

# FATIGUE DES METAUX

**SUPMECA 3**

**Matériaux et Procédés**

P. BONNET

Année 2004 - 2005

# INDEX SIGNALÉTIQUE

	Pages
<b>1 - APERÇU SUR LE PHÉNOMÈNE DE FATIGUE</b> .....	1
<b>2 - FACIES CARACTÉRISTIQUES DES RUPTURES EN FATIGUE</b> .....	3
2.1. FACIES DE FATIGUE A L'EXAMEN OPTIQUE.....	4
2.1.1. Fatigue sous sollicitations axiales (traction-compression).....	4
2.1.2. Fatigue sous sollicitations de flexion.....	6
2.1.3. Fatigue sous sollicitations de torsion.....	6
2.1.4. Fatigue sous sollicitations combinées.....	6
2.1.5. Fatigue de contact.....	6
2.2. FACIES DE FATIGUE EN EXAMEN MICROSCOPIQUE.....	8
2.2.1. Rupture finale.....	8
2.2.2. Zone origine (zone d'amorçage).....	8
2.2.3. Fissure de fatigue.....	8
2.2.4. Schéma de mécanisme de formation des stries.....	9
2.3. CONCLUSION.....	10
<b>3 - DEFINITION ET SYMBOLISATION DES TERMES UTILISES EN FATIGUE</b> .....	13
3.1. LES CONTRAINTES APPLIQUEES.....	13
3.1.1. Contrainte nominale.....	14
3.1.2. Cycle de contrainte.....	14
3.1.2.1. Termes et symboles utilisés pour décrire le cycle de contrainte.....	15
3.1.2.2. Types de cycles de contrainte.....	15
3.2. TERMES ET SYMBOLES RELATIFS AUX ESSAIS DE FATIGUE.....	16
3.3. PRESENTATION PRATIQUE DES ESSAIS DE FATIGUE.....	17
3.3.1. Courbe de Wöhler (courbe $\sigma/N$ ).....	17
3.3.1.1. Cas d'une pièce ou d'une structure.....	21
3.3.1.2. Equation de la courbe Wöhler.....	22
3.3.1.3. Aspect probabiliste du phénomène de fatigue et courbe de Wöhler.....	22
3.3.2. Diagramme d'encurance.....	23
3.3.2.1. Diagramme de Haigh.....	23
3.3.2.2. Diagramme de Goodman-Smith.....	27
<b>4 - DEFINITION ET SYMBOLISATION DES TERMES UTILISES EN FATIGUE</b> .....	31
4.1. ASPECT PROBABILISTE DE LA COURBE DE WÖHLER.....	31
4.2. DEFINITION DE LA FIABILITE.....	31
4.3. FONCTIONS DE REPARTITION DES VARIABLES ALEATOIRES EFFORT ET TEMPS.....	32
4.4. RAPPELS SUCCINCTS DES CARACTÉRISTIQUES D'UNE LOI NORMALE.....	33

R. 2000

## INDEX SIGNALÉTIQUE (suite)

	Pages
<b>5 - METHODES D'ESSAIS EN LIMITE D'ENDURANCE</b> .....	40
5.1. METHODES DE DETERMINATION D'UNE ESTIMATION DE LA LIMITE D'ENDURANCE A N CYCLES ET DE SON ECART-TYPE.....	40
5.1.1. Méthode de l'escalier.....	40
5.2. TRACE DE LA COURBE DE WÖHLER - ESTIMATION DE LA LIMITE D'ENDURANCE A PARTIR D'UNE FORMULE ANALYTIQUE DE LA COURBE DE WÖHLER.....	41
5.2.1. Principe.....	41
5.2.2. Conditions d'exécution de la méthode.....	42
5.2.3. Validité de la méthode.....	43
5.2.4. Estimation de la limite d'endurance à partir de la résistance à la rupture.....	43
5.3. CONCLUSION.....	43
<b>6 - INFLUENCE DE DIVERS FACTEURS SUR LA LIMITE D'ENDURANCE DES ACIERS</b> .....	45
6.1. INFLUENCE DE LA TEMPERATURE.....	45
6.2. INFLUENCE DE LA CORROSION.....	45
6.3. INFLUENCE DE LA FREQUENCE.....	46
<b>7 - INFLUENCE DES FACTEURS GEOMETRIQUES SUR LA TENUE EN FATIGUE DES ACIERS</b> .....	47
7.1. EFFET D'ENTAILLE.....	47
7.1.1. Définition de l'entaille.....	47
7.1.2. Définition des facteurs caractéristiques de l'effet d'entaille.....	47
7.1.2.1. Facteur théorique de concentration de contrainte $K_t$ .....	47
7.2. EFFET D'ECHELLE.....	49
7.2.1. Les origines de l'effet d'échelle.....	49
7.2.2. Influence de la nature du matériau.....	50
7.3. EFFET D'ECHELLE.....	50
7.3.1. Définition du facteur d'état de surface.....	51
7.3.2. Influence de la rugosité et des contraintes résiduelles.....	52
7.3.3. Cas des aciers à haute résistance.....	53
7.3.4. Détermination d'un coefficient de sécurité.....	54
<b>8 - INFLUENCE DES FACTEURS METALLURGIQUES</b> .....	57
8.1. LA STRUCTURE.....	57
8.2. INFLUENCE DES PARAMETRES METALLURGIQUES SUR LA TENUE EN FATIGUE.....	57
8.2.1. Les facteurs liés à l'élaboration de l'acier.....	60
8.2.2. Les facteurs liés à la transformation à chaud de l'acier.....	61
8.2.3. Les paramètres liés à la mise en forme à froid.....	61
8.2.4. Les paramètres liés au traitement thermique de l'acier.....	61

2

A revoir

## INDEX SIGNALÉTIQUE (suite)

	Pages
<b>9 - INFLUENCE DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES</b> .....	69
9.1. INFLUENCE DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES .....	70
9.2. EXPLOITATION DES RESULTATS EXPERIMENTAUX A L'AIDE DE DIFFERENTS CRITERES DE FATIGUE MULTI-AXIALE .....	72
<b>10 - CONCLUSION</b> .....	76
<b>11 - LA RUPTURE PAR FATIGUE DES PRINCIPAUX ASSEMBLAGES SOUDES</b> .....	77
11.1. LES JOINTS SOUDES BOUT A BOUT .....	78
11.2. LES ASSEMBLAGES A SOUDURES D'ANGLE .....	78
<b>12 - LES FACTEURS D'INFLUENCE DES ASSEMBLAGES SOUDES</b> .....	80
12.1. NOTION DE CONTRAINTE NOMINALE ET DE CRITERE DE RUINE.....	80
12.2. FACTEURS GEOMETRIQUES .....	75
12.2.1. Forme du cordon de soudure.....	88
12.2.2. Epaisseur de la tôle.....	90
12.2.3. Défauts d'alignement.....	92
12.3. FACTEURS METALLURGIQUES.....	92
12.4. NATURE DES SOLLICITATIONS - CHARGEMENT .....	94
12.4.1. Contraintes résiduelles.....	94
12.4.2. Procédés de soudage .....	94
12.4.3. Nature du métal de base et du métal d'apport .....	95
12.4.4. Mode de chargement .....	98
12.4.5. Rapport de charge ( $R = \sigma_{\min}/\sigma_{\max}$ ).....	98
<b>13 - L'AMELIORATION DE LA TENUE A LA FATIGUE DES JOINTS SOUDES</b> .....	99
13.1. MODIFICATION DE LA GEOMETRIE DE LA SOUDURE.....	99
13.2. REFUSION DU PIED DE CORDON .....	101
13.3. ECRIQUAGE DU PIED DE CORDON.....	102
13.4. MARTELAGE DU PIED DE CORDON .....	103
13.5. GRENAILLAGE DE PRECONTRAINTÉ .....	104
<b>14 - CONCLUSION</b> .....	106

---

---

# 1 - APERÇU SUR LE PHÉNOMÈNE DE FATIGUE

Toute pièce mécanique est soumise durant son fonctionnement normal à un certain nombre de sollicitations de causes variables mais qui se traduisent le plus souvent par des variations cycliques des contraintes qui lui sont appliquées.

Or, il est malheureusement souvent constaté, et ce depuis fort longtemps, la ruine, parfois catastrophique, d'un certain nombre de structures alors que celles-ci ne sont soumises qu'à des sollicitations dynamiques jugées modestes par rapport aux capacités statiques des matériaux définis communément par leur résistance à la rupture et leur limite d'élasticité.

Le responsable de ces ruines est très souvent le phénomène de fatigue du matériau, au caractère particulièrement insidieux puisque se développant lentement dans le temps, sans modifications macroscopiquement apparentes des pièces et structures et dans des zones souvent inaccessibles mais particulièrement sujettes à cet endommagement de par leur conception.

Cet endommagement par fatigue mené jusqu'à son terme, c'est-à-dire jusqu'à la ruine, comprend trois périodes d'importances variables suivant les matériaux et les caractéristiques des sollicitations :

- période d'amorçage,
- période de propagation,
- rupture brutale.

## Période d'amorçage

En fait, cette période n'intéresse guère le mécanicien. Les phénomènes mis en jeu sont d'une très grande finesse et seuls de puissants moyens de laboratoire sont capables de mettre en évidence les signes annonciateurs d'un endommagement qui peut devenir irréversible. Ce dernier point peut avoir parfois son importance car, qui dit possibilité d'irréversibilité dit également possibilité de réversibilité.

En effet, jusqu'à un certain seuil d'endommagement, il est possible, par de judicieux traitements mécaniques et (ou) thermiques, de faire disparaître celui-ci et donc de revenir à un état initial non endommagé.

Lorsque cette opération reste infructueuse, la pièce a subi un endommagement irréversible et commence d'entrer dans la période de propagation à partir des microfissures formées.

## Période de propagation

Cette période peut, elle-même, être scindée en deux phases distinctes :

- stade I ou stade de propagation interne des microfissures précitées,
- stade II ou stade de propagation d'une des microfissures qui devient alors la fissure de fatigue qui conduira à la ruine de la pièce.

### Stade I

Les microfissures suivent les bandes de glissement dans lesquelles elles sont nées en restant approximativement parallèles au plan de la scission maximale. Leur vitesse de propagation est alors très faible et leur longueur n'intéresse, au plus, que quelques grains.

Quoi qu'il en soit, ces défauts initiaux ne sont le plus souvent décelables qu'en laboratoire et pour des matériaux particuliers. Dans certains matériaux ces microfissures apparaissent très tôt, dès les premiers cycles de chargement dans certains cas. Mais elles ne se propagent pas toujours suffisamment pour conduire à une microfissure qui provoquera une rupture. La limite de fatigue qui sera définie plus loin peut dans ce cas être considérée comme une limite de non propagation de fissure.

### Stade II

Le champ des contraintes évoluant lorsqu'on pénètre à l'intérieur de la pièce, une des microfissures va quitter le plan de la scission maximale pour suivre le plan de la contrainte de tension maximale, et par effet de décharge, va stopper la propagation de ses congénères.

La vitesse de propagation, d'abord très faible (quelques Å par cycle, c'est-à-dire quelques  $10^{-4}$  µm par cycle) va s'accélérer progressivement jusqu'à atteindre quelques µm par cycle).

C'est durant cette période que des contrôles de la pièce permettent de détecter la fissure qui va conduire à la ruine et d'agir en conséquence (remplacement, réparation, surveillance).

### Rupture brutale

Lorsque la fissure intéresse une section de la pièce telle que la section résiduelle est trop faible pour supporter les sollicitations appliquées, il se produit la rupture brutale catastrophique.

Le but du présent recueil étant de donner au lecteur les moyens de ne pas déclencher le scénario précédent, il ne nous a pas semblé utile de développer plus avant des considérations, par ailleurs très complexes, sur les différentes périodes précitées.

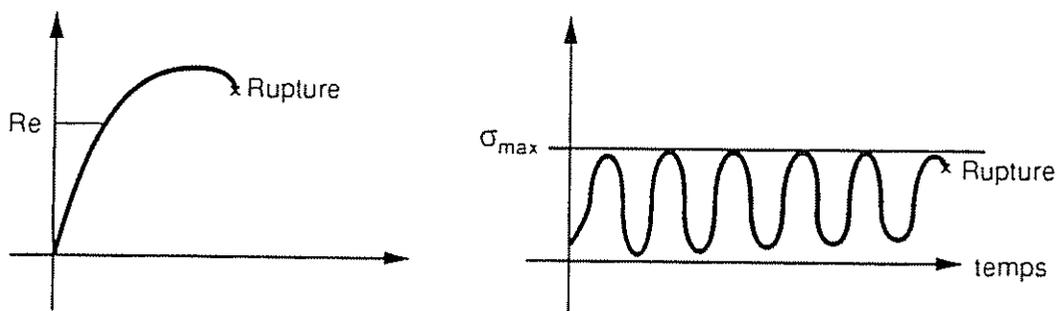


Figure 1 - Schéma de définition du phénomène de fatigue

## 2 - FACIES CARACTERISTIQUES DES RUPTURES EN FATIGUE

### Intérêt de l'examen d'une rupture

L'examen attentif de toute rupture de pièce est une opération d'une grande importance dans le développement d'un produit. En effet, si elle peut entraîner des répercussions économiques ou juridiques parfois graves, elle traduit toujours une faiblesse caractéristique de la pièce accidentée. En revanche elle est capable, pour l'observateur averti, de lui montrer les causes de rupture donc les remèdes à appliquer pour que cet état de fait soit supprimé.

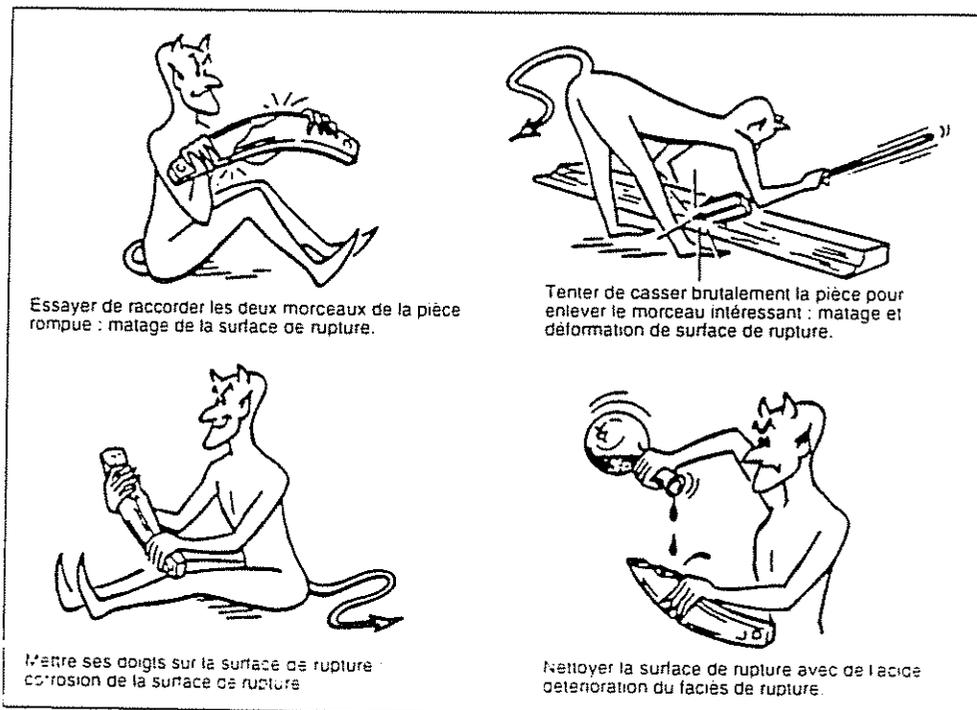
### Précautions à prendre

Pour toutes les raisons précitées, il est absolument impératif, en face d'une rupture, d'observer un certain nombre de règles élémentaires simples illustrée par les dessins ci-dessous et les quelques règles suivantes :

- récupérer méthodiquement tous les morceaux le plus rapidement possible ;
- huiler et stocker les dits morceaux ;
- s'abstenir, au cours de ces diverses opérations, de les tremper dans un liquide décapant la rouille par exemple, de poser les doigts sur les ruptures, de les broser, de les essuyer ou d'essayer de les remboîter les uns aux autres ;
- consigner sur le vif et à chaud, tous les témoignages possibles ainsi que les conditions de fonctionnement.

Si, par hasard, il est nécessaire et possible d'effectuer une réparation, par exemple par soudage, il est également toujours possible de réaliser un certain nombre de croquis, ou mieux de photographies et, éventuellement, des moulages par produits durcissants pour conserver des traces de l'incident.

### Ce qu'il ne faut surtout pas faire en présence d'une pièce rompue



## 2.1. FACIES DE FATIGUE A L'EXAMEN OPTIQUE

A l'examen optique (oeil, éventuellement loupe ou loupe binoculaire) il est souvent possible d'observer un certain nombre de caractéristiques sur la section de la rupture (figure 2) :

- présence de deux zones distinctes d'importance variable selon l'amplitude des contraintes et la nature du matériau ; ces deux zones correspondent :
  - à la rupture brutale avec un faciès à grains ou à nerfs,
  - à la fissure de fatigue avec une surface lisse et soyeuse.
- présence possible aussi sur la section de rupture intéressée par la fatigue et en fonction du matériau et des conditions de sollicitations de :
  - lignes concentriques appelées **lignes d'arrêt** qui sont les "cicatrices" de la fissure lors des arrêts de la machine,
  - lignes normales aux précédentes, appelées **lignes radiales**, et qui correspondent soit à des décrochements entre fissures dans le cas d'amorces multiples (figure 3), soit à un changement du champ des contraintes infléchissant le plan de la rupture et conduisant à la formation de facettes (figure 4).

La courbure des lignes d'arrêt et éventuellement la convergence des lignes radiales permettent de remonter à la zone d'initiation de la fissuration qui devra alors supporter toute l'attention de l'examineur car détenant la clé des causes de la rupture (entaille, état de surface, coup d'arc, corrosion, fretting, frottement, décarburation, inclusion sous-cutanée, etc.).

Mais là ne s'arrêtent pas les constatations réalisables au niveau de l'examen optique, car cet examen morphologique permet de déterminer aussi le rôle des défauts et la nature des sollicitations.

### 2.1.1. FATIGUE SOUS SOLLICITATIONS AXIALES (TRACTION-COMPRESSION)

S'il n'existe pas de défaut interne notable, la fissure s'amorce en surface dans une zone avec concentration de contrainte (géométrie, état de surface, etc.) et se propage à coeur dans une section droite. Vers la surface, le plan de fissure s'incurve pour suivre le plan de cisaillement maximum. Dans le cas d'une pièce entaillée circulairement et, du fait du gradient de contrainte dû à l'entaille, la section de rupture est d'autant plus plane que l'entaille est plus sévère.

De par les sections respectives des deux zones en présence (fatigue et rupture finale), il est éventuellement possible et ceci reste valable pour tous les types de sollicitations étudiés de juger de la sévérité des sollicitations. En effet, pour un matériau à faibles ou moyennes caractéristiques, une faible section de rupture finale indique un niveau de sollicitations proche de la limite de fatigue donc, a priori, des modifications mineures à réaliser sur la pièce. En revanche, une importante section de rupture finale va induire de profondes modifications. Pour un matériau à hautes caractéristiques donc à faibles possibilités d'adaptation il n'est plus possible de juger par ce biais la sévérité des sollicitations.

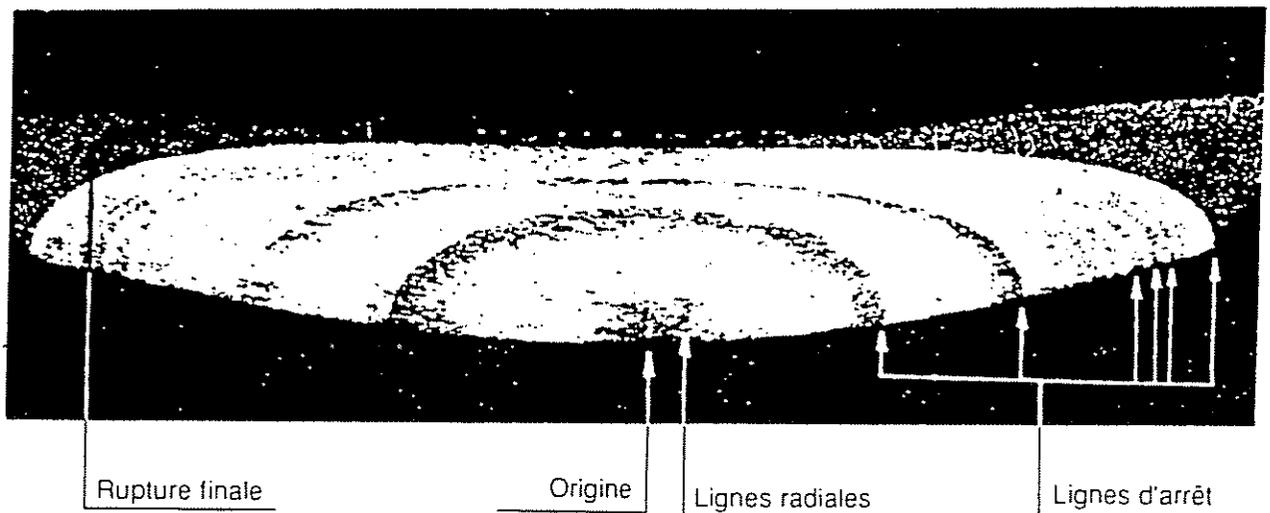


Figure 2 – Aspect macroscopique d'une rupture en fatigue

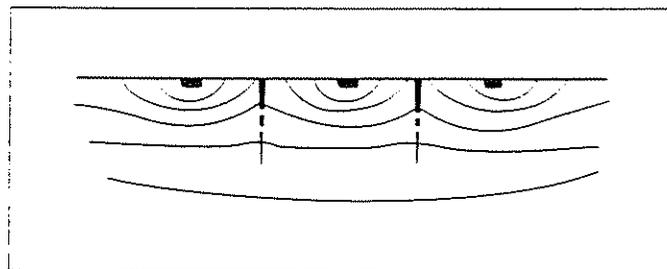


Figure 3 – Lignes radiales à partir de plusieurs zones d'initiation (hauteurs décroissantes jusqu'à formation d'une fissure unique)

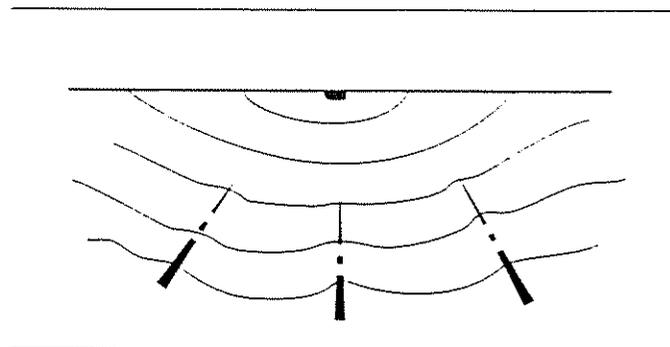


Figure 4 – Lignes radiales par infléchissement du champ des contraintes (hauteurs croissantes avec formation de facettes)

---

---

### 2.1.2. FATIGUE SOUS SOLLICITATIONS DE FLEXION

Sous l'effet même de la sollicitation (formation d'un gradient de contrainte) la fissure s'amorce en surface et se propage dans une section droite.

