non traité $\Delta \sigma_C$	Catégorie de détail parachevé $\Delta \sigma'_C$
Soudure transversale en bout : avec bombé ≤ 0,1 b avec bombé ≤ 0,2 b Extrémité d'attache longitudinale :	90 80	100 90
$l \le 50 \text{ mm}$	80	100
$50 < l \le 100 \text{ mm}$	71	90
l > 100  mm	56	71
Attache transversale	90	112
Joints cruciformes à pleine pénétration	71	90

## 5. – COURBES DE RÉSISTANCE A LA FATIGUE

## POUR TRAITEMENTS DU GROUPE 2 :

## GRENAILLAGE ET MARTELAGE

Pour ce groupe de traitements, on peut justifier l'effet bénéfique du parachèvement sur la résistance à la fatigue grâce à des modèles de mécanique de la rupture. On en conclut que c'est essentiellement l'introduction de contraintes résiduelles de compression qui est responsable pour l'amélioration de la résistance à la fatigue [17, 18]. On va donc se concentrer sur la modélisation de l'influence de ce paramètre. Pour cela, on va tout d'abord introduire la notion d'étendue de contrainte efficace.

#### 5,1. - Notion d'étendue de contrainte efficace

Cette notion a été maintes fois utilisée pour résoudre des problèmes de fermeture de fissure provoqués par divers phénomènes, tels que plastification, surcharges ou présence de contraintes résiduelles [19]. Elle consiste à remplacer dans les équations de la mécanique de la rupture la notion d'étendue de contrainte,  $\Delta\sigma$ , par celle d'étendue de contrainte efficace,  $\Delta\sigma_{eff}$  (la définition de cette dernière est précisée plus loin). On propose de faire de même dans le cas des courbes de fatigue; l'équation des courbes de fatigue pour les assemblages parachevés s'écrit alors :

 $\log N = \log a - m \log \Delta \sigma_{eff}$ 

ou bien

$$N(\Delta \sigma_{eff})^m = a \tag{2.2}$$

(2.1)

La catégorie du détail reste la même en utilisant  $\Delta \sigma_{eff}$ ; mais, par manque de connaissances, on est conduit à considérer des courbes de fatigue à pente unique, m = 3, sans limite de troncature. La limite sous amplitude constante à 5 millions de cycles n'est par contre pas remise en cause (voir fig. **4** ainsi que le tableau **3**).



Fig. 4 – Exemple d'une courbe de fatigue en  $\Delta \sigma_{eff}$  pour un joint de catégorie 71 parachevé (traitements groupe 2)

Les contraintes efficaces sont définies comme suit, en comptant positivement les contraintes de traction :

$$\sigma_{\min eff} = \sigma_{\min} + \sigma_r \tag{3.1}$$

$$\sigma_{max, off} = \sigma_{max} + \sigma_r \tag{3.2}$$

 $\sigma_r$  = niveau moyen des contraintes résiduelles (négatif si contraintes de compression).

Tant que  $\sigma_{\min,eff}$  est inférieure à zéro, la fissure ne peut pas se propager. L'étendue de contrainte efficace,  $\Delta \sigma_{eff}$ , est donc définie comme :

$$\Delta \sigma_{eff} = \sigma_{max,eff}; \qquad \sigma_{min,eff} \le 0$$
  
$$\Delta \sigma_{eff} = \sigma_{max,eff} - \sigma_{min,eff}; \qquad \sigma_{min,eff} > 0$$
(4)

Ce qui pour simplifier correspond à :

$$\begin{cases} \Delta \sigma_{eff} = \sigma_{max} + \sigma_r; & \sigma_{min,eff} \leq 0\\ \Delta \sigma_{eff} = \sigma_{max} - \sigma_{min} = \Delta \sigma; & \sigma_{min,eff} > 0 \end{cases}$$
(5)

Notons qu'il peut y avoir des cas, notamment lorsque l'assemblage est en compression, pour lesquels la première équation du système ci-dessus fournit des valeurs de  $\Delta \sigma_{eff}$  négatives, ce qui est contraire à la définition même d'une étendue de contrainte. Pour être rigoureux, la condition suivante est à ajouter : si  $\Delta \sigma_{eff} < 0$  alors  $\Delta \sigma_{eff} = 0$  (le chargement ne provoque aucun dommage). De plus, dans la première équation du système (5), il est possible de remplacer  $\sigma_{max}$  par une fonction de  $\Delta \sigma$  et du rapport des contraintes *R*. On en conclut qu'à la fois  $\Delta \sigma$  et *R* vont influencer la résistance à la fatigue lorsque l'on utilise la notion d'étendue de contrainte efficace.

Il est reconnu que les techniques fondées sur l'introduction de contraintes résiduelles de compression sont surtout recommandées pour les assemblages devant tenir un grand nombre de cycles à faibles variations de contrainte et à l'abri de pointes de chargement en compression excessives susceptibles de relaxer les contraintes résiduelles de compression introduites, supprimant de ce fait les effets favorables du parachèvement. Il faut donc se méfier des étendues de contrainte de compression ainsi que des rapports des contraintes négatifs. Par conséquent, on considère que les traitements du second groupe n'ont plus aucun effet bénéfique si le spectre de contrainte appliqué contient des pics de contrainte en compression supérieurs à la moitié de la limite élastique de l'acier. De plus, afin de limiter les effets bénéfiques sur les rapports des contraintes négatifs, on introduit une nouvelle définition pour le rapport des contraintes :

$$\begin{cases} R' = R; \ R \ge 0 \\ R' = 0; \ R < 0 \end{cases}$$
(6)

Ce qui nous conduit finalement aux expressions suivantes pour l'étendue de contrainte efficace :

$$\begin{cases} \Delta \sigma_{eff} = \frac{\Delta \sigma}{1 - R'} + \sigma_r; \, \sigma_{min, eff} \leq 0\\ \Delta \sigma_{eff} = \Delta \sigma; \quad \sigma_{min, eff} > 0 \end{cases}$$
(7)

#### 5,2. - Justification du modèle, comparaison avec d'autres

## courbes de fatigue

La plupart des études sur les assemblages parachevés ont conservé la notion d'étendue de contrainte,  $\Delta\sigma$ , habituelle. Le défaut inhérent à cette approche est qu'il faut plusieurs courbes de fatigue pour chaque détail car la résistance à la fatigue dépend du rapport *R*. Un exemple est donné à la figure **5**, qui représente des essais effectués par **Maddox** sur des assemblages cruciformes [17].

A partir des notions précédemment introduites, nous pouvons à partir d'une courbe en  $\Delta \sigma_{eff}$  déduire toute une famille de courbes de fatigue en  $\Delta \sigma$ , et montrer ainsi la supériorité de l'approche en contraintes efficaces. On peut en effet obtenir une courbe différente pour chaque rapport *R* ou, en limitant les effets bénéfiques des rapports négatifs, pour chaque rapport *R'*.

#### A. Nussbaumer

Pour cela, remplaçons  $\Delta \sigma_{eff}$  dans l'équation (2.2) par son expression (équation (7)); on obtient les deux cas suivants :

$$N\left(\frac{\Delta\sigma}{1-R'}+\sigma_r\right)^m = a \quad \sigma_{\min,eff} \le 0$$
(8.1)

$$N(\Delta \sigma)^m = a \qquad \sigma_{\min \text{ off}} > 0 \qquad (8.2)$$



Fig. 5 – Influence du rapport des contraintes, R, sur la résistance à la fatigue de joints cruciformes grenaillés selon [17]

Dans le second cas, il n'y a aucune amélioration due au parachèvement. Dans le premier cas au contraire, il y a amélioration et celle-ci est fonction à la fois du niveau de contrainte résiduelle introduit et du rapport R'. La figure **4** représentait la courbe de fatigue correspondant à la catégorie 71 et exprimée en étendue de contrainte efficace,  $\Delta \sigma_{eff}$ . La figure **6** montre la famille de courbes obtenue à partir de cette courbe. La valeur du niveau moyen de contraintes résiduelles de l'équation (**8.1**) doit être



Fig. 6 – Influence du rapport des contraintes sur la résistance à la fatigue de joints cruciformes grenaillés selon notre modèle (équations (8))

calibrée à partir des résultats d'essais, ce sera l'objet du prochain chapitre. Dans le cas de joints grenaillés, on a trouvé qu'une valeur  $\sigma_r = -50 \text{ N/mm}^2$  donnait des résultats satisfaisants (voir tableau 4).

On remarque les mêmes tendances que pour les résultats d'essais présentés à la figure 5, à savoir :

- aucun gain et pas de changement de pente entre joints bruts et parachevés pour un rapport des contraintes de 0,5 (et a fortiori supérieur);
- un gain important ainsi qu'un changement de pente (fonction du nombre de cycles) pour les rapports des contraintes inférieurs à 0,5.

On ne peut rien conclure en ce qui concerne les grands nombres de cycles car il n'y a aucun résultat d'essai au-dessus de 107 cycles. En outre on constate que, par exemple pour R = 0.25, le gain n'est pas constant avec le nombre de cycles et qu'il n'y a aucun gain pour les durées des vies inférieures à 300000 cycles. Le modèle confirme l'expérience en montrant que les parachèvements doivent surtout être utilisés pour les assemblages devant tenir un grand nombre de cycles à faibles variations de contrainte, car c'est dans ce domaine que les gains sont les plus importants. De plus, il explique les fortes variations dans les coefficients de pente obtenus par divers auteurs ; en effet celui-ci varie avec le nombre de cycles, même pour un rapport R constant (rappelons par ailleurs que la courbe en  $\Delta \sigma_{eff}$  utilisée est à pente unique). Or les plages de résultats d'essais de fatigue provenant de différentes études ne sont jamais identiques. Un effet pervers inhérent à l'utilisation de courbes de fatigue simplifiées à pente unique sans limite de troncature est que l'on peut, pour des rapports R élevés et uniquement dans certains cas, avoir une diminution de résistance à la fatigue avec l'introduction du parachèvement. Ne pouvant justifier l'utilisation de courbes plus complexes conduisant à des taux d'amélioration supérieurs, on conserve ce « défaut » du modèle en remarquant que de toute manière il n'y a que peu d'avantage à effectuer un traitement d'amélioration du second groupe lorsque R est élevé.