Les positions et faciès respectifs des zones de fatigue et de rupture finale renseignent alors sur la nature des sollicitations (figure 5).

- a) **Fatigue en flexion ondulée** (sollicitations toujours de même signe) :
- b) **Fatigue en flexion purement alternée** (sollicitations égales et de signes opposés) :

Entre ces deux types de sollicitations extrêmes (ondulée et purement alternée), il est évidemment possible de rencontrer toutes les positions intermédiaires de la rupture finale.

Il faut également souligner le fait que le raisonnement est basé sur une section géométrique circulaire simple, mais que toute modification de celle-ci va induire des modifications dans la répartition locale des contraintes, donc dans l'apparition et le développement des fissures de fatigue.

- c) **Fatigue en flexion rotative**

- Dans le cas simple d'un arbre lisse, il est constaté un changement progressif de courbure et d'orientation des lignes d'arrêt.
- Dans le cas d'un arbre **entaillé circulairement**, les zones d'initiation se répartissent sur la périphérie pour conduire à une rupture finale plus ou moins excentrée par rapport à l'axe de l'arbre suivant la sévérité des sollicitations.
- Dans le cas d'un arbre percé **diamétralement**, les zones d'initiation sont situées aux orifices du trou (effet d'arête) et la rupture présente le même faciès que dans le cas de sollicitations purement alternées.

### 2.1.3. FATIGUE SOUS SOLLICITATIONS DE TORSION

Le plan des fissures de fatigue étant normal au champ de contrainte principal, les ruptures en torsion pure présenteront donc une forme générale d'hélice à 45° par rapport à l'axe de la pièce.

### 2.1.4. FATIGUE SOUS SOLLICITATIONS COMBINÉES

Il est rare qu'une pièce travaille sous une sollicitation pure. La combinaison des trois types de sollicitations étudiées va donc induire un compromis, fonction des niveaux de chacune d'elles, sur le faciès de la rupture. La plus spectaculaire est évidemment la combinaison de flexion-torsion, la flexion redressant l'hélice vers la section droite permettant ainsi une appréciation qualitative des niveaux respectifs.

### 2.1.5. FATIGUE DE CONTACT

Ce type de fatigue se rencontre essentiellement dans les roulements et les engrenages où la compression répétée des billes, galets et flancs de denture induisent une contrainte de cisaillement maximale sous la surface (contrainte de Hertz). C'est dans cette zone que s'initie la fissure de fatigue qui, débouchant ensuite en surface, est à l'origine des écaillages constatés.

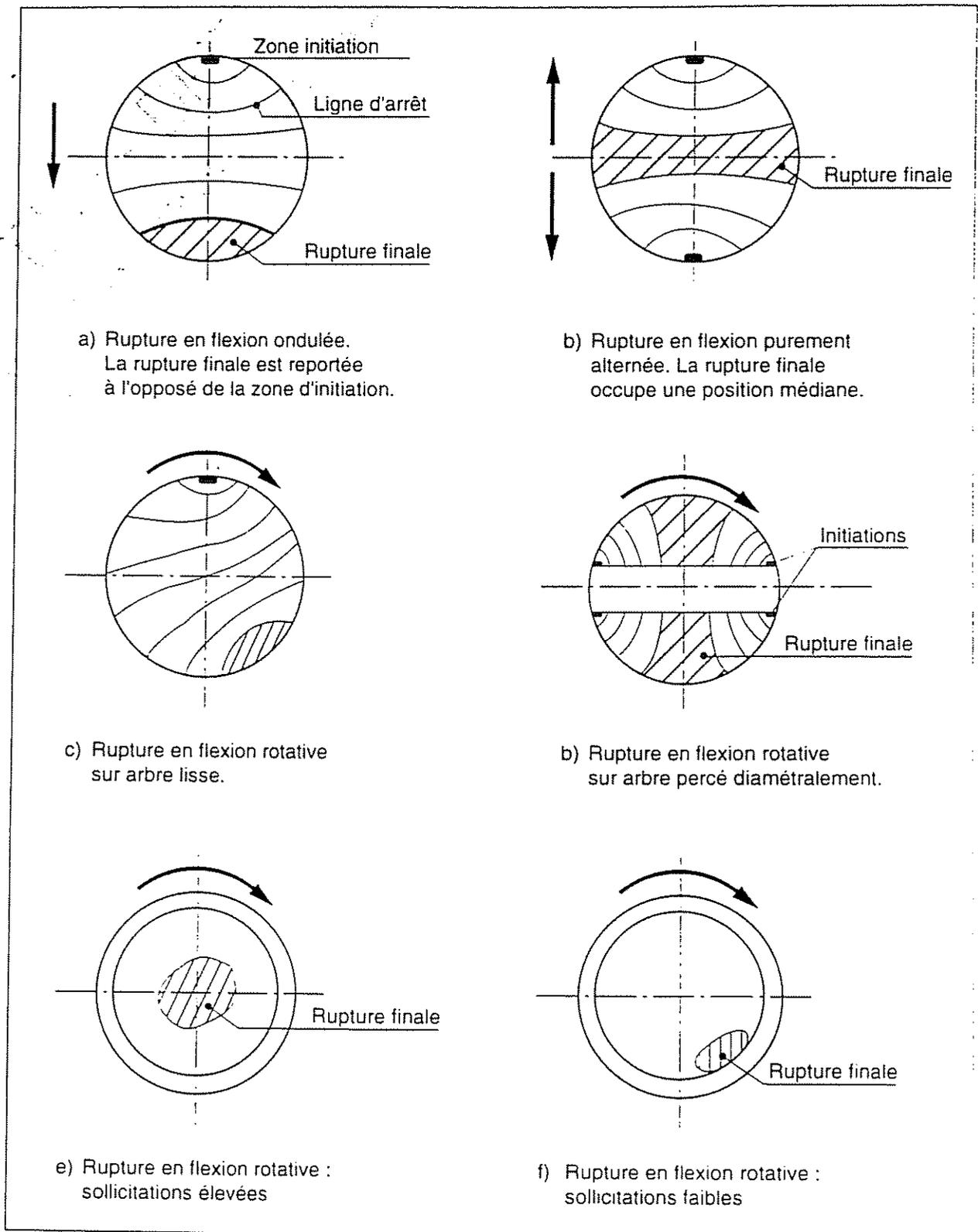


Figure 5 – Schémas de ruptures sous sollicitations de flexion

---

---

## 2.2. FACIES EN FATIGUE EN EXAMEN MICROSCOPIQUE

Dans un certain nombre de cas, les causes étant alors clairement définies par l'utilisateur lui-même, il n'apparaît pas nécessaire de poursuivre les investigations. Mais il peut se faire également que certains points restent encore obscurs et il est alors nécessaire de faire appel à un organisme spécialisé possédant les moyens performants nécessaires pour étudier avec une plus grande finesse les surfaces de la fissure.

Ces moyens, ce sont les microscopes électroniques à balayage (MEB) ou à transmission (MET), l'examen au microscope optique n'étant pas possible compte tenu de sa trop faible profondeur de champ.

A l'échelle de ceux-ci (grandissements compris entre 1 000 et 20 000 par l'utilisation de doubles répliques au microscope électronique à transmission et compris entre 20 et pratiquement 5 000 pour le microscope électronique à balayage), les faciès des ruptures présentent alors des configurations totalement différentes de ceux observés optiquement.

### 2.2.1. RUPTURE FINALE

Nous commencerons par examiner cette zone car elle est souvent bien connue et ne présente dans le cas qui nous préoccupe particulièrement ici, que peu d'intérêt. Elle peut présenter les caractères suivants (d'ailleurs parfois mélangés sur la même rupture suivant les zones d'observation) :

- a) **Fragile** : montre les clivages transgranulaires lisses avec réamorçages par rivières lors des passages des joints de grains ou des clivages à languettes suivant des plans cristallographiques proches à forte densité (les deux faces de rupture sont les empreintes positives et négatives d'un moulage).
- b) **Ductile** : présente des cupules (creux amorcés sur des précipitations). Les deux faces de la rupture présentent ces cupules qui se produisent après une déformation plastique importante. Lorsque les cupules ne sont pas équiaxes) ce qui est généralement le cas sauf en traction pure), le sens de propagation est donné par le grand axe des cupules.
- c) **Intergranulaire** : lorsque la déformation a lieu à chaud au-dessous de la température d'équicohésion ou plus rarement à froid lorsqu'on est en présence d'une faible cohésion des interfaces ou à l'action fragilisante d'une autre phase.

### 2.2.2. ZONE ORIGINE (ZONE D'AMORÇAGE)

Seul le microscope électronique à balayage permet alors d'étudier la zone d'origine avec précision comme on peut le voir sur cet exemple d'un coup d'arc électrique à l'origine d'une rupture en fatigue.

### 2.2.3. FISSURE DE FATIGUE

Sur la surface de la fissure de fatigue, qui dans la plupart des cas, est transgranulaire, il est possible de visualiser des striations parallèles, appelées stries, normales au sens de propagation macroscopique.

---

---

En liaison avec la classification précédente des ruptures brutales en fragile et ductile, il est rencontré également des stries fragiles et des stries ductiles.

a) **Morphologie en relation avec la nature de l'acier**

La morphologie des stries est, bien entendu, en relation avec la structure cristallographique et métallographique du métal.

Un acier martensitique cubique centré ayant subi un traitement de trempe par exemple, qui présente un faciès macroscopique très lisse et très soyeux présentera un faciès microscopique très tourmenté avec de courtes stries sinuant entre les îlots de martensite.

En revanche une structure cubique à faces centrées de type austénitique (acier inoxydable) à l'aspect macroscopique beaucoup plus granuleux présentera des plages importantes de stries rectilignes.

b) **Morphologie en relation avec le niveau de sollicitation**

La morphologie est également en relation avec le niveau de contrainte et plus celui-ci est important, plus la progression de la fissure par cycle est grande et plus les stries sont espacées. Des essais réalisés, il ressort que durant le stade II, où il est possible de mettre en évidence ces stries, à un cycle de sollicitations correspond une strie (figure 6).

c) **Morphologie en relation avec les accidents structuraux**

Enfin, l'orientation des stries elles-mêmes, surtout dans le cas des matériaux à structure cubique à faces centrées, est influencée par des accidents structuraux tels que :

- des joints de grains qui désorientent complètement la propagation par blocage provisoire ;
- des mâcles qui perturbent un peu la progression comme les joints de grains ;
- de gros constituants (inclusions non métalliques par exemple) qui sont responsables d'un tassement frontal, d'une courbure sur les bords puis d'une réaccélération.

#### 2.2.4. SCHEMA DE MECANISME DE FORMATION DES STRIES

Il apparaîtra peut-être intéressant au lecteur de connaître un mécanisme possible des stries que nous venons d'étudier.

Plusieurs mécanismes de formation de celles-ci ont été imaginés. Le plus plausible, car tenant compte du milieu ambiant dans lequel se déroule l'essai (absence de stries pour un essai de fatigue sous vide) et permettant de recouper également le stade d'initiation et le stade I de propagation, est dû à Pelloux.

Ce mécanisme comporte un stade de déformation plastique par cisaillement le long des plans de glissement lors de l'accroissement de contrainte, puis un stade de fermeture lors de l'abaissement de contrainte.

Dans le cas d'essais sous atmosphère réactive (air), les surfaces fraîchement mises à jour se recouvrent instantanément d'oxyde empêchant les glissements inverses et redonnant une fissure très aigüe et une forte concentration locale de contrainte. Dans le cas d'essais sous vide, les glissements réversibles sont partiellement possibles.

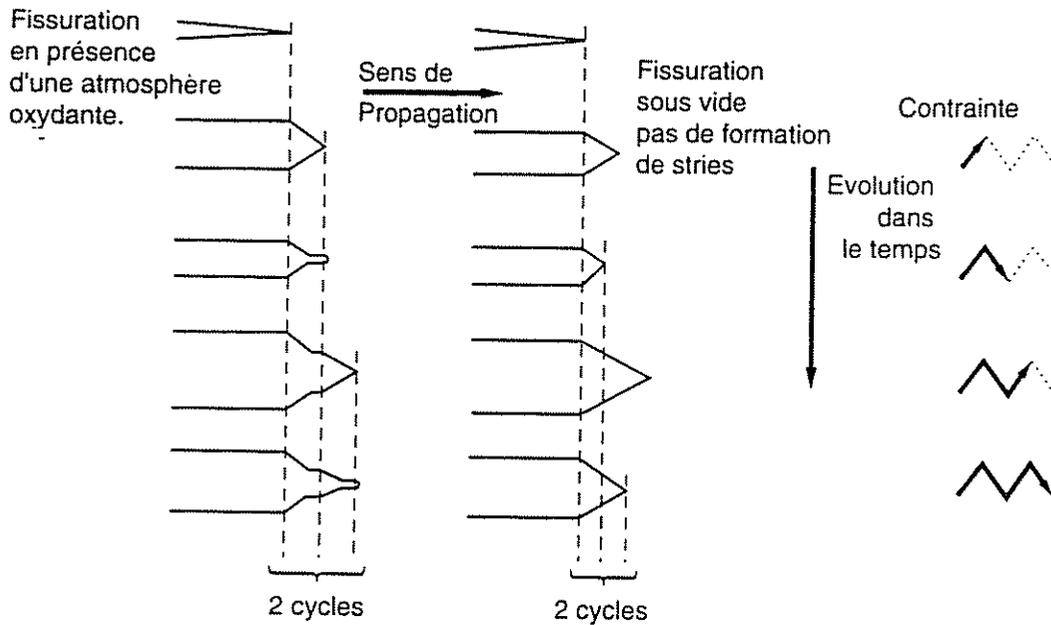


Figure 6 – Schéma de mécanisme de formation des stries

## 2.3. CONCLUSION

Les quelques indications données ici devraient permettre au lecteur de reconnaître facilement une rupture de fatigue et de l'analyser.

La plupart du temps, l'examen macroscopique permet de détecter la zone d'amorçage, le sens de propagation, la nature et le niveau du chargement de la pièce. Lorsque ce premier examen ne suffit pas, on peut utiliser la microscopie électronique à transmission (MET) ou à balayage (MEB), mais, dans ce cas, il est nécessaire de faire appel à un laboratoire spécialisé.

ANNEXE – Tableau récapitulatif des faciès de rupture en fatigue

Type de sollicitations	Contraintes nom. élevées				Contraintes nom. faibles					
	Concentration de contraintes				Concentration de contraintes					
	Nulle	Faible	Elevée	Nulle	Faible	Elevée	Nulle	Faible	Elevée	
Traction- traction ou Traction- compression										
Flexion plane ondulée										

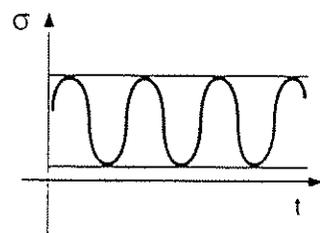


### 3 - DEFINITION ET SYMBOLISATION DES TERMES UTILISES EN FATIGUE

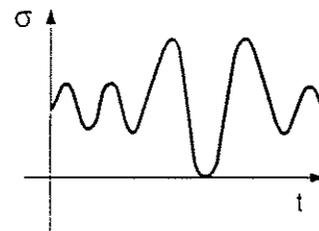
#### 3.1. LES CONTRAINTES APPLIQUEES

En service ou au cours d'essais de laboratoire, les efforts appliqués peuvent être des sollicitations de type simple, par exemple de traction-compression, de flexion ou de torsion, ou résulter d'une combinaison de ces sollicitations. Selon le renseignement cherché, les sollicitations appliquées dans les essais de fatigue peuvent, de même, être d'un des types ci-dessous ou représenter une combinaison de deux ou plusieurs d'entre-eux. Quel que soit le mode de sollicitation, simple ou combiné, les contraintes normales et/ou les contraintes tangentielles (contraintes de cisaillement) développées dans l'éprouvette, varieront suivant une fonction du temps, comme le montre la figure 7.

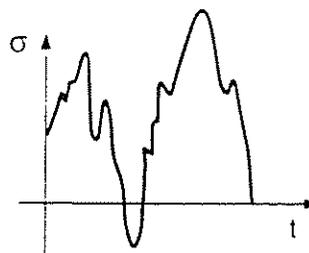
Généralement, au cours d'essais de fatigue, la contrainte appliquée variera suivant une fonction du temps approximativement sinusoïdale, ceci en raison des seules possibilités de fonctionnement des machines ou pour des raisons de commodité dans le traitement des résultats d'essais. Dans ce qui suit, on ne s'occupera donc que de sollicitations sinusoïdales d'amplitude constante.



a) Contrainte sinusoïdale d'amplitude constante



b) Contrainte sinusoïdale d'amplitude variable



a) Contrainte aléatoire

Figure 7 – Différents types de sollicitations

### 3.1.1. CONTRAINTE NOMINALE

La contrainte prise en compte au cours de l'essai de fatigue est une contrainte nominale. Elle est calculée par rapport à la section nette de la pièce ou de l'éprouvette considérée, à l'aide des formules usuelles de la résistance des matériaux (RDM) relative au domaine élastique. Elle ne fait pas intervenir la concentration de contrainte due à des entailles, ou à d'autres causes. La contrainte normale est exprimée par  $\sigma$ , la contrainte de cisaillement (ou de torsion) par  $\tau$ .

La contrainte calculée est exprimée en newton par millimètre carré ( $\text{N.mm}^{-2}$ ) ou en pascal (1 Pa.:  $1\text{N.m}^{-2}$ ). Le pascal étant une unité très petite, on utilisera de préférence le mégapascal (1 MPa :  $10^6 \text{N.m}^{-2}$ ). Les anglosaxons utilisent, quant à eux, les unités suivantes : psi, ksi et tsi.

- 1 psi (pound per square inch) =  $6,89 \times 10^{-3} \text{N.mm}^{-2}$
- 1 ksi (= 1000 psi) =  $6,89 \text{N.mm}^{-2}$
- 1 tsi (ton per square inch) =  $15,47 \text{N.mm}^{-2}$

=> exemple : une limite d'endurance de 50 ksi correspond à une limite d'endurance de  $50 \times 6,89 = 345 \text{N.mm}^{-2}$ .

### 3.1.2. CYCLE DE CONTRAINTE

C'est la plus petite partie de la fonction contrainte-temps qui se répète périodiquement.

La contrainte sinusoïdale peut être considérée comme la superposition d'une contrainte alternée  $\sigma_a$  et d'une contrainte statique appelée contrainte moyenne  $\sigma_m$ .

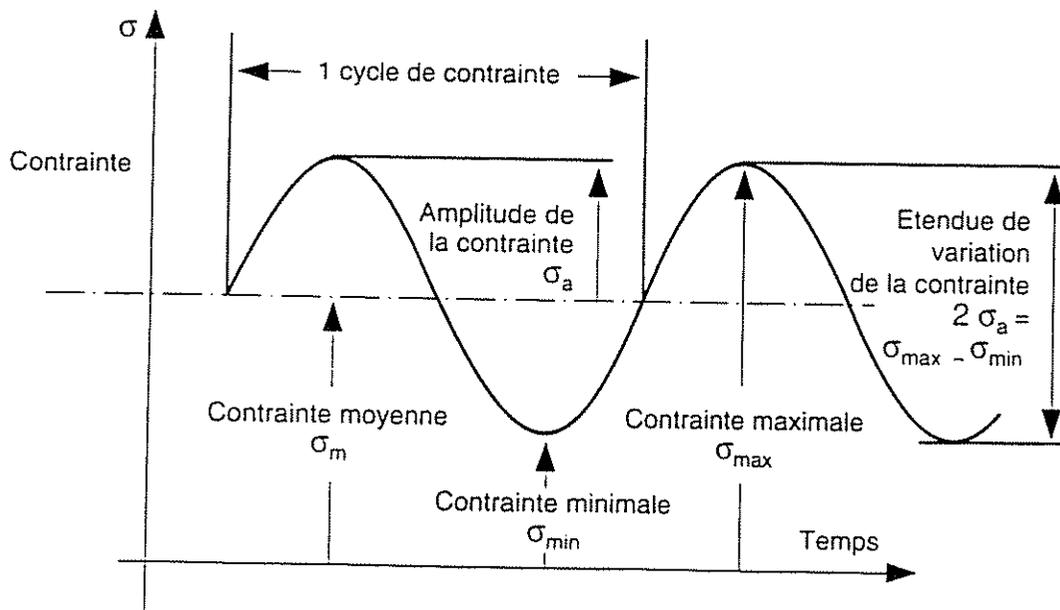


Figure 8 - Cycle de contrainte de fatigue

### 3.1.2.1. TERMES ET SYMBOLES UTILISES POUR DECRIRE LE CYCLE DE CONTRAINTE

**Contrainte maximale** ( $\sigma_{\max}, \tau_{\max}$ ) : valeur maximale algébrique de la contrainte au cours d'un cycle de contrainte.

**Contrainte minimale** ( $\sigma_{\min}, \tau_{\min}$ ) : valeur minimale algébrique de la contrainte au cours d'un cycle de contrainte.

**Contrainte moyenne** ( $\sigma_m, \tau_m$ ) : définie par la valeur algébrique :

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{\min} + \sigma_{\max}}{2} .$$

**Amplitude de contraintes** ( $\sigma_a, \tau_a$ ) : (appelée aussi contrainte alternée) définie par la valeur algébrique :

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2} .$$

**Rapport de contrainte** ( $R_\sigma$ ) : défini par le rapport algébrique

$$R_\sigma = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} .$$

on utilise également le symbole  $R_s$ .

**Etendue de variation**

**de la contrainte** ( $2 \sigma_a$  ou  $2 \tau_a$ ) : différence algébrique entre la contrainte maximale et la contrainte minimale du cycle de contrainte :

$$2 \sigma_a = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} .$$

### 3.1.2.2. TYPES DE CYCLES DE CONTRAINTE

**Contrainte purement alternée** : contrainte qui varie entre des valeurs égales dans le sens positif et négatif.

(pour ce cycle de contrainte :  $\tau_m$  ou  $\sigma_m = 0$ ).

**Contrainte alternée** : contrainte qui évolue entre une valeur maximale positive et une valeur minimale négative dont les valeurs absolues sont différentes.

(pour ce cycle de contrainte :

$$0 < \sigma_m < \sigma_a \text{ ou } 0 < \tau_m < \tau_a .$$

**Contrainte répétée** : contrainte qui varie entre la valeur 0 et une valeur maximale positive ou entre 0 et une valeur maximale négative (pour ce cycle de contrainte :  $\sigma_m = \sigma_a$  ou  $\tau_m = \tau_a$ ).