D'autres recherches ont abouti à des conclusions similaires mais à l'aide de modèles beaucoup plus complexes. **Bremen** et **Dubois** [20, 21] ont développé un modèle de mécanique de la rupture qui simule la propagation cycle par cycle d'une fissure en tenant compte du champ des contraintes résiduelles traversé par la fissure et de la plasticité en son front. La figure **7** montre le résultat de simulations effectuées par **Dubois** [21, 22], pour des attaches longitudinales ayant été traitées par martelage par aiguilles. La figure **8** montre pour le même cas les résultats obtenus grâce à notre modèle. Pour ce faire, on a utilisé la courbe de fatigue correspondant à la catégorie 56 (attaches longitudinales) en étendue de contrainte efficace, et un niveau de contraintes résiduelles de – 40 N/mm<sup>2</sup>. On peut constater qu'il y a une bonne correspondance entre les deux modèles.



Fig. 7 – Courbes de résistance à la fatigue simulées selon [22] (attaches longitudinales, martelage par aiguilles), effet de la variation de la contrainte maximale



Fig. 8 – Courbes de résistance à la fatigue simulées avec notre modèle (attaches longitudinales, martelage par aiguilles), effet de la variation de la contrainte maximale

L'actuelle proposition de recommandations de l'Institut International de la Soudure pour les joints martelés au burin [11] utilise une approche similaire à celle pour le meulage. Tous les pieds de cordon parachevés par martelage au burin sont à classer en catégorie 125 et cette recatégorisation s'accompagne des changements dans la définition de l'étendue de contrainte suivante :



Fig. 9 – Influence du rapport des contraintes sur la résistance à la fatigue des pieds de cordon parachevés par martelage au burin selon [11]



Fig. 10 – Influence du rapport des contraintes sur la résistance à la fatigue d'attaches longitudinales parachevées par martelage au burin selon notre modèle

Nous pouvons donc à nouveau déduire une famille de courbes en  $\Delta\sigma$  à partir de la courbe en  $\Delta\sigma'$  (catégorie 125), et comparer ainsi cette dernière approche avec notre modèle. La famille de courbes obtenues à partir des recommandations IIS est donnée à la figure 9. Dans notre modèle, pour le cas de joints martelés au burin, on a trouvé qu'il fallait utiliser une valeur  $\sigma_r = -75$  N/mm<sup>2</sup>. Les résultats sont donnés à la figure 10.

En comparant les figures 9 et 10, on constate que :

- les courbes proposées par l'IIS pour les joints parachevés ne dépendent pas de la catégorie du détail non-traité, alors qu'elles en dépendent dans notre modèle;
- les deux modèles représentent globalement l'influence de R de la même manière, soit des gains inversement proportionnels aux rapports des contraintes (important pour  $R \le 0$ , moindres pour R = 0.5);
- pour les deux modèles, on a des gains importants et quasiment identiques sur les limites de fatigue sous amplitude constante;
- dans notre modèle, la pente des courbes varie de manière progressive et dépend du rapport R;
- pour les chargements d'amplitude variables, notre modèle donne des taux d'améliorations beaucoup plus importants.

En conclusion, les modèles donnent des résultats similaires pour les chargements d'amplitude constante, mais diffèrent pour les chargements d'amplitude variable. Or la complexité du comportement de la propagation de fissures sous amplitude variable ne peut pas être modélisée par les courbes de résistance à la fatigue, plusieurs simplifications doivent donc être introduites comme cela est expliqué dans la section suivante. Ensuite, en se servant des mêmes notions, deux propositions différentes pour tenir compte de l'influence des contraintes résiduelles sont présentées et comparées.

## 5,3. - Propositions pour traiter les chargements d'amplitude

## variable

En ce qui concerne les joints bruts sous chargement d'amplitude variable, on procède de la manière suivante. A partir de l'historique des contraintes dues aux charges sur l'élément considéré, on détermine un histogramme des étendues de contrainte à l'aide d'une méthode de comptage de cycles (exemples : méthode de la goutte d'eau, du réservoir [5, 23]). Ensuite une loi de cumul de dommage linéaire, dite loi de **Palmgren-Miner**, est généralement utilisée. A partir de cette loi, ainsi que la courbe de fatigue fictive admise pour les chargements d'amplitude variable (à pente unique ou multiple avec ou sans limite de troncature selon les cas), on détermine l'étendue de contrainte équivalente. Dans le cas où l'on a une courbe à pente unique sans limite de troncature, celle-ci s'exprime comme suit :

$$\Delta \sigma_e = \left(\frac{1}{N_{tot}} \sum_{i=1}^{p} n_i \Delta \sigma_i^{m}\right)^{1/m}$$
(10)

avec

- $n_i$  = nombre de cycles appliqués au niveau d'étendue de contrainte  $\Delta \sigma_i$ ,
- $N_{tot}$  = nombre total de cycles correspondant à la ruine pour l'étendue de contrainte  $\Delta \sigma_e$ .

Pour les joints parachevés, il n'existe pour l'instant que peu de résultats sous amplitude variable. De plus, les recommandations de l'IIS [11], qui donnent les courbes de résistance à utiliser pour les joints martelés sous chargement d'amplitude variable, ne disent pas comment calculer l'étendue de contrainte équivalente. Que doit-on faire?

#### A. Nussbaumer

ie et

a S le ). On sait, cela a été démontré à plusieurs reprises [22, 25], que le taux d'amélioration dépend du spectre appliqué, et en particulier de la valeur de la contrainte maximale du spectre. Si celle-ci reste constante, les traitements perdent toute leur efficacité; par contre si c'est la contrainte minimale qui reste constante et nulle, alors l'efficacité des traitements est maximale. La valeur de la contrainte maximale,  $\sigma_{max, i}$ , de chaque cycle est donc aussi importante que celle de l'étendue de contrainte. Il a été proposé d'ajouter cette variable pour compléter l'utilisation de l'étendue de contrainte équivalente dans les normes; on propose ci-dessous deux manières de le faire en utilisant notre modèle.

La première proposition est de considérer chaque cycle de l'histogramme comme un cycle d'amplitude constante. On applique les équations du système (7) aux deux variables  $\Delta \sigma_i$  et  $\sigma_{max,i}$ , soit :

 $\Delta \sigma_{eff,i} = \Delta \sigma_i;$ 

$$\Delta \sigma_{eff,i} = \frac{\Delta \sigma_i}{1 - R'_i} + \sigma_r; \quad \sigma_{min, i, eff} \le 0$$
(11)

avec

$$\begin{cases} R'_i = R_i; & R_i \ge 0\\ R'_i = 0; & R_i < 0 \end{cases}$$
(12)

 $\sigma_{min, i, eff} > 0$ 

)

$$\sigma_{\min, i, eff} = \sigma_{\max, i} + \sigma_r - \Delta \sigma_i \tag{13}$$

$$R_i = 1 - \frac{\Delta \sigma_i}{\sigma_{max, i}} \tag{14}$$

Finalement, le calcul de l'étendue de contrainte efficace équivalente,  $\Delta \sigma_{eff.e}$ , s'effectue en utilisant la formule (10), en remplaçant  $\Delta \sigma_i$  par  $\sigma_{eff.i}$ , avec une courbe de résistance à pente unique sans limite de troncature.

Les figures **11** et **12** donnent les résultats d'essais à amplitude et variable (deux spectres différents) réalisés sur des attaches longitudinales martelées par aiguilles interprétés en utilisant respectivement l'étendue de contrainte et l'étendue de contrainte efficace équivalente obtenue par la procédure décrite ci-dessus (niveau de contraintes résiduelles utilisé :  $\sigma_r = -40 \text{ N/mm}^2$ ).





Lorsque l'on observe la figure 11, on remarque que la moyenne des résultats d'essais d'amplitude constante se situe au-dessus des résultats d'amplitude variable, particulièrement de ceux du spectre A. Le coefficient de pente obtenue par régression (étendue de contrainte comme variable indépendante) vaut 5,2. Par conséquent, si l'on se fonde sur les résultats d'amplitude constante pour prévoir le comportement sous amplitude variable, on obtiendra sans doute une estimation non-conservatrice, ceci même en utilisant la courbe caractéristique des essais. Par contre, lorsque l'on interprète les résultats en étendue de contrainte efficace (fig. 12), on constate que coefficient de pente obtenu par régression sur les résultats à amplitude constante vaut 3,9, ce qui est plus proche du coefficient de trois utilisé pour la courbe de résistance. On constate également que les points correspondant aux résultats sous amplitude variable sont en meilleur accord avec la courbe de résistance que précédemment.



Fig. 12 – Comparaison entre courbe de résistance en  $\Delta \sigma_{eff}$ ,  $\Delta \sigma_{eff, e}$ (selon proposition 1) et résultats d'essais [20, 22, 24] sur attaches longitudionales traitées par martelage (aiguilles)