**Contrainte ondulée** : contrainte qui varie entre les valeurs maximale et minimale qui sont de même signe.

$$(\sigma_m > \sigma_a \text{ ou } \tau_m > \tau_a) .$$

- Nombre de cycles (n)** : nombre de répétitions du cycle de contrainte au cours de l'essai de fatigue.
- Nombre de cycles à rupture (N)** : nombre de répétitions du cycle de contrainte jusqu'à rupture.
- Rapport du nombre de cycles  $\frac{n}{N}$**  : rapport du nombre de répétitions  $n$  de cycles de contraintes réalisé à la même amplitude de contrainte au nombre de répétitions  $N$  du même cycle de contrainte nécessaire pour obtenir la rupture.
- Fréquence (f)** : nombre de cycles de contrainte appliqués par unité de temps (cycle par seconde ou par minute).

Dans le cas d'essais de fatigue en traction-compression, le cycle de contrainte peut prendre l'une des formes représentées en figure 9.

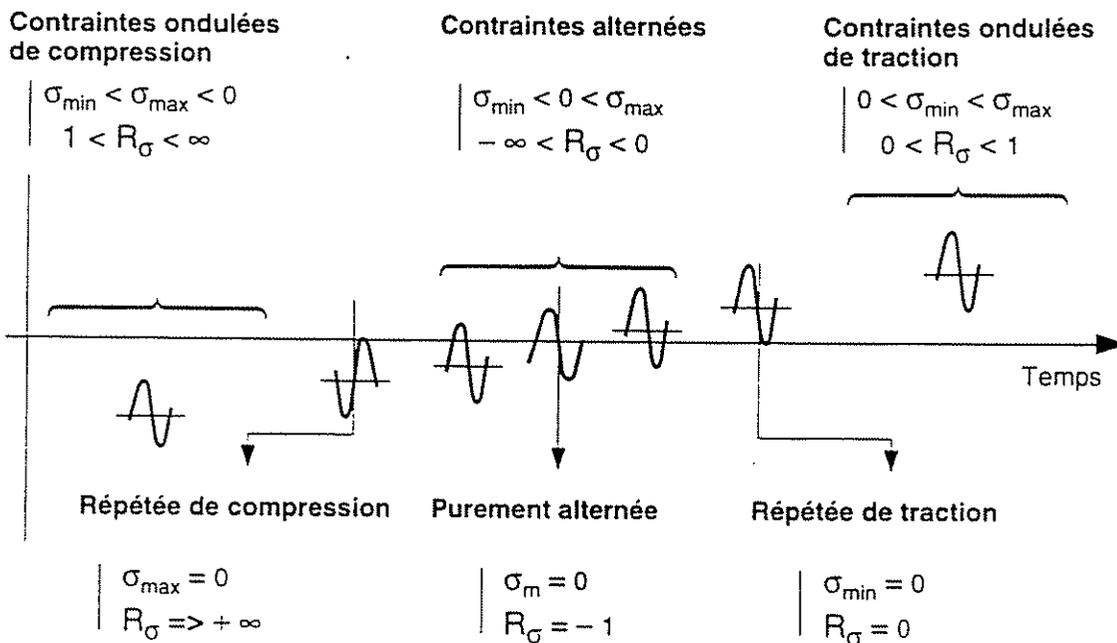


Figure 9 – Les différentes formes de cycles de contrainte au cours d'essais de fatigue en traction-compression

### 3.2. TERMES ET SYMBOLES RELATIFS AUX ESSAIS DE FATIGUE

#### a) Limite de fatigue

C'est pour une contrainte moyenne  $\sigma_m$  donnée, la plus grande amplitude de contrainte pour laquelle il n'est pas observé de rupture après un nombre infini de cycles. Dans le cas particulier des aciers, il est expérimentalement constaté que ce nombre infini peut être ramené à  $10^7$  cycles.

---

---

En revanche, pour les aciers en présence de corrosion et pour certains alliages d'aluminium, de cuivre ou de titane, cette limite de fatigue reste théorique et sans intérêt puisque tous les mécanismes ont une durée de vie limitée par suite de l'usure, la corrosion ou d'autres causes inhérentes à leur service même ; on est donc conduit à utiliser une autre grandeur appelée limite d'endurance.

b) Limite d'endurance

C'est pour une contrainte moyenne  $\sigma_m$  donnée, l'amplitude de contrainte pour laquelle il est constaté 50 % de rupture après un nombre fini  $N$  (appelé censure) de cycles. Cette valeur peut être déterminée à l'aide de méthodes statistiques. Dans le cas des aciers, la censure est généralement de  $10^7$  cycles, mais on peut déterminer expérimentalement la limite d'endurance pour des censures différentes suivant la nature du matériau ou de la pièce essayée. Ce sera par exemple  $10^7$  cycles pour un rail de chemin de fer,  $2 \times 10^6$  cycles pour une pièce soudée. Cette limite d'endurance est notée  $\sigma_D(N)$  ou  $\tau_D(N)$ .

c) Rapport d'endurance

Dans la pratique, il est parfois intéressant de rapporter la limite d'endurance à la charge de rupture à la traction du matériau essayé en fatigue. On définit ainsi le rapport d'endurance  $R$  :

$$R = \frac{\sigma_D(N)}{R_m}$$

d) Durée de vie ou endurance

Enfin, on appelle durée de vie ou endurance en fatigue, le nombre de cycles de contrainte  $N$  nécessaires pour que l'éprouvette ou la pièce se rompe pour un cycle de contraintes  $(\sigma_a, \sigma_m)$ . Ces valeurs peuvent être déterminées à l'aide de méthodes statistiques.

### 3.3. PRESENTATION PRATIQUE DES ESSAIS DE FATIGUE

Pour présenter de manière facilement utilisable les résultats d'essais de fatigue, il existe un assez grand nombre de méthode ou arrangements possibles des paramètres utilisés en fatigue :

- temps : sous la forme d'un nombre de cycles  $N$ ,
- contraintes :
  - statiques ( $R_e, R_m$ ),
  - dynamiques [ $\sigma_m, \sigma_a, \sigma_{max}, R_{\sigma}, \sigma_D(N)$ ].

Parmi toutes les méthodes existantes, nous en développeront cinq, de beaucoup les plus utilisées et les plus riches en renseignements.

#### 3.3.1. COURBE DE WÖHLER (courbe $\sigma/N$ )

Cette courbe est appelée courbe S.N (Stresses - Number of cycles) dans les pays anglo-saxons.

Universellement connue, la courbe de Wöhler est la plus ancienne et la seule qui permette de visualiser la tenue de la pièce ou des matériaux dans tout le domaine de fatigue.

Chaque pièce est soumise à des cycles d'efforts périodiques ;  $N_R$  est le nombre de cycles au bout duquel la rupture se produit. Pour plus de commodité, ce nombre  $N_R$  est reporté en abscisse sur une échelle logarithmique et la contrainte est reportée en ordonnée sur une échelle linéaire.

Pour tracer une telle courbe, on réalise généralement des essais à contrainte moyenne constante et on fait varier l'amplitude du cycle de contrainte appliqué.

Ainsi, à chaque pièce essayée correspond donc un point du plan  $(\sigma_a, N)$  et à partir d'un certain nombre d'essais à contraintes généralement décroissantes, on peut tracer une courbe qui à l'allure suivante :

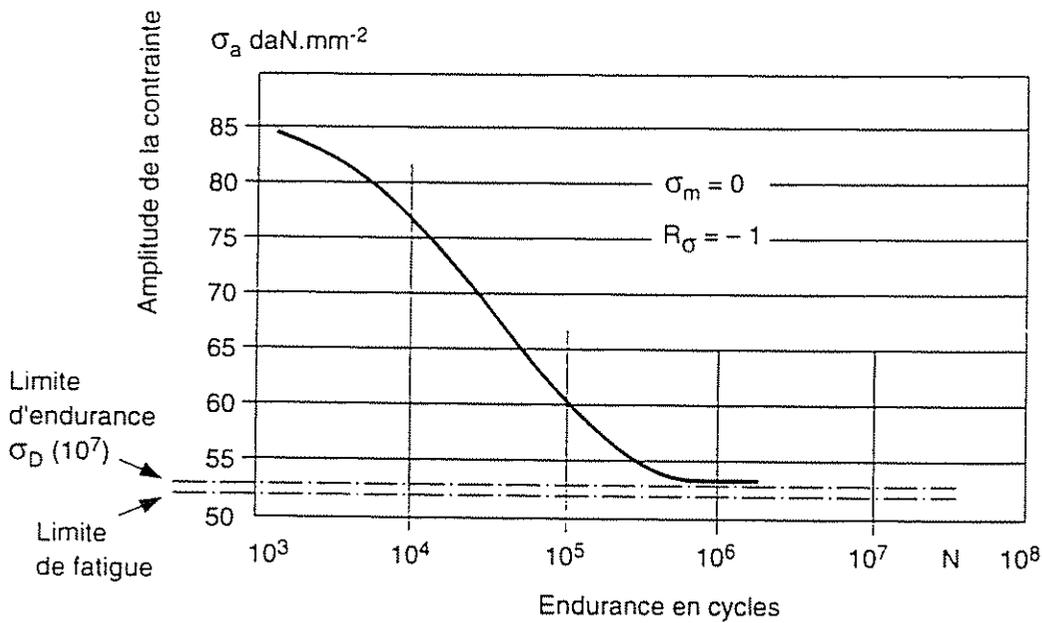


Figure 10

La courbe de Wöhler présente en général une asymptote horizontale correspondant à une contrainte dont la valeur est, par définition, la limite de fatigue (figure 10). C'est le cas des aciers. En revanche, pour certains alliages d'aluminium, de cuivre, ou de titane et des aciers inoxydables austénitiques. La courbe de Wöhler ne prend pas cette allure horizontale pour les grands nombres de cycles et des essais à de plus grande durée de vie sont nécessaires. Par ailleurs dans le cas de fatigue d'aciers en présence de corrosion la limite de fatigue n'existe plus et il y a toujours rupture.

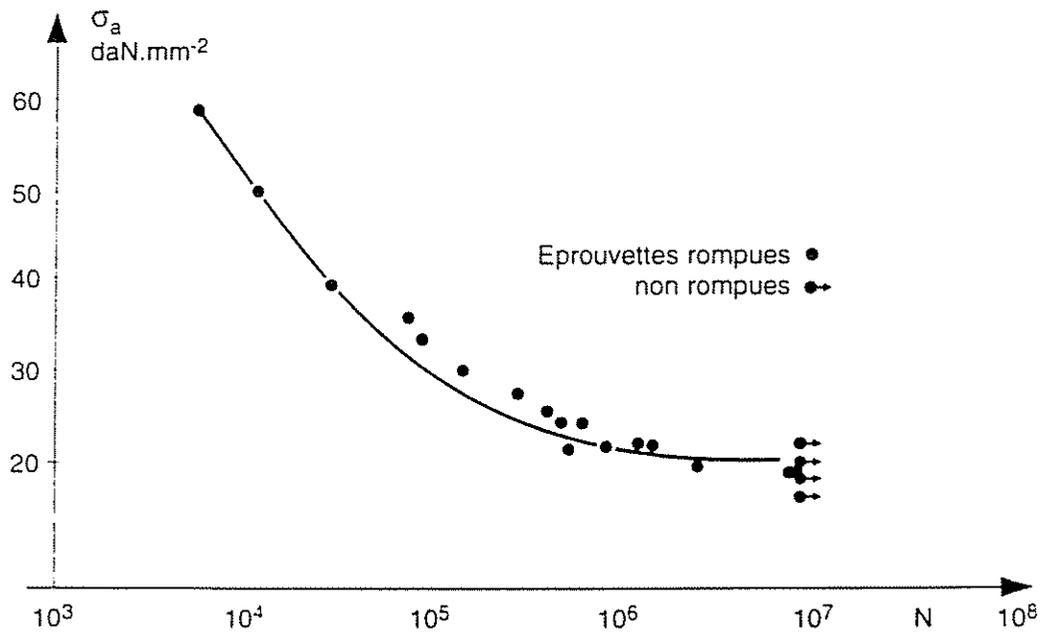
Une courbe de Wöhler comprend trois domaines :

- le domaine de la fatigue oligocyclique où les ruptures précédées d'une déformation plastique globale notable surviennent après un petit nombre de cycle ( $N_R \leq 10^5$ ).
- le domaine d'endurance limitée ( $N_R \geq 10^5$  cycles) où les ruptures surviennent systématiquement après un nombre limité de cycles croissant avec la décroissance de la contrainte.
- le domaine d'endurance illimitée où les ruptures ne se produisent pas avant un nombre de cycles supérieur à la durée de vie envisagée de la pièce.

Entre ces deux derniers domaines, la courbe de Wöhler présente un coude plus ou moins prononcé (et donc une asymptote plus ou moins bien dessinée) compris entre  $10^6$  et  $10^7$  cycles. Pour certains alliages d'aluminium, ce coude est beaucoup moins net et on réalise dans ce cas des essais jusqu'à  $10^8$  cycles.

Quelques exemples de tracés de courbes de Wöhler pour différents types de sollicitations sont donnés :

- sollicitation purement alternée (figure 11 a),
- sollicitation répétée (figure 11 b),
- sollicitation avec différentes valeurs de la contrainte moyenne (figure 11 c).



- a) Cas d'une sollicitation purement alternée.  
Courbe de Wöhler en flexion rotative ( $\sigma_m = 0$ ) pour des éprouvettes en fonte GC 70-2

Figure 11 a – Exemple de courbe de Wöhler

b) Cas d'une sollicitation répétée.

Cet exemple concerne un essai de fatigue en torsion répétée pour un acier à ressort 45 SCD 6 traité à 45 HRC ( $R_m = 1400 \text{ N.mm}^{-2}$ ). La limite d'endurance obtenue  $\sigma_D$  est égale à  $385 \text{ N.mm}^{-2}$  pour une valeur de la contrainte moyenne  $\sigma_m = 385 \text{ N.mm}^{-2}$ , ce qui correspond à une contrainte maximale répétée de  $770 \text{ N.mm}^{-2}$  à la limite d'endurance. La courbe de Wöhler a été tracée ici à l'aide d'un essai par niveaux. On pourra noter d'importantes dispersions obtenues sur la durée de vie pour des éprouvettes parfaitement usinées, cette dispersion est normale en fatigue et due à l'hétérogénéité des matériaux

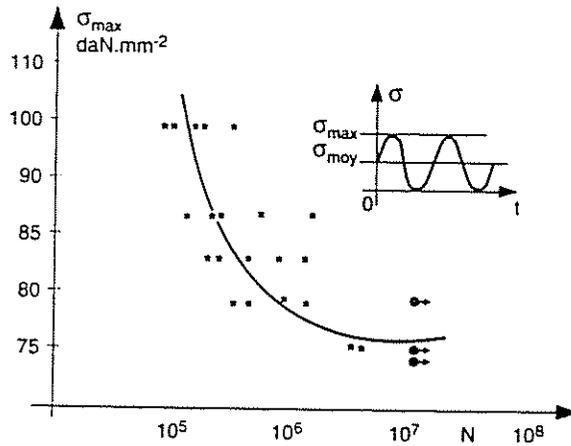


Figure 11 b

c) Cas d'une sollicitation non purement alternée.

L'essai est généralement réalisé à contrainte moyenne constante. La courbe de Wöhler est tracée en fonction de l'amplitude de contrainte. Pour différentes valeurs de la contrainte moyenne, on obtient différentes courbes de Wöhler comme le montre le schéma ci-dessous.

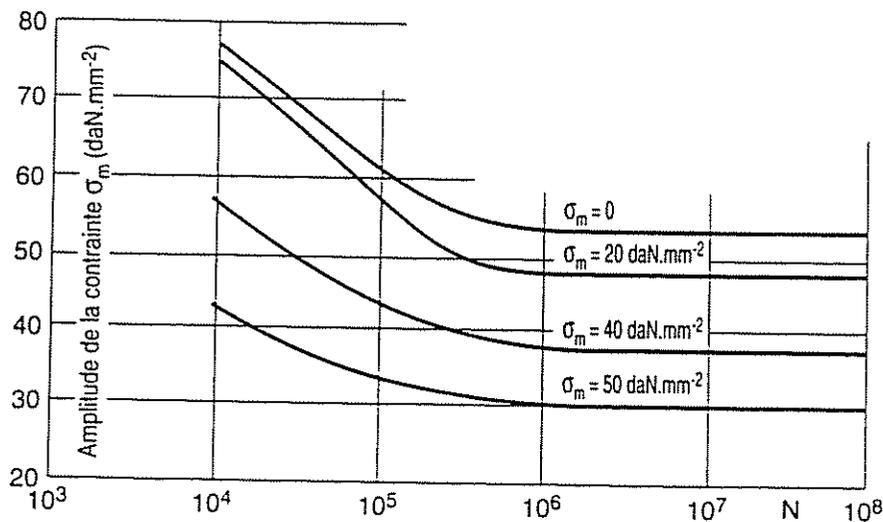


Figure 11 c

### 3.3.1.1. CAS D'UNE PIÈCE OU D'UNE STRUCTURE

Dans le cas de fatigue sur pièces ou sur des structures complexes, il est souvent difficile de connaître la contrainte exacte appliquée dans la zone de moindre résistance de la pièce. D'autre part, il est parfois intéressant de connaître l'effort appliqué sur la structure pour lequel on n'observe pas de rupture. On exprime alors la limite d'endurance en force et non en contrainte. La courbe de Wöhler est alors directement tracée en fonction de l'effort appliqué sur la machine de fatigue. Une courbe de Wöhler relative à des essais de fatigue sur des dents d'engrenages essayées en flexion répétée est donnée à titre d'exemple (figure 12). Cette courbe est tracée ici en fonction de la force  $F$  appliquée sur la dent par le montage d'essai. Suivant le point d'application de cette force, on obtient les limites d'endurance  $F_{D_1} = 930$  daN ou  $F_{D_2} = 650$  daN.

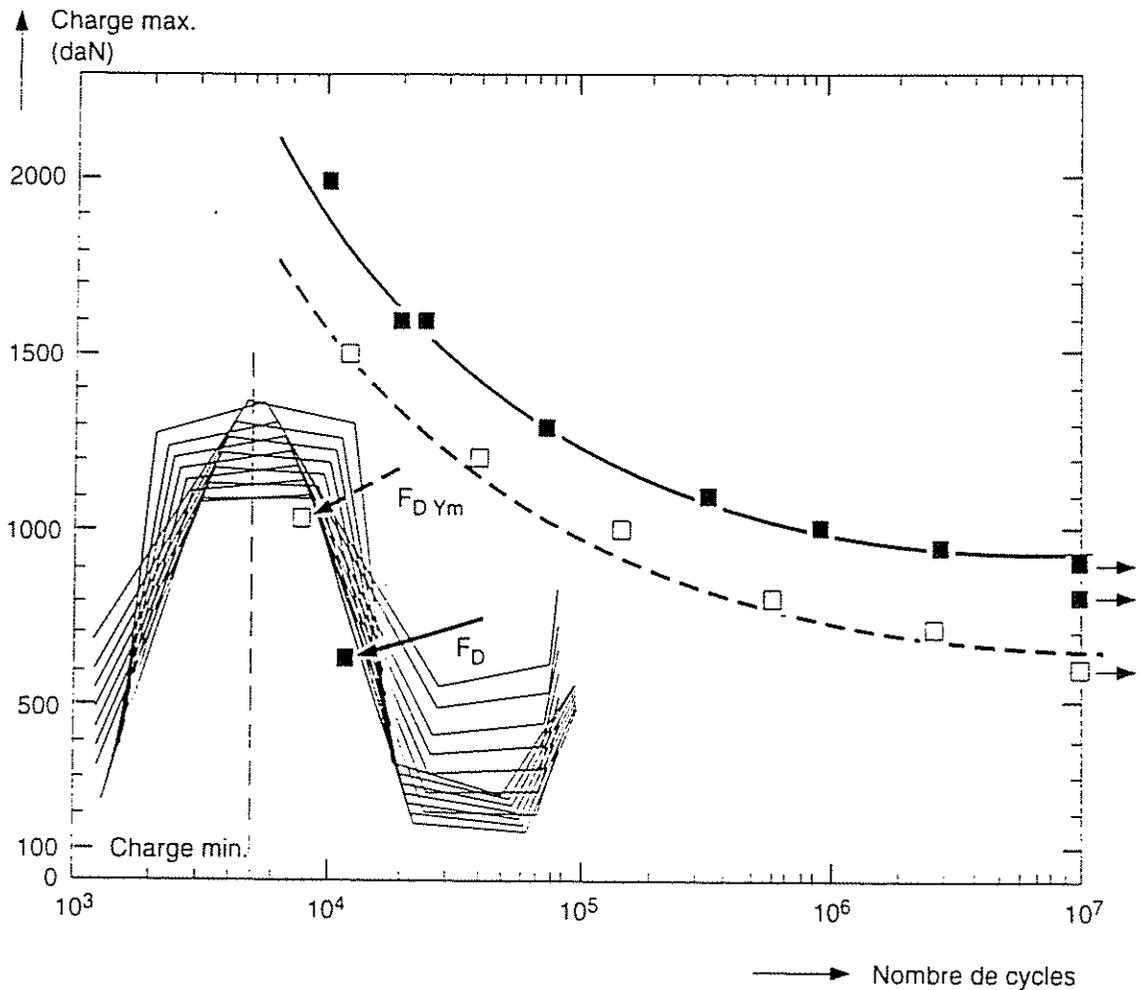


Figure 12 – Courbe de Wöhler relative à des essais de fatigue en flexion répétée sur des dents d'engrenage avec 2 points d'application de la charge sur la dent.

### 3.3.1.2. EQUATION DE LA COURBE WÖHLER

Diverses expressions analytiques ont été proposées pour représenter les courbes de Wöhler, dans le domaine d'endurance limité ou dans le domaine d'endurance lorsqu'elles sont connues pour un matériau ou une pièce donnés. Ces équations permettent de déterminer le nombre de cycles à rupture en fonction de la contrainte.

Parmi toutes les formules qui relient la contrainte alternée appliquée en essai  $\sigma_a$  au nombre de cycles à rupture  $N$  et à la limite d'endurance  $\sigma_D$ , nous retiendrons celles qui représentent le mieux les résultats d'essais de fatigue, à savoir :

- la formule de Strohmeier :  $\sigma_a = \sigma_D + \left(\frac{A}{N}\right)^C$
- la formule de Palmgreen :  $\sigma_a = \sigma_D + \left(\frac{A}{N+B}\right)^C$
- la formule de Corson :  $N = \frac{A \exp(-C(\sigma_a - \sigma_D))}{\sigma_a - \sigma_D}$
- la formule de Bastenaire :  $N + B = \frac{A \exp(-C(\sigma_a - \sigma_D))}{\sigma_a - \sigma_D}$

A, B et C sont des constantes à déterminer à partir de résultats d'essais en nombre suffisant.