La deuxième proposition pour interpréter les résultats d'essai sous amplitude variable provient de [22]. En effet, des calculs avec  $\sigma_{max, e}$  obtenue par une relation identique à la relation (10) ont montré des résultats encourageants. On remplace par conséquent les contraintes par les contraintes équivalentes dans l'équation (7), soit :

$$\begin{aligned} \sigma_{e,eff} &= \frac{\Delta \sigma_e}{1 - R'} + \sigma_r; \ \sigma_{min, e,eff} \leq 0 \\ \sigma_{e,eff} &= \Delta \sigma; \ \sigma_{min, e,eff} \geq 0 \end{aligned}$$
 (15)

avec

$$\begin{cases} R' = R_e; & R_e \ge 0\\ R' = 0; & R_e < 0 \end{cases}$$
(16)

$$\sigma_{min.\ e.\ eff} = \sigma_{max.\ e} + \sigma_r - \Delta\sigma_e \tag{17}$$

$$R_e = 1 - \frac{\Delta \sigma_e}{\sigma_{max, e}}$$
(18)

Le cacul de l'étendue de contrainte équivalente,  $\Delta \sigma_e$ , s'effectue cette fois en amont comme s'il s'agissait d'un joint brut, c'est-à-dire en utilisant la courbe de résistance de l'assemblage brut (à pente unique ou multiple, avec ou sans limite de troncature selon les cas). Intuitivement, cette manière n'est peut-être pas la meilleure, mais elle permet de conserver certaines notions et formules existantes. Quant à la contrainte maximale équivalente,  $\sigma_{max,e}$ , elle est obtenue en appliquant l'équation (10) avec m = 3 et en remplaçant  $\Delta \sigma_i$  par  $\sigma_{max,i}$ . La figure 13 présente les mêmes résultats d'essais à amplitude constante et variable que précédemment interprétés cette fois en utilisant l'étendue de contrainte équivalente efficace,  $\sigma_{e,eff}$ , c'est-à-dire obtenue en appliquant la seconde proposition (niveau de contraintes résiduelles utilisé :  $\sigma_r = -40$  N/mm<sup>2</sup>).



Fig. 13 – Comparaison entre courbe de résistance en  $\Delta\sigma_{eff}$ ,  $\Delta\sigma_{e, eff}$ (selon proposition 2) et résultats d'essais [20, 22, 24] sur attaches longitudionales traitées par martelage (aiguilles)

On constate en comparant les figures 12 et 13 que les deux propositions concernant l'interprétation des essais sous amplitude variable conduisent à des résultats similaires. Toutefois les deux propositions ne sont pas équivalentes, la seconde étant plus facile à utiliser car le calcul de la contrainte équivalente s'effectue en premier (de la même manière que pour un joint brut) et qu'il est alors facile de comparer l'effet de divers traitements. Le défaut des propositions faites ci-dessus est que celles-ci sont purement empiriques. En effet, une méthode de comptage de cycles telle que celle de la goutte d'eau perd toute signification physique lorsque les cycles ne sont pas complètement efficaces [2]. Par conséquent, pour confirmer l'applicabilité de ces propositions à des cas plus complexes, plus d'essais à amplitude variable sont nécessaires, particulièrement dans la zone des longues durées de vie, soit supérieures à 10 millions de cycles.

# 6. – CALIBRAGE DU NIVEAU DE CONTRAINTES RÉSIDUELLES

Plusieurs études, dont deux récentes [4, 12, 13], ont permis de rassembler les résultats d'essais existants sur les joints parachevés. A partir de ces bases de données, et pour chaque combinaison de détail soudé et de traitement, on peut établir un nuage de points en étendue de contrainte efficace. On fait diverses hypothèses sur le niveau de contraintes résiduelles à introduire dans les équations (7) et l'on compare le nuage résultant avec les courbes de résistance à la fatigue en étendues de contrainte efficace. Les courbes de résistance à considérer pour chaque détail sont résumées dans le tableau 3. Pour chaque traitement, les sections suivantes traitent des valeurs du niveau moyen des contraintes résiduelles à utiliser dans chaque cas. Le tableau 4 contient un résumé de ces valeurs.

Il existe quelques résultats d'essais sur éprouvettes de plus de 25 mm d'épaisseur. Comme on ne dispose pas de beaucoup de résultats, on corrige ces résultats en multipliant l'étendue de contrainte par  $(25/t)^{-1/4}$  de manière à pouvoir les inclure dans la base de données tout en lui conservant une certaine homogénéité.

#### **TABLEAU 3**

Courbes de résistance à la fatigue de détails parachevés par grenaillage ou martelage

Type de détail	Catégorie de détail parachevé Δσ <sub>C.eff</sub>	$log a pour N < 10^8 (m = 3)$	Étendue de contrainte à la limite de fatigue sous amplitude constante $(N = 5 \times 10^{6})$ $\Delta \sigma_{D, eff}$
Soudure transversale en bout : avec bombé $\leq 0,1$ b avec bombé $\leq 0,2$ b	90 80	12,151 12,001	66 59
Extrémité d'attache longitudinale : $l \le 50 \text{ mm}$ $50 < 1 \le 100 \text{ mm}$ l > 100  mm Attache transversale	80 71 56 90	12,001 11,851 11,551 12,151	59 52 41 66
Joints cruciformes à pleine pénétration	71	11,851	52

#### **TABLEAU 4**

Niveau moyen de  $\sigma_r$  à utiliser pour le calcul de  $\Delta \sigma_{eff}$ dans le cas de détails parachevés par grenaille ou martelage

Technique de parachèvement	$\sigma_r [N/mm^2]$
Grenaillage de précontrainte	- 50
Martelage (aiguilles)	- 40
Martelage (pneumatique, burin)	- 75

#### 6.1 – Assemblages grenailles

On a des résultats sur les assemblages en bout, en *T*, cruciformes et longitudinaux et des rapports des contraintes, R = -1, 0 et 0,1. La figure **14** présente par exemple les résultats d'essais ainsi que la régression pour les joints cruciformes. Pour le cas des joints cruciformes, la base de données contient des résultats avec R = -1, 0 et 0,1. Le coefficient de pente (régression sur l'étendue de contrainte) vaut 2,6, ce qui est légèrement inférieur à trois. Par contre, la régression sur le nombre de cycles donne 4,7. On en conclut que la population n'est pas homogène mais qu'un coefficient de pente de trois est acceptable. Concernant la dispersion des résultats, celle-ci est

es à lage iues érer our s du que

olus oup de s la ité.

plus importante que pour les joints bruts, les coefficients de variation valant respectivement 0,4 contre 0,28 [16]. Nous pensons que ceci est dû à la diversité des types d'acier et des modes opératoires de mise en œuvre utilisés.



Fig. 14 – Comparaison entre courbe de résistance en  $\Delta \sigma_{eff}$ et résultats d'essais sur joints cruciformes traitées par grenaillage

Pour construire la figure 14, on a utilisé  $\sigma_r = -70$  N/mm<sup>2</sup>. Pour les autres types assemblages, on trouve que la valeur des contraintes résiduelles à utiliser varie entre - 75 et - 50 N/mm. On utilisera cette dernière valeur pour tous les types d'assemblages car c'est la plus conservatrice.

#### 6,2. – Assemblages martelés (burin)

Dans ce cas, on a des résultats sur les assemblages bout à bout, cruciformes et longitudinaux et des rapports des contraintes, R = -1, 0, 0,1 et 0,5. La figure 15 présente par



Fig. 15 – Comparaison entre courbe de résistance en  $\Delta \sigma_{ei}$ et résultats d'essais sur joints avec attaches longitudinales traitées par martelage au burin

exemple les résultats pour les attaches longitudinales. Pour le cas présenté ci-dessus, la base de données contient des résultats avec R = 0 et 0.1.

Les coefficients de pente pour les régressions sur  $\Delta \sigma$  et N valent respectivement 2,3 et 2,9. La population est donc assez homogène et les coefficients de pente bien qu'intérieurs à trois en sont proches (voir figure). La dispersion des résultats est assez proche de ce que l'on trouve pour les joints bruts, soit respectivement 0.20 contre 0.14 [16]. Pour construire la figure 15, on a utilisé  $\sigma_r = -75$  N/mm<sup>2</sup>. D'ailleurs on trouve que la valeur des contraintes résiduelles à utiliser pour tous les types d'assemblages est  $\sigma_r = -75$  N/mm<sup>2</sup>.

## 6,3. - Assemblages martelés (aiguilles)

On a peu de résultats sur les assemblages martelés, la plupart concernent des assemblages longitudinaux, pour des rapports des contraintes R = 0 et 0,1. Les résultats pour les attaches longitudinales ont déjà été présentés aux figures 12 et 13. Dans ce cas, les coefficients de pente pour les régressions sur  $\Delta \sigma$  et N valent respectivement 3,9 et 4,5. Pour construire les figures 12 et 13, on a utilisé  $\sigma_r = -40$  N/mm<sup>2</sup>. Pour les autres assemblages, le faible nombre de résultats ne permet pas d'effectuer d'analyse statistique; toutefois on constate que l'on est en sécurité en utilisant un niveau de contraintes résiduelles  $\sigma_r = -40 \text{ N/mm}^2$ .

## 7. - CONCLUSIONS

Les quatre traitements considérés dans cette étude ont tout d'abord été séparés en deux groupes comme suit :

- les traitements modifiant la géométrie (meulage et refusion TIG):
- les traitements modifiant la distribution des contraintes résiduelles (grenaillage et martelage).

Cette séparation permet d'établir des courbes de fatigue propre à chaque groupe et ceci en fonction du paramètre responsable de l'effet bénéfique du traitement sur la résistance en fatigue.

Pour le premier groupe, on en conclut que l'utilisation d'un coefficient de pente autre que le coefficient usuel de 3 est trop sujette à caution. De plus, l'introduction de l'influence du rapport R ne nous paraît pas justifiée. On préfère donc proposer un rehaussement des courbes de une à deux catégories suivant le détail et le traitement (voir tableaux 1 et 2).