### 3.3.1.3. ASPECT PROBABILISTE DU PHENOMENE DE FATIGUE ET COURBE DE WÖHLER

Les essais de fatigue consuisent généralement à une dispersion importante des résultats (voir figure 11b). Ceci est dû au phénomène de fatigue lui-même. En conséquence, tous les diagrammes présentant des résultats d'essais de fatigue pour être correctement utilisés devraient être probabilisés.

L'endurance  $N$  a été définie comme le nombre de cycles pour lequel on obtient 50 % de rupture. La courbe de Wöhler est donc définie théoriquement comme une courbe moyenne à 50 % de rupture.

La figure 13 montre le tracé d'une courbe de Wöhler à partir d'essais à plusieurs niveaux de contrainte. Une étude statistique des résultats permet alors de définir la courbe moyenne ainsi que des courbes correspondant à une probabilité de tenue en service déterminée (voir chapitre 4).

Le tracé d'une courbe de Wöhler probabiliste nécessite environ 25 à 30 éprouvettes.

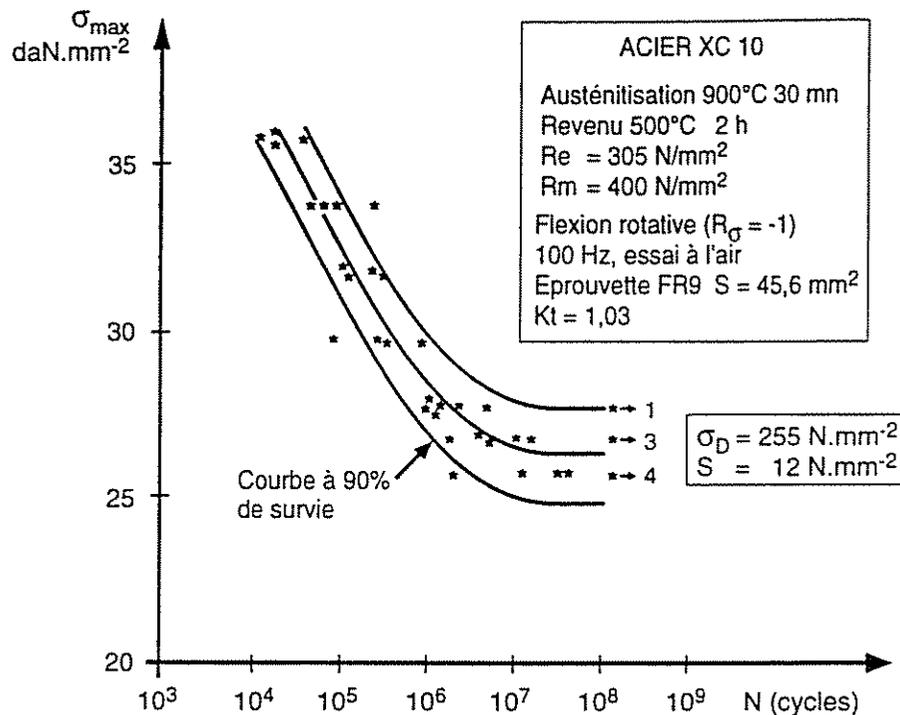


Figure 13

### 3.3.2. DIAGRAMME D'ENDURANCE

Lorsque les essais de fatigue sont réalisés à contrainte moyenne  $\sigma_m$  constante, nous avons vu qu'à chaque contrainte moyenne correspondait une limite d'endurance  $\sigma_D$ . L'ensemble de ces limites d'endurance peut se représenter sur différents diagrammes appelés diagrammes d'endurance. Nous présenterons ici ceux qui sont le plus souvent utilisés, à savoir :

- diagramme de Haigh,
- diagramme de Goodman – Smith.

Tous ces diagrammes – qui ne sont que des façons différentes de représenter la même chose – ne peuvent être tracés directement et doivent être déduits des courbes de Wöhler. Au même titre que ces dernières, ils peuvent donc être probabilisés.

#### 3.3.2.1. DIAGRAMME DE HAIGH

Sur ce diagramme, l'amplitude de contrainte  $\sigma_a$  est portée en fonction de la contrainte moyenne à laquelle a été réalisé l'essai de fatigue (figure 14).

Deux points particuliers sont à considérer :

- le point A qui représente la limite d'endurance  $\sigma_D$  en sollicitation purement alternée ( $\sigma_D = OA$ ),
- le point B qui représente le comportement limite du matériau pour une contrainte alternée nulle. Ce point correspond donc à la contrainte de rupture du matériau au cours d'un essai statique.

L'ensemble des limites d'endurance observées pour diverses valeurs de la contrainte moyenne se placent alors sur une courbe AB ajustée en fonction des résultats d'essais. Le domaine limité par cette courbe AB et les deux axes de coordonnées représentent le domaine de fonctionnement autorisé avec le matériau pour avoir une durée de vie supérieure ou égale aux nombres de cycles pour lequel a été déterminée la limite d'endurance.

Le diagramme de Haigh peut être ensuite limité par la droite représentant la limite d'élasticité du matériau (cf. figure 14), de manière à ce que le chargement soit tel que  $\sigma_a + \sigma_m = \sigma_{max} < R_e$ .

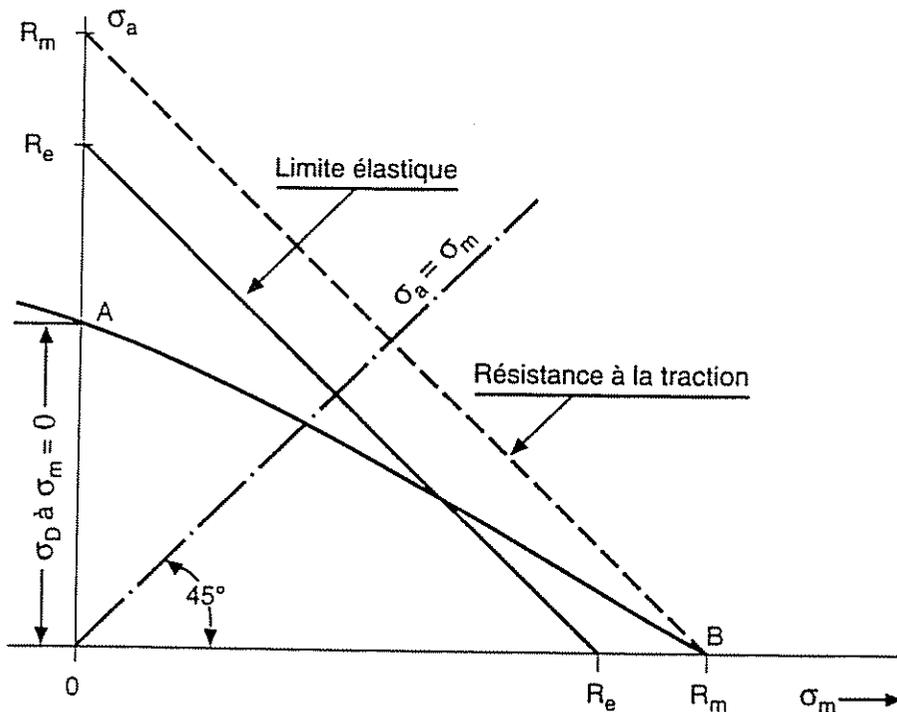


Figure 14 - Diagramme de Haigh

#### Différentes représentations de la courbe AB

Plusieurs représentations de la courbe AB ont été proposées qui permettent de construire un diagramme d'endurance approché lorsqu'on ne connaît que la limite d'endurance en sollicitation purement alternée et les caractéristiques mécaniques statiques ( $R_e$ ,  $R_m$ ) du matériau.

- Droite de Goodman :  $\sigma_a = \sigma_D \left(1 - \frac{\sigma_m}{R_m}\right)$
- Droite de Söderberg :  $\sigma_a = \sigma_D \left(1 - \frac{\sigma_m}{R_e}\right)$
- Parabole de Gerber :  $\sigma_a = \sigma_D \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{R_m}\right)^2\right]$

La figure 15 montre que les droites de Goodman et Söderberg pénalisent fortement la tenue en fatigue par rapport à la formule parabolique de Gerber. Cette dernière relation est intéressante dans le domaine  $\sigma_m > 0$ . En revanche, elle ne rend pas compte du comportement réel des matériaux dans le domaine des contraintes moyennes de compression.

Ce type de diagramme se poursuit en effet dans le domaine des compressions ( $\sigma_m < 0$ ). Dans cette zone les courbes expérimentales peuvent être totalement différentes suivant les matériaux (cas des fontes par exemple). Un grand nombre d'essais ont cependant montré que pour  $\sigma_m < 0$  la limite d'endurance ne chute pas aussi vite que pour  $\sigma_m > 0$ . De plus, dans ce domaine de contrainte le calcul peut se compliquer par les possibilités de flambage.

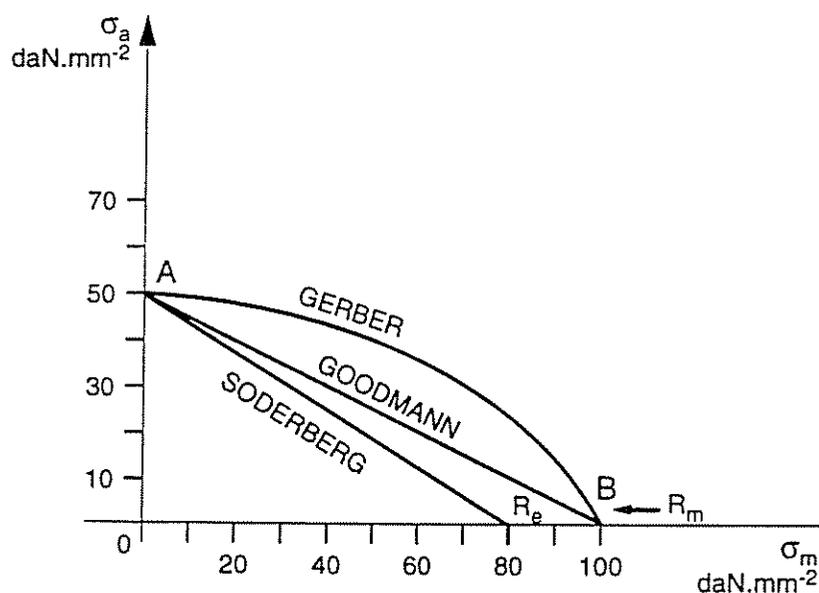


Figure 15 – Différentes représentations de la courbe AB

D'autres relations paraboliques  $f(\sigma_a, \sigma_m)$  ont été proposées pour tenir compte de l'amélioration de la tenue à la fatigue dans le domaine des compressions, telles que la relation de Bahuaud.

- Formule de Bahuaud

Bahuaud fait intervenir la résistance vraie à rupture  $R_v$  (en traction et en compression) à l'aide d'une relation de la forme :

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_D} + \frac{1}{\rho} \frac{(\sigma_m)^2}{(R_v)} + \left(1 - \frac{1}{\rho}\right) \frac{\sigma_m}{R_v} = 1 \text{ dans laquelle } \rho = \frac{R_v \text{ compression}}{R_v \text{ traction}}$$

Remarque : lorsqu'on ne connaît pas  $R_v$ , on peut estimer sa valeur à partir de la résistance à rupture conventionnelle  $R_m$  et le coefficient de striction  $Z_u$  par la relation :

$$R_v = 0,92 R_m (1 + Z_u)$$

La formule de Bahuaud est intéressante car elle tient compte de l'élargissement du domaine d'endurance dans la zone des contraintes moyennes de compression et de la résistance vraie à rupture. En revanche, elle entraîne une difficulté : la détermination de la résistance vraie à rupture en compression est difficile et mal connue. Bahuaud a montré, cependant, que la limite d'endurance en flexion rotative  $\sigma_D$  et en torsion alternée  $\sigma_D$  pouvaient être reliées à la valeur de  $\rho$  par la formule :

$$\rho = 3 \frac{(\sigma_D)^2}{(\sigma_D)}$$

Cette relation permet donc d'estimer  $\rho$  à partir des valeurs de  $\sigma_D$ ,  $\sigma_D$  connues pour l'acier considéré, en général pour les aciers  $\rho < 1,5$ .

A noter que dans le cas des pièces entaillées pour lesquelles la résistance à rupture augmente avec l'acuité de l'entaille, il peut être intéressant d'utiliser la résistance à rupture mesurée sur pièce entaillée. Cette modification du diagramme de Haigh devrait conduire à une meilleure utilisation des capacités du matériau.

#### Cas particulier des sollicitations de torsion

L'expérience montre que les matériaux ferreux sont moins sensibles à la contrainte moyenne lorsqu'ils sont soumis à des contraintes dynamiques de torsion. L'utilisation des formules précédentes conduit donc généralement à sous-estimer les capacités du matériau en fatigue de torsion.

Enfin, il faut signaler que le diagramme de Haigh, comme tous les autres diagrammes d'endurance, peut être tracé pour des valeurs de la limite d'endurance généralement déterminée à  $10^7$  cycles pour les aciers, mais également pour des nombres quelconques de cycles, comme l'indique le schéma de la figure 16. Il suffit pour cela de disposer du réseau de courbes de la figure 11c.

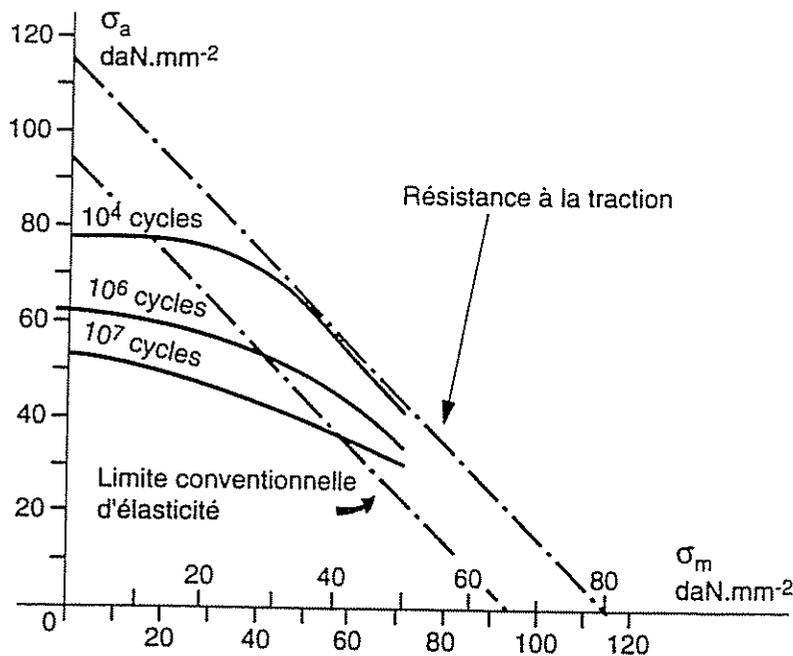


Figure 16 – Diagramme de Haigh pour des nombres de cycles différents

### 3.3.2.2. DIAGRAMME DE GOODMAN-SMITH

Sur ce diagramme les contraintes maximales  $\sigma_{\max}$  et minimales  $\sigma_{\min}$  sont représentées en fonction de la contrainte moyenne  $\sigma_m$  (figure 17).

Les points particuliers A et B précités (figure 14) se retrouvent ainsi que les différentes formes de courbes pouvant les relier (droite de Goodman, parabole de Gerber ou toute autre courbe représentative d'une fonction ajustée aux résultats d'essais).

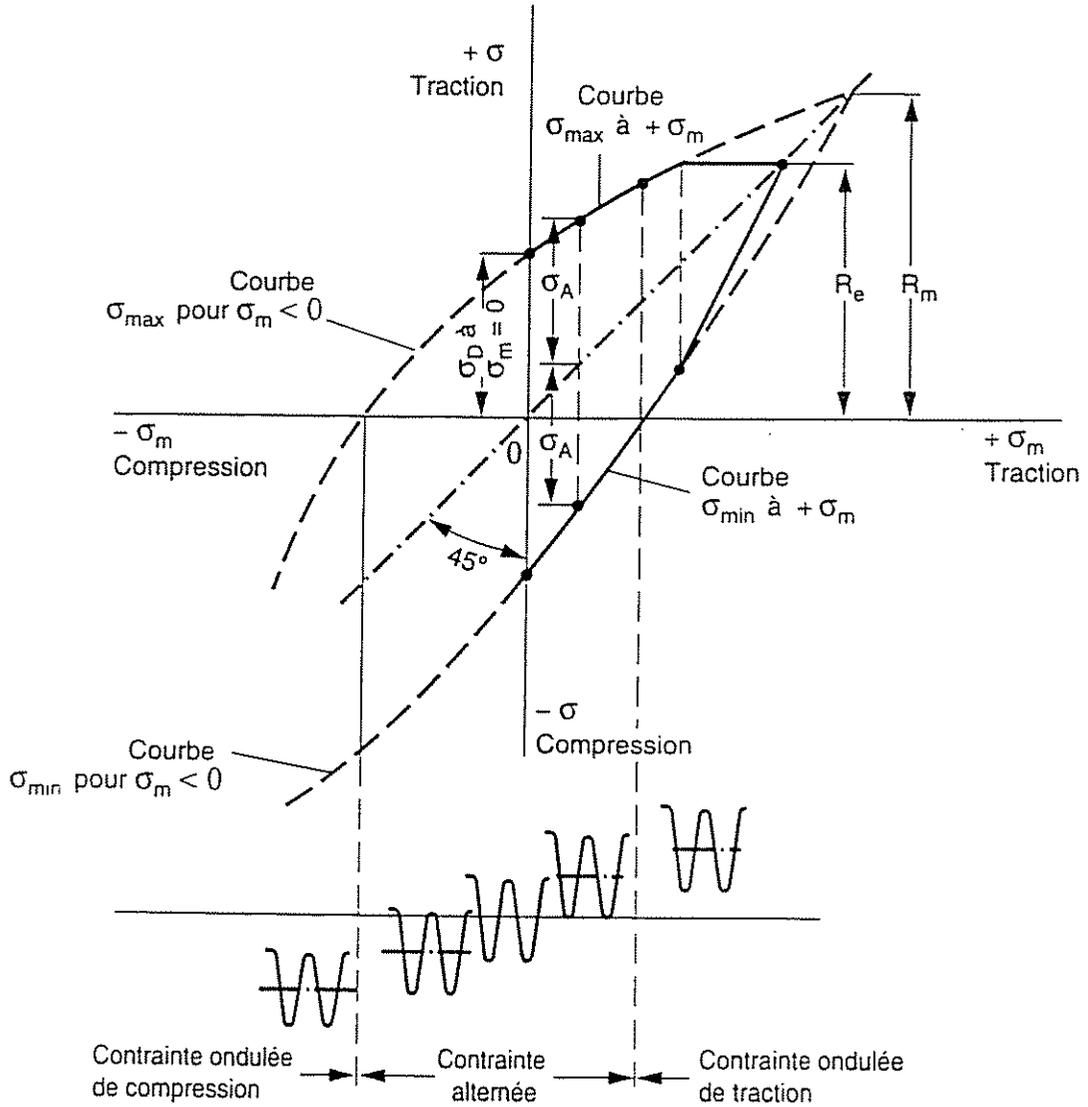


Figure 17 – Diagramme de Goodman-Smith (courbe schématique)

Le diagramme de Goodman-Smith peut aussi être tracé pour différentes durées de vie (figure 18). Cela nécessite la connaissance du réseau des courbes de Wöhler du matériau pour plusieurs valeurs de la contrainte moyenne (figure 11c).

Des exemples de diagrammes de Goodman dans le cas d'aciers traités de résistance moyenne sont donnés figures 18 à 19.

On notera que, dans le cas des aciers de faible ou de moyenne résistance, le domaine d'endurance réel est plus étendu que ce que ne laisserait prévoir la construction réalisée à partir de la droite de Goodman.

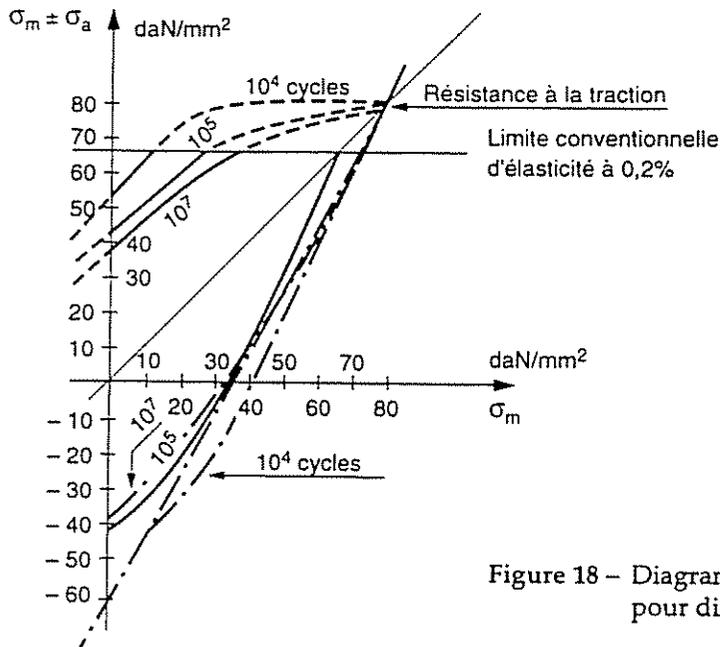


Figure 18 – Diagramme de Goodman-Smith pour différentes durées de vie

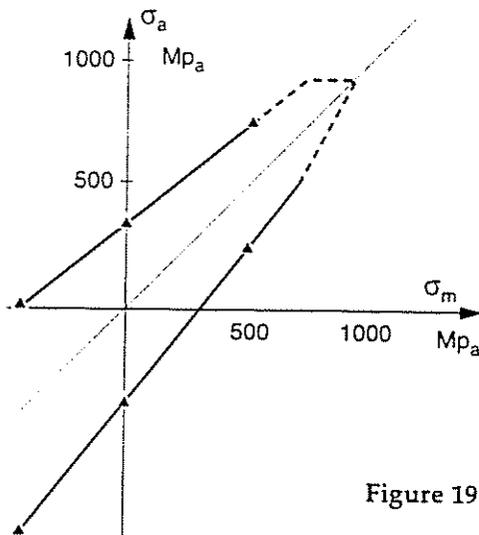
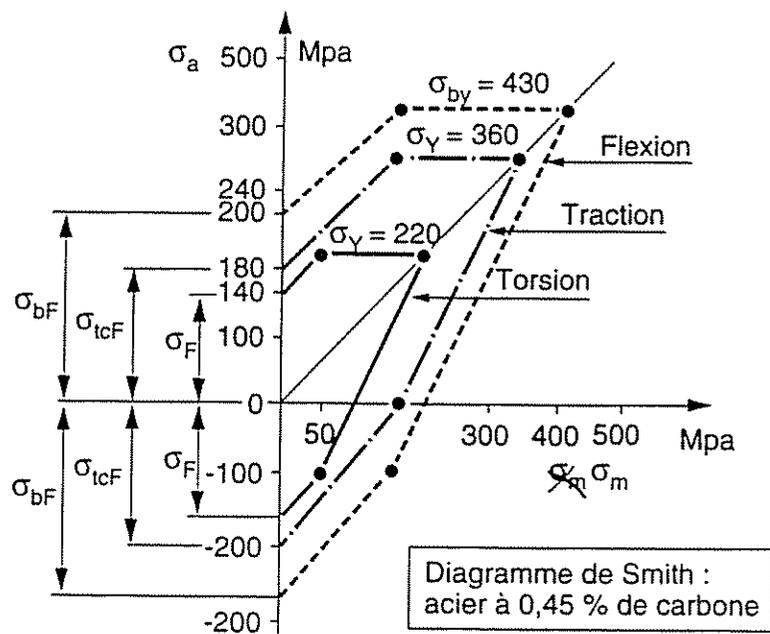
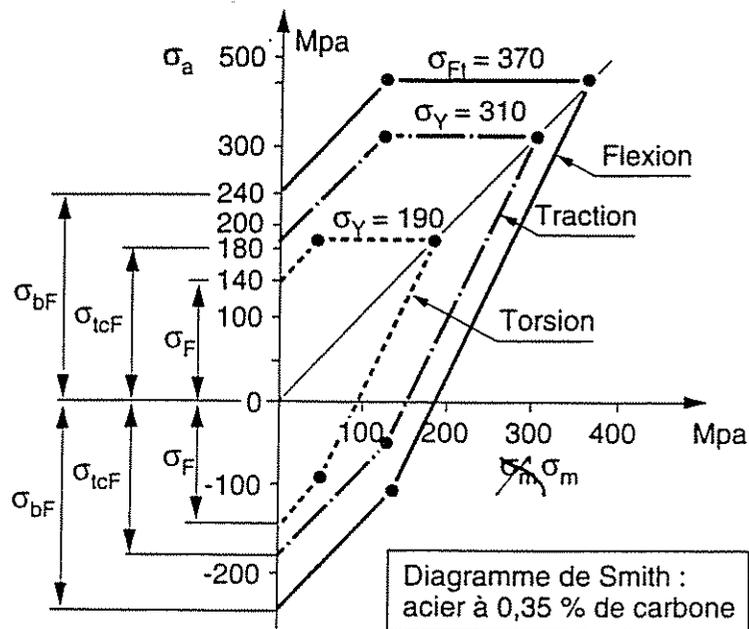


Figure 19 – Exemple de diagramme de Goodman-Smith obtenu dans le cas d'un acier 35 CD 4 traité pour  $R_m = 917 \text{ N.mm}^{-2}$  (résultats CETIM)



- σ<sub>F</sub> = limite d'endurance en torsion alternée
- σ<sub>tcF</sub> = limite d'endurance en traction compression
- σ<sub>bF</sub> = limite d'endurance en flexion rotative
- σ<sub>Y</sub> = limite d'élasticité en traction, en torsion

Figure 20 – Exemple de diagramme de Goodman-Smith obtenus dans le cas d'un aciers traités à 0,35 % et 0,45 % de carbone (diagrammes tirés de la littérature)

En revanche, dans le cas des aciers à haute résistance, l'allure du diagramme de Goodman se rapproche plus de la construction linéaire à partir de la droite de Goodman (figure 26).

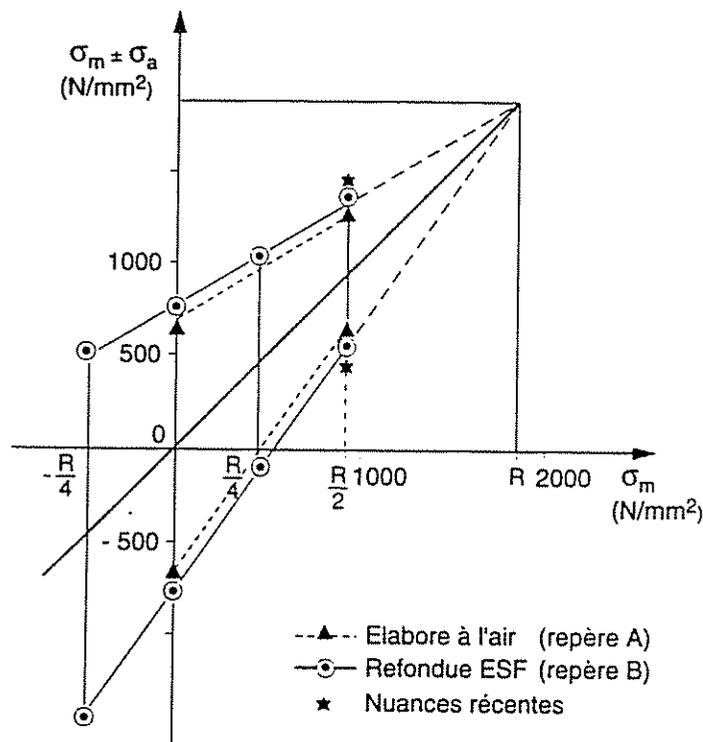


Figure 21 – Diagramme de Goodman en traction cyclique d'un acier 35 NCD 16 ( $R_m = 1900 \text{ N.mm}^2$ ). Résultat IRSID.

La construction expérimentale de ces diagrammes nécessitant beaucoup d'essais et d'éprouvettes est très coûteuse.

Par conséquent, lorsqu'il s'agira de construire un diagramme d'endurance de Haigh ou Goodman à partir de  $\sigma_D$  et  $R_m$ , on utilisera de préférence :

- la méthode VDI (voir ci-dessous) ou une relation parabolique (Gerber ou Bahuaud), dans le cas des aciers de faible ou moyenne résistance,

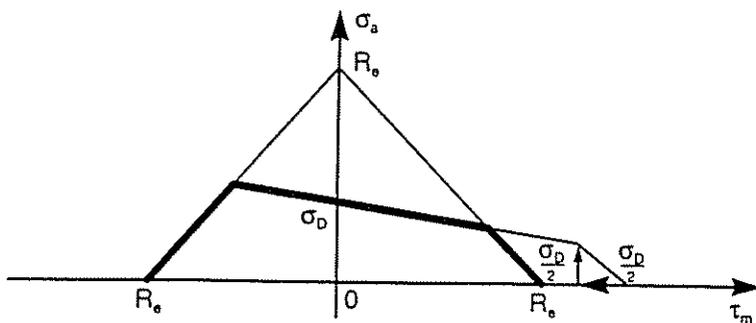


Figure 22 – Méthode VDI

- la méthode VDI dans le cas des pièces entaillées (en ne limitant pas le diagramme par la droite  $\sigma_a = R_e - \sigma_m R_e$ ),
- la droite de Goodman dans le cas des aciers à haute résistance.

## 4 - CONCEPT PROBABILISTE DE LA FATIGUE

### 4.1. ASPECT PROBABILISTE DE LA COURBE DE WÖHLER

S'il est un point qui, dans un premier temps, dérouté un peu l'expérimentateur débutant dans des essais de fatigue, c'est bien la **dispersion** qu'il observe au cours du déroulement de ceux-ci et qui peut lui faire dire que, plus que toute autre chose, cette dispersion est la caractéristique principale de la fatigue.

C'est ainsi que, pour un concepteur soucieux de prévoir un certain taux de fiabilité, il apparaîtra impossible d'utiliser directement les résultats de la courbe de Wöhler car cette courbe moyenne lui indique seulement qu'il a "autant de chances" d'obtenir une rupture, qu'une non-rupture de sa pièce ou structure, après un certain nombre de cycles sous une sollicitation donnée.

Dans un concept probabiliste, la courbe de Wöhler ne représente plus que la frontière séparant le domaine où la rupture est la moins probable (à gauche de la courbe) du domaine où la rupture est la plus probable (à droite), (figure 23).

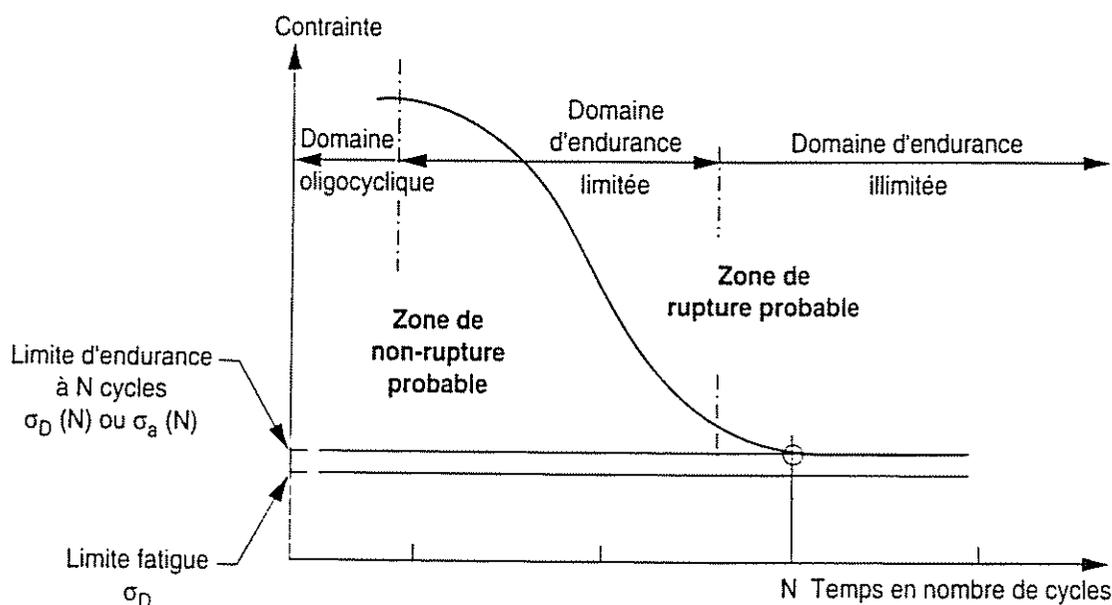


Figure 23 – Concept probabiliste de la courbe de Wöhler

### 4.2. DEFINITION DE LA FIABILITE

La fiabilité est la probabilité pour qu'un dispositif accomplisse une fonction requise dans des conditions données, pendant un temps donné.

Deux des trois éléments de cette définition sont déjà en place dans une courbe de Wöhler pour une éprouvette sollicitée en fatigue :

- "pendant un temps donné" est représenté en abscisse le nombre de cycles ( $\log N$ ),
- "dans des conditions données" est représenté en ordonnées l'effort ou la contrainte.

Il reste alors à positionner l'élément "probabilité" défini, sur un plan tout à fait général, comme le rapport entre le nombre de cas favorables à la réalisation d'un évènement au nombre de tous les cas possibles.

Pour ceci, il est nécessaire de construire les courbes d'équiprobabilité, en anglais courbes P. S. N. (Probabilistics, Stresses, Number of cycles), la courbe de Wöhler étant alors la courbe médiane à 50 % (figure 24).

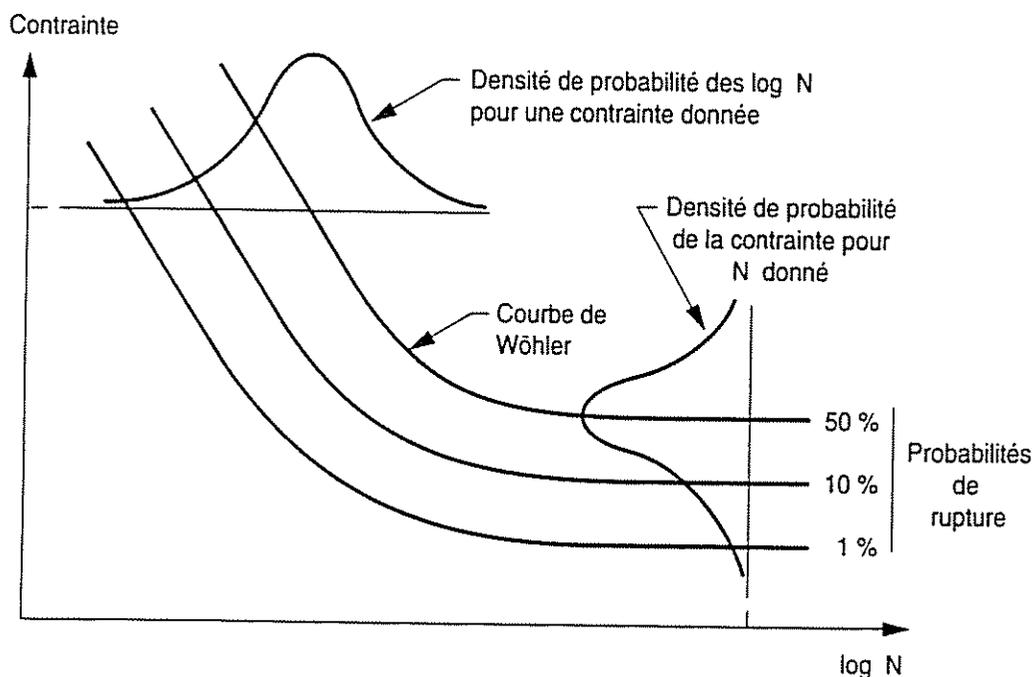


Figure 24 – Courbes d'équiprobabilité de rupture et densité de probabilité des efforts ou contrainte de  $\log N$

### 4.3. FONCTIONS DE REPARTITION DES VARIABLES ALEATOIRES EFFORT ET TEMPS

Il est couramment admis, et vérifié pratiquement par l'expérience que :

- la distribution de l'effort est normale pour un nombre de cycles donné sur l'étendue des deux domaines définis dans le chapitre précédent, c'est-à-dire celui d'endurance limitée et celui d'endurance illimitée ;
- la distribution du logarithme des nombres de cycles ( $\log N$ ) est normale pour un effort donné dans le domaine d'endurance limité (voir figure 24).

---

---

#### 4.4. RAPPELS SUCCINCTS DES CARACTERISTIQUES D'UNE LOI NORMALE

Si une variable aléatoire suit une loi normale, cette loi est entièrement définie par la moyenne  $m$  et l'écart-type  $\sigma$  de la population. La loi s'écrit alors  $N(m, \sigma)$ .

Si  $x$  désigne la réalisation de l'évènement, il est toujours possible d'introduire :

$$\text{la variable aléatoire } u = \frac{x - m}{\sigma}$$

Ceci permet d'utiliser les propriétés de la loi normale centrée réduite qui s'écrit  $N(0,1)$ , donc de moyenne 0 (centrée) et d'écart-type 1 (réduite).

- Fonction "densité de probabilité" de la loi  $N(0,1)$  :

$$f(u) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{u^2}{2}}$$

Cette fonction se présente sous la forme d'une courbe en cloche symétrique (figure 25).

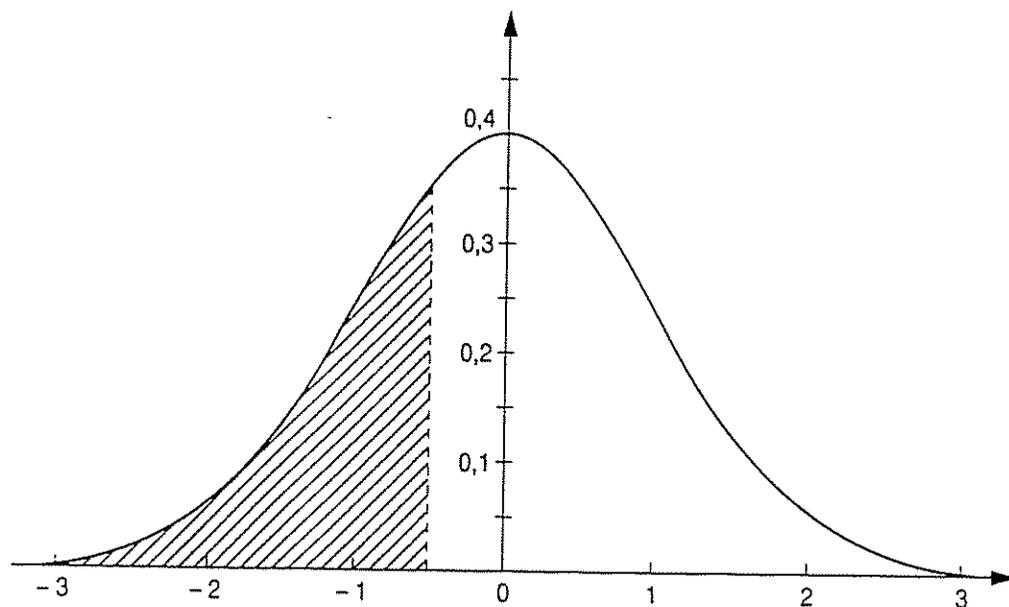


Figure 25 – Densité de probabilité de la loi  $N(0,1)$

- Fonction "intégrale" ou "fonction de répartition" :

$$F(z) = \int_{-\infty}^z f(u) du$$

Cette fonction traduit la probabilité qu'a la variable  $z$ , représentant la population d'être inférieure à une certaine valeur  $x$  (figure 25).

- En terme de **défaillance**, donc en utilisant le temps comme variable aléatoire et ceci sur un plan général, quelle que soit la loi suivie par cette variable aléatoire, la fonction de répartition  $F(t) = \int_0^t f(u) du$  exprime la probabilité qu'a l'évènement de se produire avant l'instant  $t$ .

- Fonction de "fiabilité" :

Cette fonction notée  $R(t)$  représente la probabilité de survie à une valeur égale ou supérieure à  $t$  ; elle se déduit donc directement de la fonction de répartition par la relation :

$$R(t) = 1 - F(t)$$

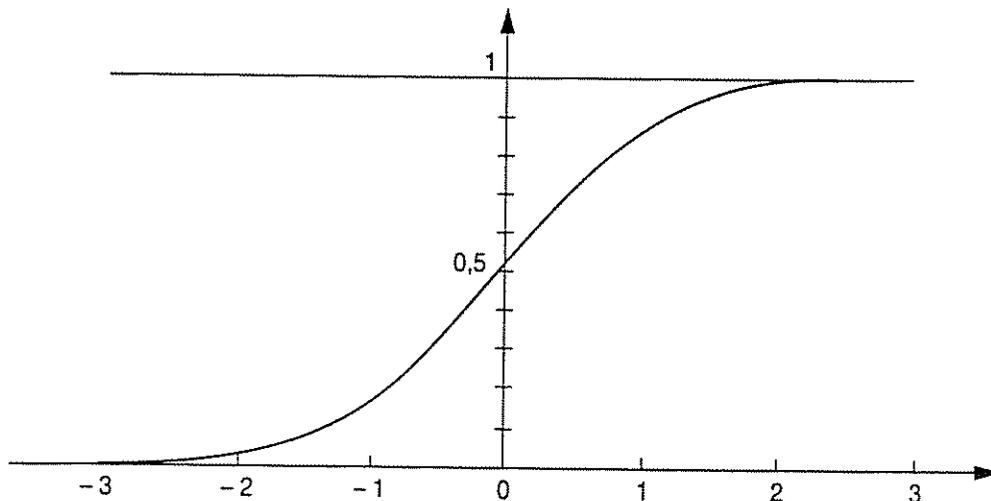


Figure 26 – Fonction de répartition

- **Méthode et exemple**

Explicitons la marche à suivre à l'aide d'un exemple constituant un élément d'essais réels sur crochets.

Un effort de traction sinusoïdal ondulé ( $F_{\min} = 2000 \text{ N}$ ,  $F_{\max} = 22000 \text{ N}$ ) est appliqué sur dix crochets.

Le résultat des essais, après classement par ordre croissant permet de tracer la droite de Henry de la figure 27.

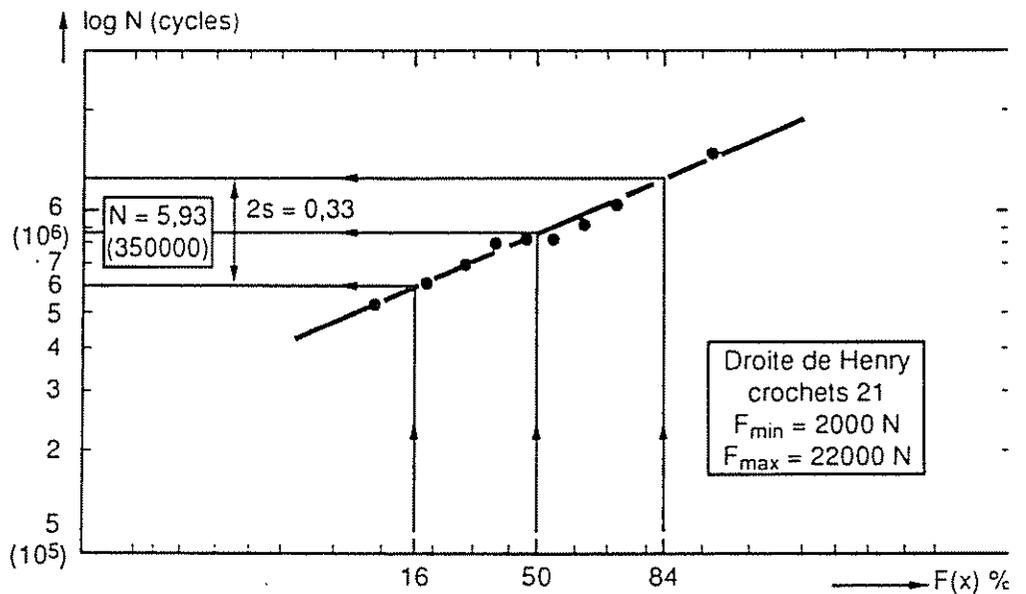


Figure 27 – Droite de Henry

Au paragraphe 4.3 nous avons vu que la loi, dans ce domaine de la courbe de Wöhler, est log-normale. L'échelle des résultats d'expérience  $x$  est donc logarithmique, ce qui ne change rien au traitement des résultats qui permettent par ce biais de :

- vérifier que pour un effort donné, les nombres de cycles à rupture sont distribués suivant une loi log-normale, puisque les couples des points  $\log N$ ,  $F(u)$  sont alignés ;
- estimer la moyenne par  $m = 5,93$  (860000 cycles) correspondant à  $F(x) = 50 \%$  ;
- estimer l'écart-type empirique par  $s = \frac{0,33}{2} = 0,165$ .

Nous avons vu que :

- pour un effort ou contrainte donné, les nombres de cycles à rupture sont distribués suivant une loi log-normale ou, ce qui revient au même, les logarithmes des nombres de cycles à rupture sont distribués suivant une loi normale appelée loi  $N(\log N, \sigma_{\log N})$  dans le domaine d'endurance limitée ;
- pour un nombre de cycles donné, donc a fortiori, pour la censure à la limite d'endurance, les efforts ou contraintes sont distribués suivant une loi normale appelée loi  $N(\overline{\sigma}_D, \sigma_{\sigma D})$ .