Pour le second groupe, la notion d'étendue de contrainte efficace est introduite afin de modéliser l'influence des contraintes résiduelles sur la résistance à la fatigue. Il est proposé d'utiliser, à la place des courbes de fatigue usuelles, des courbes à pente unique mais fonction de l'étendue de contrainte efficace (tableau 3). Le niveau de contraintes résiduelles s'obtient en calibrant celui-ci pour chaque cas grâce aux résultats d'essais sur divers assemblages parachevés (tableau 4). A partir d'une courbe de résistance à la fatigue en étendue de contrainte efficace, toute une famille de courbe de fatigue en étendue de contrainte peut être déduite; chaque courbe de la famille correspond à un rapport des contraintes différent. De cette manière, des courbes modélisant assez bien les résultats d'essais sont obtenues. Ces courbes en étendue de contrainte efficace donnent des résultats comparables à ceux de modèles plus complexes ainsi qu'aux propositions de l'IIS pour les chargements d'amplitude constante. Pour les chargements d'amplitude variable, deux propositions différentes sont faites. L'une et l'autre se fondent sur l'utilisation des deux paramètres suivants : l'étendue de contrainte efficace équivalente et la contrainte maximale équivalente, afin de modéliser l'effet des contraintes résiduelles. En comparant les interprétations de résultats d'essais, il est montré que chacune des propositions donne de meilleurs résultats que la procédure des normes actuelles, qui n'utilise qu'un seul paramètre (l'étendue de contrainte). Ces résultats encourageants constituent une bonne base pour l'introduction dans les normes de courbes de fatigue pour les assemblages parachevés. On ajoutera que cette normalisation devra s'accompagner de règles définissant la ou les méthodes de mise en œuvre et de contrôle de chaque technique de parachèvement, problème qui n'est pas abordé dans cet article.

## BIBLIOGRAPHIE

- Bignonnet A. Amélioration de la tenue à la fatigue des assemblages soudés, Construction Métallique, n° 4, 1986, pp. 69-78.
- [2] Almar-Naess A. and al. Fatigue handbook of offshore steel structures, chapter 6. Published by Tapir, Norges tekniske högskole, 7034 Trondheim – NTH, Norvège, 1985.
- [3] Maddox S. J. Fatigue Strength of Welded Structures, 2nd Edition, Abington Publishing, Cambridge, UK, 1991.
- [4] Sparfel Y. L'amélioration de la durée de vie en fatigue des assemblages soudés parachevés, soudage et techniques connexes, sept.-oct. 1992, pp. 29-50.
- [5] Eurocode 3. Conception et dimensionnement des structures en acier, partie 1-1 : Règles générales et règles pour les bâtiments, chapitre 9 : Fatigue, norme expérimentale, AFNOR, 1993.
- [6] Recommandations pour la vérification à la fatigue des structures en acier. – Convention Européenne de la Construction Métallique, CECM - Comité Technique « Fatigue », Publication n° 43, 1987.
- Hobbacher A. Recommendations on Fatigue of Welded Components, IIS/IIW Doc. N° XIII-1539-95/XV-845-95, June 1995.
- [8] Lawrence F. V., Ho N.-J. and Mazumdar P. K. Predicting the Fatigue Resistance of Welds, Ann. Rev. Meter. Sci., n° 11, 1981, pp. 401-425.
- [9] Barsom J. M. and Rolfe S. T. Fracture and fatigue control in structures, 2<sup>e</sup> édition, Prentice-Hall Inc, Englewood Clifs, NJ, 1987.
- [10] Castellucci P. et Barthelemy J. Y. Étude de l'influence d'un traitement de parachèvement sur la tenue en fatigue des joints soudés, Rapport n° 20389, Contrat COREM 83-02, mai 1987.
- [11] Maddox S. J. Proposed IIW specifications for weld toe improvement by hammer peening or burr grinding, Paper presented at the meeting of IIW, Commission XIII, Working group 2, Doc. IIW WG2-21-93, Paris, 1993.
- [12] Huther I., Lieurade H. P., Janosch J. J., Chabrolin B. et Ryan I. – Prise en compte des techniques d'amélioration des soudures en acier standard et HLE dans le calcul à la fatigue des structures mécano-soudées, Volume 1, Rapport CETIM n° 182 580, avril 1994.