Ces deux propriétés sont extrêmement précieuses, car connaissant la moyenne  $m$  et l'écart-type  $\sigma$  de la population entièrement expérimentée, il est possible de déterminer le pourcentage de ruptures au-delà d'un certain nombre d'écart-types à partir de la moyenne en se référant aux tables de la loi normale centrée réduite.

- Opération  $m - k\sigma$

exemples :

- >  $m - 1\sigma$  correspond à 15,87 % de ruptures
- >  $m - 1,28\sigma$  correspond à 10,00 % de ruptures
- >  $m - 2\sigma$  correspond à 2,28 % de ruptures
- >  $m - 3\sigma$  correspond à 0,13 % de ruptures

Mais les essais sont réalisés à partir d'un échantillonnage exhaustif dans une population de moyenne  $m$  et d'écart-type  $\sigma$  inconnus. Les résultats obtenus sont donc uniquement valables pour un niveau de confiance  $\gamma = 0,5$  en remplaçant  $m$  par la moyenne  $\bar{x}$  de l'échantillon et  $\sigma$  par l'écart-type empirique  $s$  de cet échantillon.

Vouloir ajuster des courbes d'équiprobabilité représentatives de la population à partir de cet échantillon revient alors à introduire un niveau de confiance supérieur à 0,5, ce qui a pour conséquences immédiates de :

- diminuer la contrainte admissible pour une probabilité de rupture donnée, opération  $\bar{x} - ks$  au lieu de  $m - K\sigma$ , avec  $k > K$  ;
- déterminer l'intervalle de confiance contenant la vraie valeur de la moyenne  $m$ .

Le problème revient donc à :

- déterminer un nombre  $k$  tel que la probabilité de la variable  $\bar{x} - ks$  de ne pas dépasser  $m - k\sigma$ , soit exactement  $\gamma$  :

$$k = f(p, n, \gamma) \longrightarrow \begin{array}{l} P - \text{Probabilité de non rupture ;} \\ n - \text{Nombre d'échantillons ;} \\ \gamma - \text{Niveau de confiance.} \end{array}$$

La valeur de  $k$  est donnée dans des tables statistiques sur différentes valeurs de  $P, n, \gamma$ .

- Exemple pratique

De façon à illustrer les propos précédents, il nous a semblé bon de raisonner sur un exemple concret à l'aide d'essais réalisés en laboratoire dans le cadre de la normalisation, mais aussi sur des pièces réelles, par exemple des crochets de levage réclamant un haut degré de sécurité.

Reprenons le palier  $F_{\max} = 22000 \text{ N}$

- Détermination de la moyenne de l'échantillon  $\bar{x}$  :

$$\bar{x} = \frac{1}{n} \sum x_i = 5,9331$$

Cette valeur correspond à une valeur de  $\bar{N}_R$  donné par :

$$\text{Log } \bar{N}_R = 5,9331 \longrightarrow \bar{N}_R = 857 \times 10^3 \text{ cycles}$$

La courbe de Wöhler ou courbe médiane ( $p = 0,5, \gamma = 0,5$ ) passe donc pour  $F_{\max} = 20000 \text{ N}$  par  $N = 857 \times 10^3 \text{ cycles}$  (graphiquement  $N_R \simeq 860 \times 10^3 \text{ cycles}$ ).

- Détermination de l'écart-type empirique  $s$  :

$$s = \frac{\sum (x_i - \bar{x})^2}{\sqrt{n-1}} = 0,1375$$

(graphiquement  $s \approx 0,165$ ).

- Détermination des nombres de cycles à rupture pour une probabilité de rupture  $p \neq 0,5$  et un niveau de confiance  $\gamma$

1<sup>er</sup> cas :  $\gamma = 0,5$

Si pour ce niveau de confiance, 1 % seulement des crochets testés à ce niveau de charge doit casser avant d'effectuer un nombre de cycles  $N$  tel que  $\log N = \bar{x} - ks$ , avec  $k = 3,205$  (donné par les tables statistiques).

$$\log N (p = 0,001 ; \gamma = 0,5) = 5,9331 - 3,205 \times 0,1375 = 5,4923$$

Donc :

$$N (p = 0,001 ; \gamma = 0,5) = 311000 \text{ cycles}$$

2<sup>ème</sup> cas :  $\gamma = 0,95$

Pour ce niveau de confiance, 1 % seulement des crochets testés à ce niveau de charge doit casser avant d'effectuer un nombre de cycles  $N$  tel que  $\log N = \bar{x} - ks$ , avec  $k = 5,203$  (donné par les tables statistiques).

Soit :

$$\log N (p = 0,001 ; \gamma = 0,95) = 5,9331 - 5,203 \times 0,1375 = 5,2175$$

Donc :

$$N (p = 0,001 ; \gamma = 0,95) = 165000 \text{ cycles}$$

Le point à 875000 cycles de la courbe de Wöhler ( $p = 0,5 ; \gamma = 0,5$ ) devient donc un point à 165000 cycles lorsqu'une très grande sécurité est recherchée.

- Détermination de l'intervalle de confiance ( $\gamma = 0,95$ ) de la moyenne  $m$  de la population :

Rappelons les valeurs déjà calculées :

$\bar{x} = 5,9331$  (moyenne de l'échantillon),

$s = 0,1375$  (écart-type empirique de l'échantillon).

A partir de la confiance  $\gamma = 0,95$  c'est-à-dire un risque d'erreur admis de 5 % on définit  $\beta_1$  et  $\beta_2$  tels que :

$$\beta_1 = \frac{1-\gamma}{2} \text{ et } \beta_2 = \frac{1+\gamma}{2}$$

Soit ici :

$$\beta_1 = \frac{1-0,95}{2} = 0,025 \text{ et } \beta_2 = \frac{1+0,95}{2} = 0,975$$

Les tables statistiques indiquent que pour le nombre de degrés de liberté on peut calculer les valeurs  $t_{\beta_1}$  et  $t_{\beta_2}$  tels que pour  $\nu = n - 1 = 10 - 1 = 9$  :

$$t_{0,025} = -2,26 \text{ et } t_{0,975} = +2,26$$

Les limites de l'intervalle de confiance seront donc égales à :

$$\log N = \bar{x} \pm t_{\beta} \frac{s}{\sqrt{n}} = 5,9331 \pm 2,26 \times \frac{0,1375}{\sqrt{10}} = 5,9331 \pm 0,0983$$

D'où :

$N_{\text{sup}} = 1075000 \text{ cycles}$ $N_{\text{inf}} = 684000 \text{ cycles}$
--

Au risque  $\alpha = 0,05$  de se tromper, la vraie durée de vie moyenne  $m$  de la population des corchets testés est comprise entre les deux valeurs calculées ci-dessus.

Les calculs sont ainsi menés pour chaque palier réalisé et les points obtenus permettent de tracer au mieux la partie des courbes d'équiprobabilité dans le domaine d'endurance limité.

L'exploitation des essais en escalier (méthode stair-case) réalisés à la limite d'endurance donne les résultats suivants :

$$\left. \begin{array}{l} F_D 10^7 = 18580 \text{ N} \\ s = 1790 \text{ N} \end{array} \right\} \rightarrow \nu = 9,6 \% = \frac{s}{x}$$

- Calcul des efforts admissibles à la limite d'endurance avec  $p < 0,5$  et  $\gamma > 0,5$

Il a été vu que le facteur  $k$  dépend du nombre d'essais  $n$ . Or, la méthode de l'escalier n'utilise que  $(n - 1)/2$  résultats (rupture ou non rupture). Une indétermination existe alors sur le nombre d'essais à prendre en compte. Il nous a semblé judicieux de considérer deux cas possibles :

1<sup>er</sup> cas :  $n \geq 15$

L'écart-type empirique  $s$  est alors estimé avec une assez bonne approximation et, dans un esprit conservatif  $n$  ou  $s$  prendrons en compte  $(n - 1)/2$  essais, tout en sachant que les résultats pêcheront par excès, mais de plus en plus faiblement lorsque  $n$  augmentera (4 à 5 % pour  $n = 21$ ).

2<sup>ème</sup> cas :  $n < 15$

L'incertitude sur  $s$  est telle qu'il est fallacieux de réaliser des calculs probabilistes.

Dans les conditions expérimentales utilisée, le nombre de crochets  $n$  pris en compte est égal à  $(25 - 1)/2 = 12$  ; les tables statistiques donnent alors pour  $p = 0,001$  et  $\gamma = 0,95$  :  $k = 4,9$ .

Soit :

$$F_D (p = 0,001 ; \gamma = 0,95) = 18580 - 4,9 \times 1790 = 9810 \text{ N}$$

- 
- 
- Intervalle de confiance ( $\gamma = 0,95$ ) de la limite d'endurance

$$v = 12 - 1 = 11 \text{ (v nombre de degrés de liberté)}$$

- pour  $\beta_1 = 0,025$   $t_{0,025} = - 2,20$

- pour  $\beta_2 = 0,975$   $t_{0,975} = + 2,20$

D'où les limites de l'intervalle :

$$F_D \pm t_{\beta} \frac{s}{\sqrt{n}} = 18580 \pm 2,20 \times \frac{1790}{\sqrt{12}} = (18580 \pm 1140) \bar{N}$$

Au risque  $\alpha = 0,05$  de se tromper, la limite d'endurance de la population des crochets est comprise entre 17440 et 19720 N.

---

---

## 5 - METHODES D'ESSAIS EN LIMITE D'ENDURANCE

### 5.1. METHODES DE DETERMINATION D'UNE ESTIMATION DE LA LIMITE D'ENDURANCE A N CYCLES ET DE SON ECART-TYPE

De nombreuses méthodes sont utilisées pour estimer la valeur de la limite d'endurance pour un nombre de cycles  $N$  (généralement  $N = 10^7$  cycles). Mais, la plupart de ces méthodes ne permettent pas de caractériser la dispersion des résultats d'essais à l'aide de l'écart-type. Lorsqu'il s'agit de choisir une méthode d'essais, il importera donc bien d'analyser ce que l'on cherche : valeur de la limite d'endurance seule, ou avec la caractérisation de la dispersion. Ce choix conditionnera généralement le nombre minimum de pièces à réaliser et la durée de l'essai.

On ne présentera pas ici les diverses méthodes qui ne permettent qu'une estimation approchée de la limite d'endurance :

- méthode de Locati et Prot,
- méthode de reclassement des données,
- méthode des  $K...$  éprouvettes.

Les méthodes qui conduisent à une bonne estimation de la limite d'endurance et qui permettent sous certaines conditions de caractériser la dispersion des résultats d'essais par l'écart-type sont les suivantes :

- la méthode des probits (cette méthode étant très coûteuse en éprouvettes n'est guère utilisée),
- la méthode de l'escalier,
- le tracé de la courbe de Wöhler probabilisée.

#### 5.1.1. METHODES DE L'ESCALIER

##### Principe

Pour une durée maximale d'essai  $N$  choisie, on définit un échelonnement de niveau de contraintes espacées selon une progression arithmétique. Le pas d'échelonnement  $d$  doit être de l'ordre de grandeur de l'écart-type estimé. On cherche à encadrer la limite d'endurance par une succession de ruptures et de non ruptures.

##### Validité de la méthode

On obtient une bonne précision sur  $\sigma_D$  pour 15 à 20 éprouvettes. Pour obtenir une estimation précise de l'écart-type, il faut au moins 50 éprouvettes. Dans la pratique, on calcule toujours l'écart-type, même si on ne fait l'essai que sur 15 à 20 éprouvettes ; mais dans ce cas, la valeur de l'écart-type obtenue doit être considérée avec la plus grande prudence.

*Pour un nombre d'éprouvettes raisonnable (15 à 20), la méthode de l'escalier conduit à une bonne précision sur  $\sigma_D$  et à une estimation approchée de  $s$ . Cette méthode ne comporte pas d'aléas. C'est la méthode qui est la plus couramment utilisée pour déterminer la limite d'endurance.*

---

---

## 5.2. TRACE DE LA COURBE DE WÖHLER - ESTIMATION DE LA LIMITE D'ENDURANCE A PARTIR D'UNE FORMULE ANALYTIQUE DE LA COURBE DE WÖHLER

### 5..2.1. PRINCIPE

La méthode permettant le tracé point par point de la courbe de Wöhler probabilisée a été exposée. Mais, il est possible de tracer une courbe de Wöhler complète en utilisant une formule analytique représentative de l'évolution de la contrainte appliquée en fonction du nombre de cycles à rupture.

La méthode consiste à essayer des éprouvettes à différents niveaux de charge. On essaie, par exemple, cinq éprouvettes à cinq niveaux de charge différents répartis de la zone des faibles durées de vie ( $10^5$  cycles) à la zone d'endurance (de  $2.10^6$  à  $10^7$  cycles).

Puis, à l'aide d'un programme de calcul traité par ordinateur, la courbe de Wöhler est lissée à partir d'un modèle à quatre paramètres. Le lissage de la courbe de Wöhler permet alors, à partir d'essai à faible durée de vie de déterminer la limite d'endurance conventionnelle (à  $10^7$  cycles par exemple). Ce type d'essai a l'avantage de raccourcir très nettement la durée des essais (de 50 % environ), par rapport à une méthode classique dans laquelle toutes les éprouvettes sont essayées dans la zone d'endurance.

La répartition des niveaux sur l'échelle des contraintes doit être régulière et aller des plus faibles durées de vie ( $10^5$  cycles) à la zone d'endurance. Il est important de signaler que, pour cette méthode, il est nécessaire de réaliser des essais à un ou plusieurs niveaux situés au voisinage de la zone d'endurance.

L'équation à quatre paramètres choisie par Bastenaire a été mise au point à l'aide d'essais très nombreux sur les aciers. Elle est de la forme :

$$N + B = \frac{A \times e^{-C(S-E)}}{S - E}$$

où A, B, C sont des constantes de l'équation, E la limite de fatigue et S la contrainte de travail de la pièce. N est le nombre de cycles à rupture.

Le programme peut ainsi essayer de lisser la courbe pour quatre options différentes :

$$B = C = 0 \qquad B = 0, C \neq 0 \qquad B \neq 0, C = 0 \qquad \text{Formule générale}$$

Le programme de calcul permet ensuite le tracé des points expérimentaux de la courbe de Wöhler lissée et des courbes d'isoprobabilité de rupture à tous les niveaux de contraintes.

De nombreuses autres formules ont été proposées pour représenter l'équation de la courbe de Wöhler. La formule à quatre paramètres représentée ci-dessus est la plus générale et permet d'ajuster l'équation à de nombreux aciers.

## 5.2.2. CONDITIONS D'EXECUTION DE LA METHODE

Les niveaux d'essais doivent être régulièrement répartis sur tout le domaine de la courbe de Wöhler, par exemple, le premier niveau entre 2 et  $5 \cdot 10^6$  cycles pour le domaine d'endurance, dernier niveau vers  $10^5$  à  $5 \cdot 10^5$  cycles pour les faibles durées de vie.

Il est nécessaire d'avoir au minimum un niveau d'essai dans la zone d'endurance comportant plusieurs éprouvettes non rompues.

Pour permettre les calculs statistiques sur chacun des niveaux d'essais, il faut au moins 5 à 10 éprouvettes par niveau d'essais.

On trouvera ci-après un exemple de tracé de la courbe obtenue sur des vis sollicitées en traction ondulée ; la courbe de Wöhler obtenue est probabilisée. La vérification de la qualité de l'ajustement du tracé obtenu peut être réalisé à l'aide des droites de Henry tracées pour chaque niveau d'essai (figure 29). Le parallélisme des droites de Henry indique l'égalité des écarts-types pour tous les niveaux d'essais, la pente des droites de Henry étant l'inverse de l'écart-type. D'autre part, le programme de calcul peut déterminer pour chaque lissage le rapport des variances. Lorsque ce lissage est correct, ce rapport doit être voisin de 1.

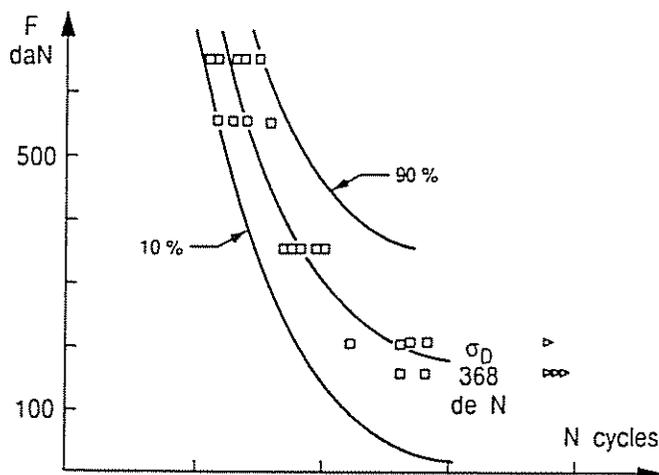
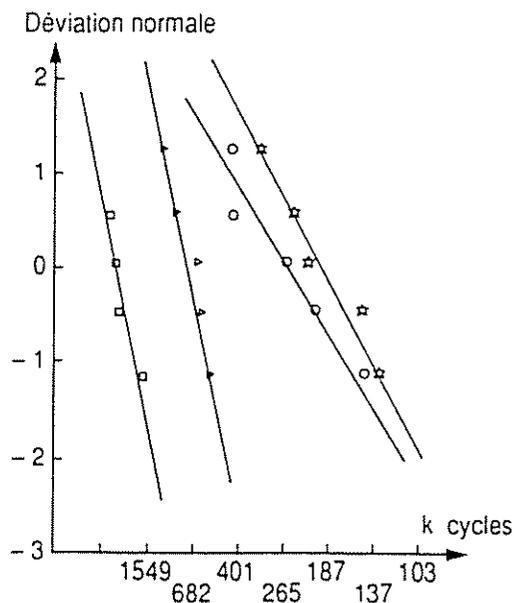


Figure 28 – Méthode de Bastenaire : courbe de Wöhler probabilisée obtenue pour 25 pièces réparties sur 5 niveaux

Figure 29 – Méthode de Bastenaire : droites de Henry obtenues pour 25 pièces réparties sur 5 niveaux.

- Les 4 tracés A, B, C, D montrent que la dispersion suit une loi normale.
- La variation de pente des droites C et D montre une variation de la dispersion de l'écart-type plus élevée que pour les essais A et B



### 5.2.3. VALIDITE DE LA METHODE

Cette méthode est inutilisable pour un nombre d'éprouvettes de 25, surtout lorsque les essais présentent une dispersion importante comme c'était le cas pour des pièces mécaniques brutes de fabrication. Elle a l'avantage de donner une bonne estimation de la courbe de Wöhler, de la limite d'endurance et de l'écart-type sur cette valeur. Elle donne, en outre, les courbes d'isoprobabilité de rupture. la durée des essais est pour cette méthode inférieure de moitié à celle que nécessiterait une méthode de l'escalier effectuée avec le même nombre d'éprouvettes. Mais, malheureusement, elle consomme un plus grand nombre d'éprouvettes.

Cette méthode est à utiliser lorsqu'on désire obtenir une courbe de Wöhler probabilisée. Elle peut s'utiliser en complément de la méthode de l'escalier en procédant de la manière suivante :

- réalisation de la méthode de l'escalier classique sur 15 éprouvette environ ;
- complément des niveaux de l'escalier pour obtenir au moins 5 éprouvettes par niveaux dans le domaine des charges exploré au cours de la réalisation des essais en escalier ;
- réalisation de 2 à 3 essais par niveaux pour des durées de vie plus faibles ;
- tracé de la courbe de Wöhler à l'aide de l'ensemble des résultats d'essais. On obtient aussi à l'aide de cette courbe une seconde valeur de la limite d'endurance qu'on peut comparer à celle obtenue par la méthode de l'escalier.

### 5.2.4. ESTIMATION DE LA LIMITE DE FATIGUE EN FONCTION DE LA RESISTANCE A RUPTURE ( $R_m$ )

Lorsqu'on ne peut pas réaliser des essais on peut cependant estimer grossièrement la limite d'endurance en flexion rotative en fonction de la résistance à rupture en utilisant des diagrammes comme ci-dessous.

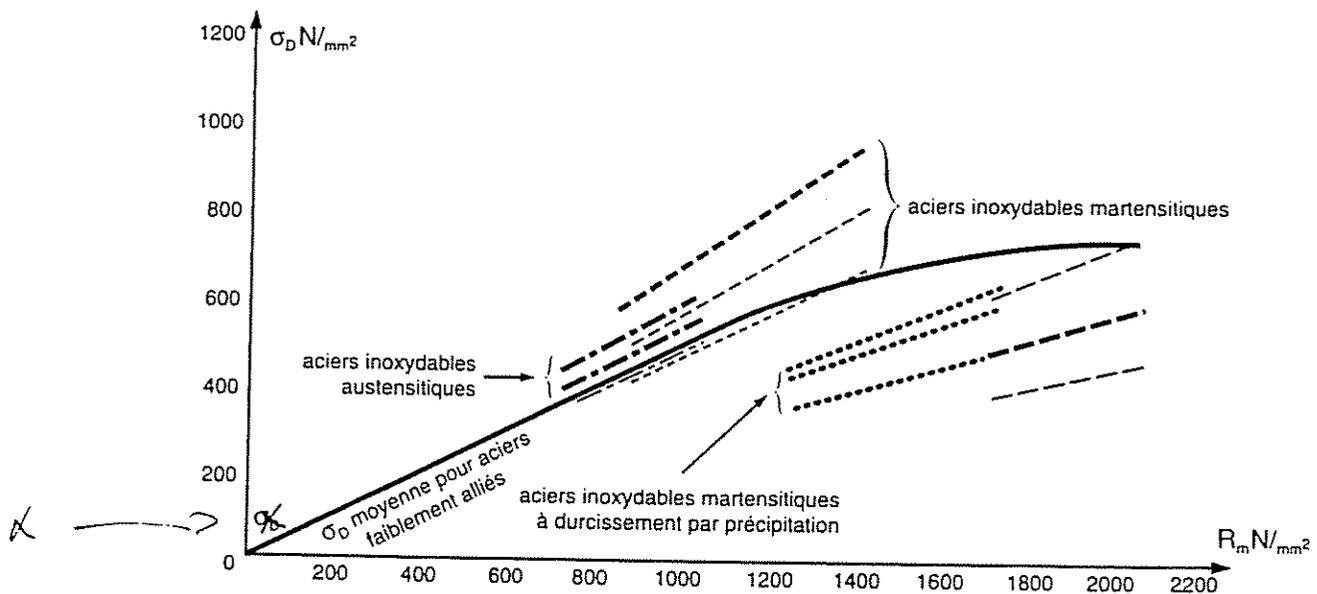


Figure 30 – Evolution de la limite d'endurance en flexion rotative en fonction de la résistance à rupture ( $10^7$  cycles résultats ESDU)

---

---

### 5.3. CONCLUSION

On peut résumer l'intérêt de la méthode de l'escalier et de BASTENAIRE :

- La méthode de l'escalier est celle qui conduit, en général, à une estimation la plus précise de la limite d'endurance pourvu qu'on utilise au moins 15 à 20 éprouvettes. Cette méthode est la plus utilisée actuellement lorsqu'on désire obtenir des résultats corrects. Elle a l'avantage de donner de bons résultats, même lorsque la valeur du pas a été, au départ, légèrement mal estimée. Le choix d'un mauvais niveau de départ ne porte pas à conséquence pour le résultat final. Les inconvénients de cette méthode sont le nombre de pièces nécessaires et la durée d'essais qui sont élevés. Il faut cependant être prudent sur l'estimation de l'écart-type lorsque le nombre d'éprouvettes est inférieur à 50.
- La méthode de Bastenaire est très intéressante à plus d'un titre. Elle permet le tracé complet de la courbe de Wöhler, des courbes d'isoprobabilités de rupture, et une détermination correcte de la limite d'endurance lorsqu'on utilise un nombre de pièces suffisant (25 à 30 au moins). D'autre part, elle raccourcit la durée d'essai d'environ 50 % comparativement aux autres méthodes.

Son inconvénient majeur est le nombre de pièces élevé qu'elle nécessite. En fait, il est intéressant d'utiliser cette méthode en complément d'un essai en escalier, celui-ci permettant de déterminer la limite d'endurance avec précision, et la méthode de Bastenaire (courbe de Wöhler probabilisée).

En conclusion, nous proposons d'utiliser la méthode de l'escalier avec la courbe de Wöhler probabilisée.

Tableau récapitulatif des méthodes à utiliser

	Objet déterminé	Nombre d'essais	Degré de précision	Nécessité d'essais préliminaires	Possibilité d'utiliser plusieurs machines d'essais	Sécurité de la méthode	Richesse d'information obtenue par la méthode
Probit	$\sigma_D$ et $s$	80 à 100	excellent	oui	oui	oui	$\sigma_D$ et $s$
Escalier classique	$\sigma_D$ et $s$	50 à 70 15 à 20	excellent bon ( $\sigma_D$ )	non	non	oui	$\sigma_D$ et $s$ (recommandée)
Escalier court	$\sigma_D$	5 à 10	moyen	non	oui	oui	$\sigma_D$ et $s$ (recommandée)
Itération classique	$\sigma_D$	10 à 15	moyen	oui	non	non	$\sigma_D$
Itération accélérée	$\sigma_D$	5 à 10	bon	oui	non	oui	$\sigma_D$ et $s$ (recommandée)
Méthodes analytiques	$\sigma_D$ 's courbe de Wöhler	30 à 40	bon	non	oui	oui	$\sigma_D$ 's et courbe de Wöhler (recommandée)
Locati	essais préliminaires $\sigma_D$	1	grossier				
Prot	essais préliminaires $\sigma_D$	10 à 20	grossier				
Reclassement des données	essais préliminaires $\sigma_D$	10 à 20	grossier		oui	oui	doivent être considérées comme des méthodes de dégrossissage

---

---

## 6 - INFLUENCE DE DIVERS FACTEURS SUR LA LIMITE D'ENDURANCE DES ACIERS

### 6.1. INFLUENCE DE LA TEMPERATURE

De nombreux résultats d'essais montrent que le rapport d'endurance ( $\sigma_D/R_m$ ) reste généralement constant lorsque la température varie. La limite d'endurance variera donc dans le même sens que les caractéristiques mécaniques des aciers lorsque ceux-ci seront soumis à des sollicitations de fatigue à une température autre que la température ambiante. On pourra donc prévoir la limite d'endurance à partir des courbes de variation de la résistance à la rupture en fonction de la température.

#### Fatigue à basse température

La résistance à rupture augmente lorsque la température diminue, il en sera de même de la limite d'endurance. Dans le cas des pièces ou éprouvettes entaillées, il faudra cependant tenir compte de la diminution, voire la disparition du phénomène d'adaptation à fond d'entaille. A basse température, la valeur du coefficient de concentration de contrainte effectif  $K_f$  aura tendance à se rapprocher de la valeur  $K_t$ . Par ailleurs à basse température des problèmes de fragilité (chute de la résilience) devront être pris en compte.

#### Fatigue à haute température

Généralement, lorsque la température croît notablement on observe une baisse de la résistance à rupture et une baisse encore plus forte de la limite d'élasticité. Cette règle générale peut cependant être contrariée par les phénomènes métallurgiques qui peuvent advenir pour certains types d'acier (vieillessement et durcissement structuraux par exemple). Pour les aciers courants, on considère que la température ne modifiera pas la limite d'endurance jusqu'à 150°C environ. Par ailleurs à haute température ( $t > 400$  à 500°C) il faudra tenir compte des problèmes de fluage.

### 6.2. INFLUENCE DE LA CORROSION

La corrosion peut intervenir de plusieurs manières sur la tenue enservice des pièces ou ensembles mécaniques :

- en l'absence de sollicitation dynamique, la corrosion peut entraîner la fissuration progressive de pièces chargées statiquement dans un milieu agressif, c'est la corrosion sous contrainte ;
- les efforts dynamiques interviennent sur la pièce, alors que celle-ci a subi une corrosion préalable ; il s'agit alors ici d'une rupture par fatigue seule, amorcée sur une piqûre de corrosion qui joue alors le même rôle qu'une entaille ; dans ce cas le matériau présente encore une limite de fatigue mais plus basse que la pièce non corrodée ;
- la fatigue et la corrosion agissent simultanément ; c'est bien sûr ce dernier cas qui conduit à la plus forte diminution de la résistance à la fatigue du matériau métallique. En général, en fatigue corrosion, la courbe de Wöhler ne présente plus d'asymptote et il n'est donc plus possible de déterminer une limite d'endurance comme c'était le cas dans la fatigue à l'air.

---

---

### 6.3. INFLUENCE DE LA FREQUENCE

Dans un domaine de fréquence restreint recoupant, par exemple, celui de la mécanique générale et des machines d'essais classiques (5 à 100 Hz), on considère qu'en l'absence d'échauffement ou de corrosion, la fréquence d'essai n'a aucune influence sur la limite d'endurance des aciers.

Cependant, lorsque la fréquence augmente dans des proportions importantes, on observe en règle générale une amélioration de la limite d'endurance ; ce renforcement du métal aux fréquences élevées est dû à la diminution de la durée d'application de la contrainte maximale.

Il faut cependant noter que même si la fatigue augmente lorsque la fréquence croît, on atteint beaucoup plus vite le nombre de cycles qui conduisent à la rupture.

Par ailleurs dans le cas de la fatigue-corrosion (chargement cyclique en présence d'un milieu corrosif) la fréquence a une grande influence sur la résistance à la fatigue. Plus la fréquence sera basse, plus la durée de vie sera faible (dans ce cas, ....., l'asymptote de la courbe de Wöhler n'existe plus pour la plupart des aciers).

## 7 - INFLUENCE DES FACTEURS GEOMETRIQUES SUR LA TENUE EN FATIGUE DES ACIERS

### 7.1. EFFET D'ENTAILLE

Dans l'optique classique actuelle bien connue de la fatigue, nous avons tenté dans ce chapitre de faire le point sur les différents facteurs utilisés en face d'une entaille, en nous basant sur le plus grand nombre possible de résultats expérimentaux.

Nous verrons, en particulier, que l'indice de sensibilité à l'entaille appelé  $q$  est non seulement une notion fautive, mais, de plus, dangereuse, car pouvant conduire à des erreurs grossières de conception. Bien évidemment, nous proposerons au lecteur une notion de remplacement par utilisation d'un facteur d'adaptation en fatigue que nous noterons :

$$\delta_f = \frac{k_t}{k_f}$$

#### 7.1.1. DEFINITION DE L'ENTAILLE

Le terme «entaille» est utilisé pour une discontinuité imposée ou accidentelle dans la forme ou une non-homogénéité du matériau.

Les entailles peuvent être de trois types :

- de type métallurgique,
- de type mécanique (dessin),
- de service (se formant durant l'utilisation).

L'habitude a été prise d'utiliser le mot entaille pour celles de type mécanique, c'est-à-dire, les discontinuités qui apparaissent sur le dessin de la pièce.

#### 7.1.2. DEFINITION DES FACTEURS CARACTERISTIQUES DE L'EFFET D'ENTAILLE

Facteur théorique de concentration de contrainte  $K_t$

$K_t$  est défini comme étant le rapport de la contrainte maximale réelle à fond d'entaille à la contrainte dans la section nette.

$$K_t = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{\text{nom}}}$$

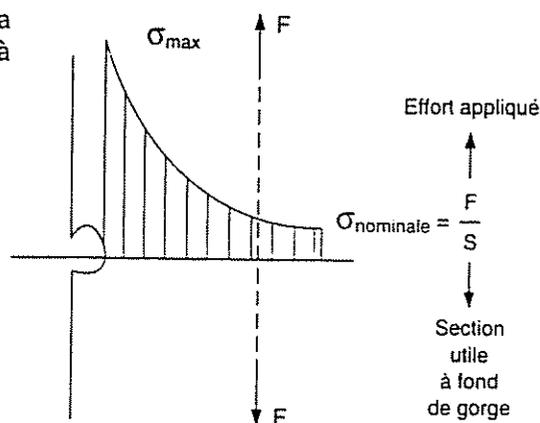


Figure 31 – Cas de la traction sur éprouvette avec gorge

- Définition de  $K_f$  facteur effectif de concentration de contrainte

$K_f$  est défini comme étant le rapport de la limite d'endurance d'un échantillon lisse  $\sigma_D$  à la limite d'endurance de l'échantillon possédant des foyers de concentration de contrainte  $\sigma_{D'}$  à même section de travail :

$$K_f = \frac{\sigma_D}{\sigma_{D'}}$$

## 7.2. EFFET D'ECHELLE

### 7.2.1. LES ORIGINES DE L'EFFET D'ECHELLE

L'effet d'échelle en fatigue procède de l'observation suivante : à contrainte nominale égale, plus les dimensions d'une pièce croissent, plus sa résistance à la fatigue diminue.

On peut citer trois causes principales à l'effet d'échelle :

- une cause mécanique,
- une cause statistique,
- une cause technologique.

#### Cause mécanique

Lorsqu'une pièce mécanique est soumise à un champ de contrainte non homogène (torsion, flexion, traction, compression sur une pièce entaillée...) on observe l'existence d'un gradient de contrainte dans les couches superficielles de la pièce. Si les dimensions de celles-ci augmentent, le gradient de contrainte superficiel va varier.

L'existence de gradients de contraintes différents pour une contrainte superficielle nominale identique est l'une des causes principales de l'effet d'échelle en fatigue.

Dans le cas d'une pièce sollicitée en flexion à une contrainte superficielle nominale  $\sigma_n$  donnée, on obtiendra deux gradients de contrainte différents pour deux épaisseurs  $h_1 - h_2$  différentes.

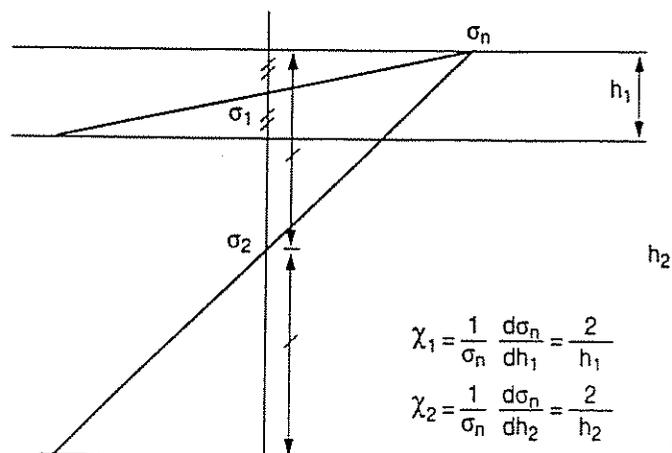


Figure 32

---

---

L'effet d'échelle s'explique alors intuitivement par le raisonnement suivant :

- sur une pièce de faible épaisseur présentant un gradient superficiel très élevé, les couches superficielles de matériau ne sont pas sollicitées de manière identique. Les couches de matériau les moins chargées peuvent alors soutenir les couches les plus contraintes ;
- sur une pièce de grande dimension, le gradient de la contrainte superficielle est faible ; toute les couches superficielles sont sollicitées de manière presque identique. Aucune zone du matériau ne peut soutenir les couches les plus chargées. On observe alors une diminution de la tenue en fatigue de la pièce.

La manifestation la plus évidente de cet effet de gradient est la différence que l'on observe entre la limite d'endurance en flexion plane, en flexion rotative et en traction-compression.

#### Cause statistique

Plus les dimensions d'une pièce augmentent, plus son volume et sa surface augmentent avec elles et ont statistiquement plus de chance de contenir des défauts qui se comporteront comme des amorces privilégiées d'une fissure de fatigue (hétérogénéité de matière, rayure, tapure, inclusion, microfissure, décohésion locale, etc...). Il apparaît alors normal de ce point de vue que la tenue en fatigue diminue lorsque les dimensions d'une pièce augmentent.

#### Cause technologique

On sait qu'il est plus difficile de fabriquer dans de bonnes conditions les pièces de grandes dimensions. La difficulté notamment de réaliser des pièces importantes présentant un matériau bien homogène dans tout le volume de la pièce est évidente. L'application des traitements thermiques sur des grosses pièces conduit à une variation des propriétés mécaniques et de la structure du matériau lorsqu'on se déplace de la surface vers le cœur. Les traitements thermiques ou thermochimiques superficiels entraînent la présence de contraintes résiduelles dont la valeur et l'allure vont dépendre des dimensions de la pièce. Pour toutes ces raisons «technologiques», les dimensions d'une pièce vont influencer la tenue en fatigue. A noter aussi, que parfois, on fait intervenir à tort dans l'effet d'échelle, l'influence néfaste de la rugosité superficielle (souvent plus élevée dans le cas des grosses pièces).

En réalité, seul l'effet du gradient de contrainte de l'effet statistique de volume constituent réellement ce que l'on appelle l'effet d'échelle. les causes technologiques dont on a parlé plus haut n'ont rien à faire ici et doivent être prises en compte à l'aide d'autres facteurs d'influence (effet d'état de surface, contrainte résiduelles, changement de structure du matériau,...). Cependant, la littérature allemande, comme on le verra plus loin, considère souvent les facteurs technologiques comme une composante importante de l'effet d'échelle.

Pour quantifier l'effet d'échelle, la compilation des résultats bibliographiques exploitables réalisés au CETIM ont permis de tracer la courbe en séparant les résultats en deux classes de résistance à rupture  $R_m < 60 \text{ daN/mm}^2$  et  $60 < R_m < 100 \text{ daN/mm}^2$ . Les courbes de variation du coefficient d'échelle obtenues pour les deux classes d'aciers semblent indiquer que l'effet d'échelle est moindre pour les aciers de caractéristiques mécaniques plus élevées (voir figure 37).

### 7.3. ETAT DE SURFACE

Les fissures de fatigue s'amorcent généralement en surface des pièces. De ce fait l'état de surface joue un rôle primordial sur la résistance à la fatigue (figure 33).

On n'évoquera pas ici les problèmes posés par les modifications microstructurales ou physico-chimiques éventuelles de la surface des pièces mécaniques qui pourraient entraîner des changements dans leur tenue en fatigue. On ne s'intéressera ici qu'à l'influence de la rugosité superficielle sur la limite d'endurance.

On sait depuis longtemps que les pièces mécaniques grossièrement usinées se rompent plus vite que les pièces parfaitement polies. Ceci s'explique par le fait que les fissures de fatigue s'amorcent dans la majorité des cas à la surface des pièces mécaniques avant de conduire à leur rupture. L'état des couches superficielles (structure, microgéométrie, contraintes résiduelles) gouverne donc pour une grande part leur tenue en fatigue.

L'allure de la fissure de fatigue de la figure 33 est exemplaire à cet égard. On voit en effet que sur cette éprouvette de fatigue sollicitée en torsion, la fissure de fatigue a progressé en suivant les stries produites par l'usinage au tour. Un autre type d'usinage, la rectification, par exemple aurait certainement modifié son amorçage, sa progression et par là même, la limite d'endurance.

Il faut noter que lors de l'usinage d'une pièce mécanique, la création d'une rugosité superficielle s'accompagne toujours d'une modification de l'état structural des couches superficielles du matériau (écrouissage, phénomènes thermiques), et d'une modification de l'état de contrainte (contraintes résiduelles).

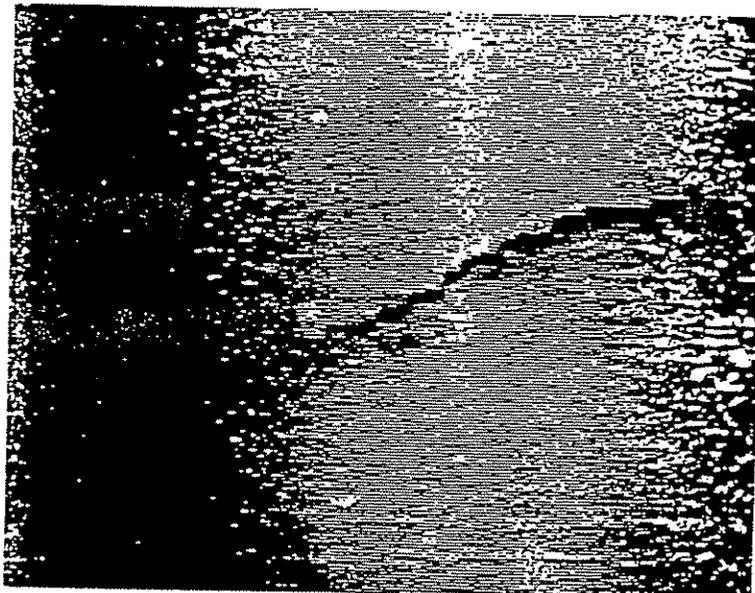


Figure 33 – Vue d'une fissure de fatigue ayant progressé en suivant les stries d'usinage

La prise en compte de cette modification de la structure superficielle dans un calcul est encore assez mal maîtrisée. On en est donc réduit à ne considérer que l'influence spécifique de la rugosité superficielle et des contraintes résiduelles.

### 7.3.1. DEFINITION DU FACTEUR D'ETAT DE SURFACE

Pour caractériser l'influence de l'état de surface sur la tenue des pièces à la fatigue, on a défini un facteur  $K_s$  appelé facteur d'état de surface. Ce facteur s'exprime par le rapport de la limite d'endurance obtenue sur une pièce possédant un état de surface donné à la limite d'endurance de la même pièce parfaitement polie dont l'état de surface est choisi comme référence :

$$K_s = \frac{\sigma_{D_s}}{\sigma_D}$$

$\sigma_{D_s}$  : limite de fatigue en sollicitation alternée de l'éprouvette de la pièce étudiée,  
 $\sigma_D$  : limite de fatigue en sollicitation alternée de l'éprouvette ou de la pièce étudiée dont l'état de surface est choisi comme référence.

Le facteur de réduction de la limite d'endurance est donc fonction de la rugosité de la pièce ( $R_t$ ) mais aussi des caractéristiques du matériau qui la constitue plus celui-ci sera résistant plus il sera sensible à la rugosité. On trouvera en figure 35 un abaque permettant de quantifier le facteur pour les pièces usinées en acier.

### 7.3.2. INFLUENCE DE LA RUGOSITE ET DES CONTRAINTES RESIDUELLES

Pour tenir compte des contraintes résiduelles lorsque celles-ci ne sont pas mesurées, on pourra aussi utiliser un facteur  $K_s$  « corrigé » déterminé à partir de diagrammes de la bibliographie sur lesquels l'influence des contraintes résiduelles a été étudiée. C'est le cas du diagramme de la figure 34 qui a été établi dans le cas du tournage d'un acier XC48 recuit.

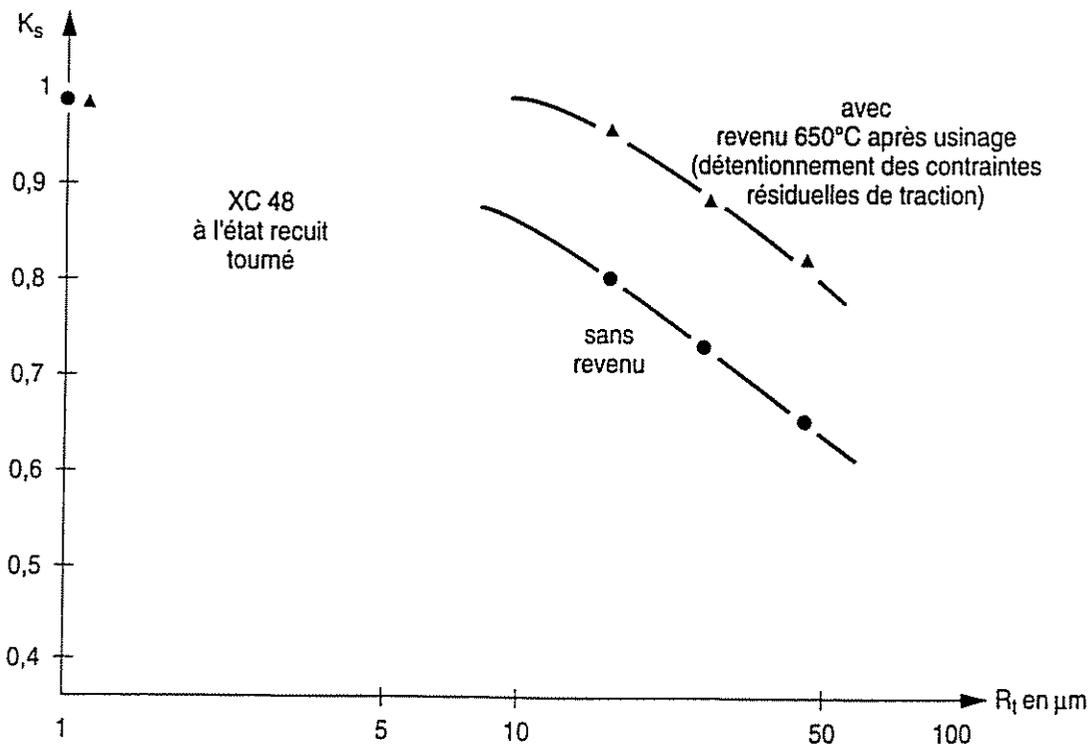


Figure 34 – Influence de la rugosité et des contraintes résiduelles

### 7.3.3. CAS DES ACIERS A HAUTE RESISTANCE

Dans une étude assez complète de l'influence de l'état de surface sur la limite d'endurance en fatigue d'un acier Maraging à 18 % Nickel ( $R_m = 180 \text{ daN/mm}^2$ ), Drenth, Tinkelenberg, Vaessen ont obtenu les résultats suivants en flexion rotative :

Mode de préparation	Rugosité $R_t$ ( $\mu\text{m}$ )	Limite d'endurance ( $\text{daN/mm}^2$ )	Contraintes résiduelles ( $\text{daN/mm}^2$ )
Rectification avant vieillissement	1,6	70	- 5
Rectification après vieillissement	2,1	80	- 37
Sablage avant vieillissement	1,7	70	- 5
Sablage après vieillissement	2,7	75	- 61 (+5 à 25 $\mu\text{m}$ )
Tonnelage après vieillissement (conditions sévères)	5	50	

Mode de préparation	Rugosité $R_t$ ( $\mu\text{m}$ )	Limite d'endurance ( $\text{daN/mm}^2$ )	Contraintes résiduelles ( $\text{daN/mm}^2$ )
Rectification avant vieillissement	5	60	- 5
Electrochimique avant vieillissement	1	75	- 21
Electrochimique après vieillissement	1,1	75	- 16
Grenaillage	1,1	70	- 70
Roulage	0,4	75	- 70
Nitruration (3 h - 480°C)	1,9	90	
Nitruration (3 h - 480°C)	2,1	90	

Ils mettent en évidence la sensibilité de cet acier à haute résistance à des conditions d'usinage sévères. Cette sensibilité provient en général de deux facteurs : les aciers à haute résistance sont plus sensibles aux entailles et plus aptes à la création de contraintes résiduelles élevées. Plus un acier est résistant, plus on devra soigner son mode d'usinage et de finition.