- [13] Chabrolin B. Prise en compte des techniques d'amélioration des soudures en acier standard et HLE dans le calcul à la fatigue des structures mécano-soudées, Volumes 1 à 3, Rapports CTICM n° 10003-6 (1) à 10003-6 (3), mai 1994.
- [14] Dattoma V. Étude du comportement à la fatigue des joints soudés ayant subi un traitement après soudage, Welding International, vol. 4, n° 6, 1990.
- [15] Eurocode 3, part 1-1, Annex Z (informative). Determination of design resistance from tests, 1992.
- [16] Nussbaumer A. et Chabrolin B. Prise en compte des techniques d'amélioration des soudures en acier standard et HLE dans le calcul à la fatigue des structures mécano-soudées, analyse des joints bruts de soudage, rapport complémentaire, CTICM n° 10003-8, avril 1995.
- [17] Maddox S. J. Improving the Fatigue Lives of Fillet Welds by Shot Peening, Symposium proceedings, publication AIPC volume 37, Lausanne, 1982, pp. 377-384.
- [18] Bremen U., Smith I. F. C. et Hirt M. A. Effet de contraintes résiduelles sur le comportement de fissures de fatigue dans un assemblage soudé et traité, Construction Métallique, n° 2, 1988, pp. 51-58.
- [19] American Society for Testing and Materials, Mechanics of Fatigue Crack Closure, Edited by J. C. Newmann, Jr and W. Elber, Philadelphia, ASTM STP 982, 1988.
- [20] Bremen U. Amélioration du comportement à la fatigue d'assemblages soudés : étude et modélisation de l'effet de contraintes résiduelles, Thèse de doctorat n° 787, École Polytechnique Fédérale de Lausanne, Suisse, 1989.
- [21] Dubois V. Fatigue de détails soudés traités sous sollicitations d'amplitude variable, Thèse de doctorat n° 1260, École Polytechnique Fédérale de Lausanne, Suisse, 1994.
- [22] Dubois V. et Hirt M. A. Efficacité des traitements d'amélioration sur des assemblages soudés soumis à des sollicitations d'amplitude variable, Construction Métallique, n° 3, 1995, pp. 23-41.
- [23] Brozzetti J. et Chabrolin B. Méthodes de comptage de charges de fatigue, Construction Métallique, n° 1, 1986, pp. 49-77.
- [24] Smith I. F. C., Muster W. J. and Bremen U. Residual stresses and fatigue strength improvement of welded connections, Paper 19, Conference on the effects of fabrication related stresses, Sept. 1985.
- [25] Gurney T. R. The influence of mean and residual stresses on the fatigue strength of welded joints under variable amplitude loading – some exploratory tests, International Institute of Welding, IIW/IIS Doc. XIII-1520-93, 1993.
- [26] Soya I., Seto A. and Tanaka Y. Fatigue Strength and its Thickness Effect of Steel Joints with Improved Weld, International Institute of Welding, IIW/IIS Doc. XIII-1447-92, 1992.
- [27] Carracilli J., Le Pautremat E., Jacob B. et Galtier A. Comportement en fatigue des poutres métalliques de ponts, Rapport Final n° RCA 95.035, Recherche CECA n° 7210/SA/311, LCPC-IRSID, juillet 1995.
- [28] Shimokawa H., Takena K., Itoh F. and Miki C. Fatigue Strengths of Large-Size Gusset Joints of

800 MPa Class Steels, Structural Eng./Earthquake Eng., JSCE, vol. 2, n° 1, April 1985, pp. 279-287.

- [29] Huther I. et coll. Influence des techniques de parachèvement sur la résistance à la fatigue des structures mécano-soudées, Construction Métallique, n° 4, 1995, pp. 23-51.
- [30] SETRA/CTICM/SNCF. Ponts métallique et mixtes : résistance à la fatigue, Guide de conception et de justifications, à paraître début 1996.
- [31] Wylde J. G. The fatigue performance of repaired fillet welds, International Institute of Welding, IIW/IIS, Doc. XIII-1179-85, 1985.
- [32] Salhi B. et Le Duff. Évaluation de la durée de vie des joints soudés en croix transversaux (K4) à l'aide de la mécanique de la rupture, Soudage et techniques connexes, juillet-août 1987, pp. 323-334.
- [33] Lieurade H. P. et Rabbe P. Caractéristiques de fatigue d'assemblages soudés en acier à haute limite d'élasticité, Revue de la Métallurgie – CIT, avril 1976, pp. 333-358.
- [34] Chapeau W. and Plumier A. Critical Size of Fillet Welds in High Strength Steel Joints, Proceedings (vol. 37) – IABSE – Colloquium : Fatigue of Steel and Concrete Structures, Lausanne, Suisse, 1982, pp. 161-167.

- [35] Janosch J. J. et Debiez S. Rôle combiné du mode de sollicitation et de la dimension du manque de pénétration dans le comportement en fatigue des soudures d'angle, Construction Métallique, n° 3, 1993, pp. 29-41.
- [36] Recho N. Localisation des points d'amorçage de fissuration dans l'assemblage en croix soudé, Construction Métallique, n° 1, 1983.
- [37] Petersagen H. Cruxiform joints and their optimisation for fatigue strength. A literature survey, Welding in the world, vol. 13, n° 5/6, 1975, pp. 143-154.
- [38] Frank K. H. and Fisher J. W. Fatigue strength of fillet welded cruxiform joints, ASCE structural division, 1979.
- [39] Maddox S. J. Assessing the significance of flaws in welds subject to fatigue, The Welding Journal, Welding Research Supplement, vol. 53, n° 9, Sept. 1974, pp. 401s-409s.
- [40] Maddox S. J. and Summers J. G. Preliminary Investigation of the Effect of Controlled Shot Peening on the Fatigue Strength of Fillet Welded Joints, Report n° 127/1980, The Welding Institute, Abington Hall, Abington, Cambridge, CB1 6AL, U.K., October 1980.