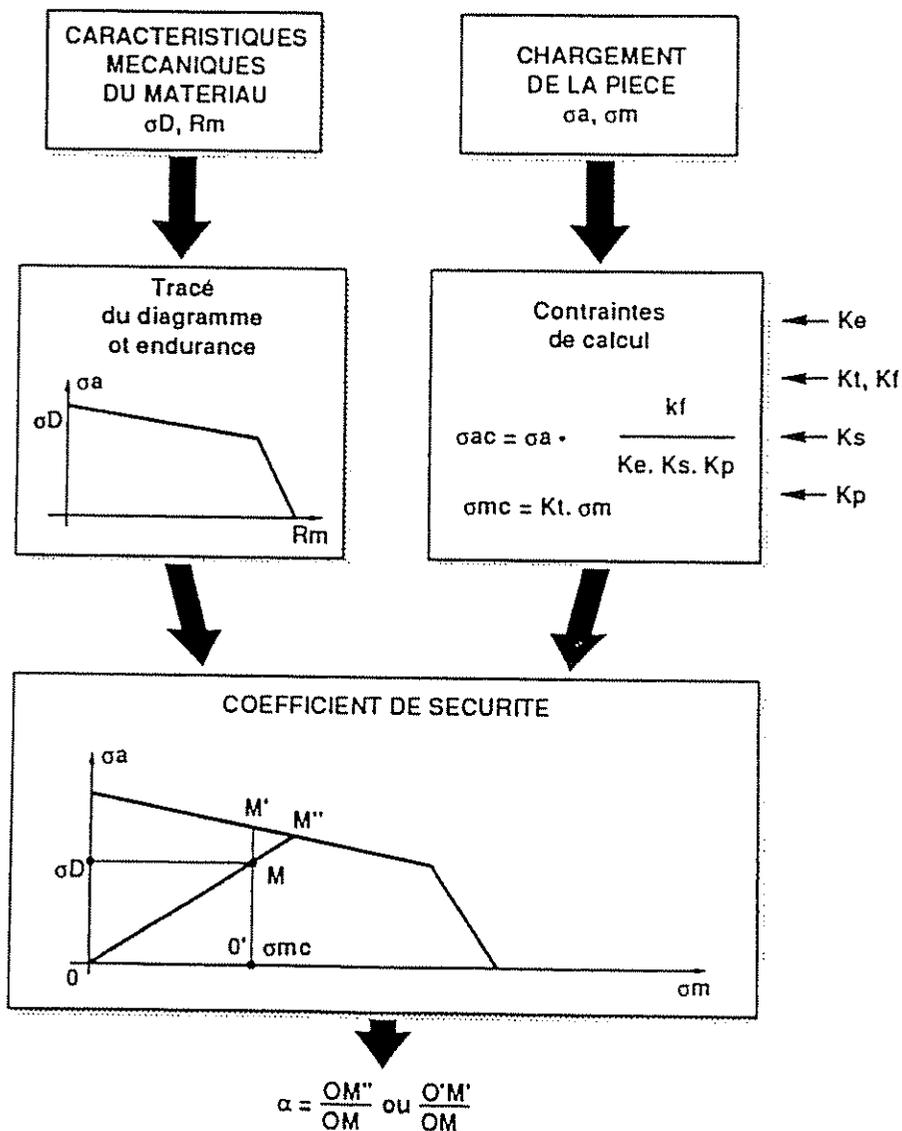
### 7.3.4. DETERMINATION D'UN COEFFICIENT DE SECURITE

- Méthode de calcul simplifiée

En utilisant les contraintes nominales du chargement de fatigue  $\sigma_a$ ,  $\sigma_m$  et les facteurs d'influence :

- concentration de contrainte  $K_f$  (figure 37),
- état de surface  $K_s$  (figure 36),
- effet d'échelle  $K_e$  (figure 35)

on peut calculer pour une pièce donnée un coefficient de sécurité en suivant l'organigramme de calcul ci-dessous :



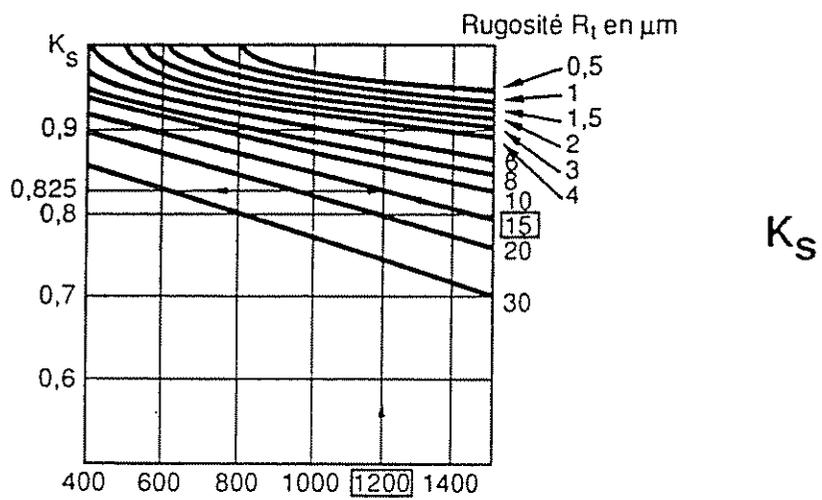


Figure 35 – Détermination du facteur d'état de surface  $K_s$  en fonction de la rugosité  $R_t$  et de la résistance à la rupture de l'acier

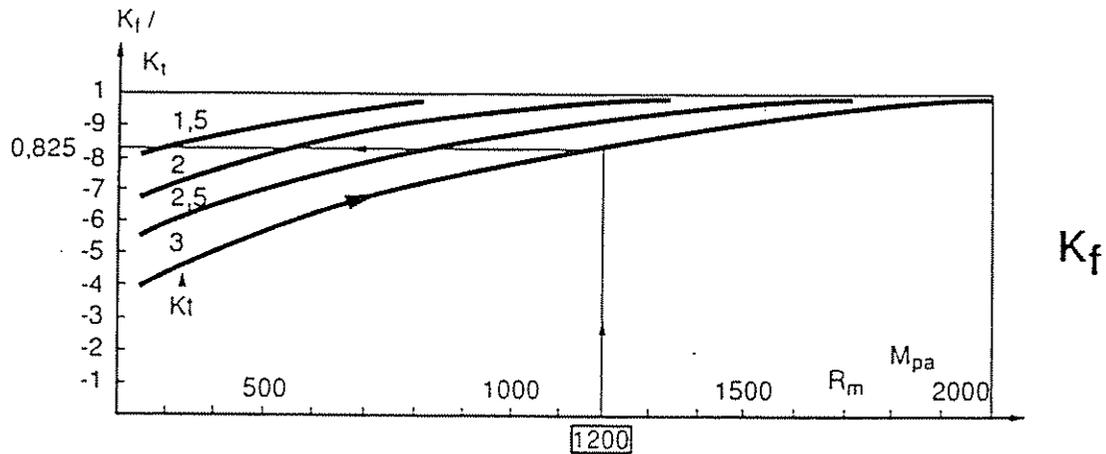


Figure 36 – Détermination du facteur effectif de concentration de contrainte  $K_f$  en fonction de  $K_t$  et  $R_m$

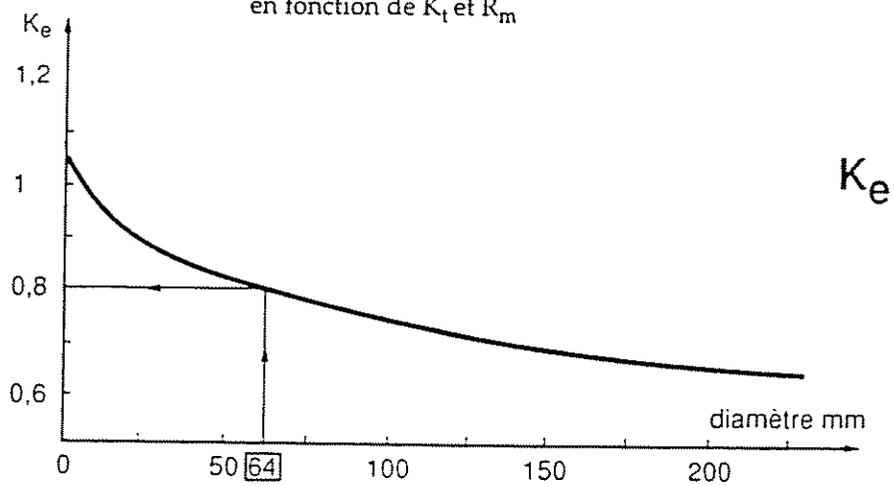


Figure 37 – Détermination du facteur d'échelle  $K_e$  en flexion, en fonction du diamètre des pièces

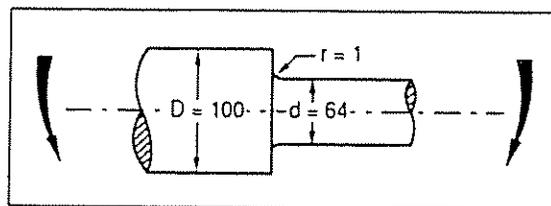
- Exemple de calcul

Soit l'arbre épaulé ci-dessous travaillant en flexion rotative.

Le matériau est du 35 CD 4 trempé revenu pour obtenir une charge de rupture  $R_m = 1200 \text{ N/mm}^2$ .

L'usinage est réalisé par tournage fin présentant une rugosité  $R_t = 15 \text{ }\mu\text{m}$  sans introduction de contraintes résiduelles mesurables.

Quelle est la contrainte admissible pour une tenue de  $10^7$  cycles ?



a) Données de calcul

Limite d'endurance

La limite d'endurance en flexion rotative de cet acier traité pour  $R_m = 1200 \text{ N.mm}^2$  est obtenue à partir du diagramme  $\sigma_D = f(R_m)$  :

$$\sigma_D = 500 \text{ N.mm}^{-2}$$

Facteur d'état de surface  $K_s$

Pour une rugosité  $R_t = 15 \text{ }\mu\text{m}$ , on obtient sur l'abaque  $K_s = f(R_t, R_m)$  :

$$K_s = 0,825$$

Facteur de concentration de contrainte  $K_f$

A l'aide des abaques habituels (voir guide du dessinateur), on détermine pour la géométrie ci-dessus un facteur de concentration de contrainte théorique :

$$K_t = 3,1$$

Pour un acier  $R_m = 1200 \text{ N.mm}^{-2}$ , l'abaque  $\frac{K_f}{K_t} = f(R_m, K_t)$  conduit à une valeur de 0,825, soit :  $K_f = 2,56$ .

Facteur d'échelle  $K_e$

Pour un diamètre  $d = 64 \text{ mm}$ , l'abaque  $K_e = f(d \text{ mm})$  conduit à une valeur :

$$K_e = 0,81.$$

b) Calcul

En sollicitation alternée pure, on obtient la contrainte alternée admissible :

$$\sigma_a = \sigma_D \times \frac{K_e \times K_s}{K_f} = \frac{500 \times 0,81 \times 0,825}{2,56} ; \sigma_a = 130 \text{ N.mm}^{-2}$$

---

---

## 8 - INFLUENCE DES FACTEURS METALLURGIQUES

La réalisation d'une pièce comporte toujours des opérations mécaniques et thermiques qui permettent sa mise en forme et qui agissent sur l'état métallurgique du matériau utilisé, donc sur ses caractéristiques d'utilisation.

Afin d'évaluer l'influence des différents facteurs de fabrication qui conduisent à l'obtention de la forme de la pièce sur sa tenue en fatigue, on doit, ainsi que cela a été fait dans le chapitre précédent, raisonner à partir de mesures dimensionnelles (cote, rugosité...) qui caractérisent la géométrie du produit obtenu.

Au niveau des facteurs métallurgiques, on peut utiliser la notion de structure qui permet d'apprécier l'état final auquel ont conduit les paramètres de fabrication agissant sur l'état métallurgique du matériau.

Pour cette raison, après avoir défini la notion de structure telle que nous l'utiliserons, nous examinerons l'influence des divers facteurs métallurgiques sur la tenue en fatigue, afin de présenter un mode de raisonnement plus qu'une liste exhaustive de ces divers paramètres.

### 8.1. LA STRUCTURE

De même que pour les mesures dimensionnelles qui permettent de caractériser la géométrie des pièces, la précision de la notion de microstructure dépend des moyens mis en œuvre pour l'observer. Dans la pratique industrielle, on limite généralement la structure à «ce qui est visible au microscope optique», cet appareil représentant généralement au sein des entreprises un maximum quant aux possibilités d'observation.

Malgré la relative imprécision de cette approche, nous l'adopterons ici, car elle permettra un raisonnement à partir des données du contrôle industriel courant.

Le tableau qui suit, montre les principales structures possibles à mettre en évidence lors d'une observation métallographique, et indique leurs principales caractéristiques, ainsi que les facteurs qui favorisent leur présence.

### 8.2. INFLUENCE DES PARAMETRES METALLURGIQUES SUR LA TENUE EN FATIGUE

La structure finale, et, par suite, les caractéristiques d'une pièce lui sont apportées progressivement au cours de sa fabrication. Ainsi l'élaboration de l'acier fixera de façon définitive sa qualité inclusionnaire et sa composition chimique; puis, les effets mécaniques de la mise en forme lui conféreront son fibrage par déformation à chaud et un écrouissage par déformation à froid. Quant au traitement thermique qui débute dès l'élaboration de l'acier, il permet de faciliter la mise en forme de la pièce et de lui donner ses caractéristiques d'utilisation. Chacun de ces stades marque le matériau de son empreinte; les défauts éventuels qui peuvent apparaître sont susceptibles de se retrouver au stade final et de jouer sur la tenue en fatigue.

Etudions donc maintenant l'influence de ces différentes opérations en mentionnant également les dérives qui peuvent survenir par rapport à l'opération idéale.

Principales caractéristiques des structures possibles à mettre en évidence  
lors d'un examen métallographique

Éléments de la structure	Caractéristiques mécaniques indicatives			Rapport d'endurance pour des sollicitations de flexion rotative	Conditions d'obtention (exemples)
	Résistance à la rupture	Dureté	Fragilité		
Ferrite	400 N/mm <sup>2</sup>	100 HB	peu fragile	0,57 à 0,63	Aciers à bas carbone.
Austénite	500 N/mm <sup>2</sup>	150 HB	ductile	0,35 à 0,45	Aciers inoxydables type 18-8 Présence à l'état résiduel après trempe d'aciers contenant des teneurs en carbone élevées (> 0,5 %).
Perlite lamellaire fine	850 N/mm <sup>2</sup>	250 HV	moyennement fragile	0,38 à 0,41	Aciers à 0,8 % de carbone à l'état recuit (pour des teneurs inférieures, on obtient des mélanges ferrite + perlite).
Cémentites et Carbures	-	800 à 1100 HV	très fragile	-	Aciers à teneurs élevées en carbone : pour des aciers au carbone, on note la présence de cémentite pour des teneurs > 0,8 % C. Le Cr, Mo, V, W favorisent la formation de carbures. On peut les observer à l'état recuit ou après trempe.
Martensite (bainite)	-	selon teneur en carbone jusqu'à 65 HRC	fragile d'autant plus que la teneur en carbone est élevée	0,25 à 0,47	Structure de trempe des aciers au carbone ou alliés.
Martensite (bainite) revenue	800 à 1500 N/mm <sup>2</sup>	≈ 300 HB	bon compromis des caractéristiques de résistance et de fragilité	0,56 à 0,60	Aciers identiques à ceux ci-dessus, mais ayant subi un revenu vers 500-600°C.

PHASES ET CONSTITUANTS DE L'ACIER

**Principales caractéristiques des structures possibles à mettre en évidence  
lors d'un examen métallographique (suite)**

Éléments de la structure	Caractéristiques mécaniques indicatives		Rapport d'endurance pour des sollicitations de flexion rotative	Conditions d'obtention (exemples)
	Résistance à la rupture	Dureté		
Taille des grains : - gros grains	augmentent la résistance au fluage et favorisent l'usinabilité		légèrement défavorables	La taille des grains peut être modifiée par recuit, par surchauffe (grossissement) ou par écrouissage (affinage du grain). On notera que le grain n'est pas toujours observable en microscopie optique (grain martensitique par exemple).
	améliorent toutes les caractéristiques usuelles sauf résistance au fluage et usinabilité		favorables	
Inclusions : - malléables : sulfures... - dures : oxydes, silicates...	augmentent la fragilité ; les sulfures favorisent l'usinabilité ; en général, les autres inclusions la diminuent		diminuent la tenue en fatigue ; les inclusions dures sont les plus défavorables	Présentes dans pratiquement tous les aciers ; on favorise leur apparition dans les aciers à usinabilité améliorée (alliés au soufre).
	diminuent toutes les caractéristiques		diminuent la tenue en fatigue	
Fissures (tapures, plis)				Par trempe, corroyage, soudage,...

AUTRES CARACTÉRISTIQUES  
STRUCTURALES

### 8.2.1. LES FACTEURS LIES A L'ELABORATION DE L'ACIER

Le type d'élaboration utilisé pour la fabrication de l'acier influence la tenue en fatigue du matériau dans la mesure où il agit sur sa propreté inclusionnaire. Ainsi, on ne trouve pas de différence notable de la tenue à la fatigue, d'une part, entre les élaborations Martin et à l'oxygène et, d'autre part, entre celles réalisées au convertisseur et par procédés électriques. Par contre, les méthodes sidérurgiques plus fines permettant l'obtention de faibles taux d'inclusions, telles refusions sous vide ou sous laitier conduisent à de plus hautes caractéristiques de fatigue (voir tableau ci-dessous).

Inversement, les additions réalisées en vue de favoriser la formation d'inclusions destinées à améliorer l'usinabilité sont défavorables. Toutefois, dans le domaine habituellement utilisé pour les aciers de construction ( $S < 0,040 \%$ ,  $Pb < 0,20 \%$ ) cette influence reste modeste.

Des additions de 0,20 % de Plomb ne modifient pas la limite de fatigue d'aciers du type XC 18, XC 45, 20 NCD 2, 20 NCD 7 pour des charges de rupture inférieures à 900 N/mm. Pour des niveaux supérieurs de résistance à la rupture, la tenue en fatigue des aciers au plomb est légèrement inférieure à celle des aciers qui n'en contiennent pas.

En ce qui concerne le soufre, on constate que pour des aciers du type XC 45 l'addition de 0,25 % de soufre ne modifie pas la limite de fatigue en flexion rotative d'éprouvettes non entaillées, par contre, sur éprouvettes entaillées, la limite de fatigue peut être diminuée de 3 à 30 %.

Acier 16 CD 17	$R_m$ (N/mm <sup>2</sup> )		Endurance (N/mm <sup>2</sup> )	
	Sens long	Sens travers	Sens long	Sens travers
Avant refusion	1450	1480	482	449
Refondu sous laitier	1450	1480	549	537
Refondu sous vide	1450	1480	629	576
Acier 4340 (type 40 NCD 17) en flexion répétée	Dureté HRC			
Elaboration électrique	27		812	553
Refondu sous vide	29		933	840

### 8.2.2. LES FACTEURS LIES A LA TRANSFORMATION A CHAUD DE L'ACIER

Lors des opérations de transformation à chaud, laminage, forgeage, les inclusions sont orientées dans le sens de la déformation (sens long). La comparaison d'aciers coulés avec des aciers forgés de même structure montre que la limite d'endurance dans le sens long est plus élevée pour les aciers transformés à chaud.

---

---

D'après Evans et coll., les limites d'endurance pour l'état coulé sont environ les 4/5 de celles obtenues à l'état forgé pour des aciers de teneurs en carbone comprises entre 0,3 et 0,4 %. Toutefois, en présence d'une entaille, la baisse de la limite d'endurance est plus faible pour l'état coulé.

Par contre, dans le sens travers, alors que l'acier coulé conservera des caractéristiques identiques à celles mesurées dans le sens long, on notera, pour les aciers déformés à chaud des différences qui, compte tenu du rale des inclusions, seront d'autant moins importantes que l'élaboration sera soignée, ainsi que le montre le tableau.

La transformation à chaud des aciers nécessite pour sa réalisation un maintien à haute température pendant des temps qui peuvent être importants ; on pourra donc observer outre les phénomènes de décarburation des grossissements de grain par surchauffe qui sont ainsi que nous l'avons mentionné aux tableaux des pages 59 et 60, légèrement défavorables pour les caractéristiques de fatigue.

D'après Cazaud pour un acier à 0,10 % de carbone, ayant une résistance à la rupture de 420 N/mm<sup>2</sup>, la diminution du nombre de grains par mm<sup>2</sup> de 900 à 150 conduit à une baisse du rapport d'endurance  $\sigma_D/R_m$  de 0,63 à 0,49.

Pour des teneurs plus élevées en carbone, de l'ordre de 0,45 à 0,50 %, Cazaud obtient par surchauffe une diminution de la limite d'endurance de 420 à 300 N/mm<sup>2</sup> alors que Seeger et Holzmann ne signalent qu'une légère diminution de cette caractéristique. Ces auteurs remarquent, en outre, que pour des éprouvettes entaillées l'acier surchauffé à structure Widmanstätten (ferrite en aiguilles) donne de meilleurs résultats qu'un acier à grains fins équiaxes.

### 8.2.3. LES PARAMETRES LIES A LA MISE EN FORME A FROID

Lors de la mise en forme à froid par étirage, frappe, emboutissage, l'acier subit un écrouissage qui a pour effet de morceller les grains et d'engendrer des sous grains invisibles au microscope optique, ce qui conduit généralement à une augmentation de la charge de rupture et des caractéristiques de fatigue (voir tableau page 60).

Selon Cazaud et coll., on obtient avec une barre de diamètre 25 mm étirée à 23,5 mm recuite, puis étirée à nouveau à 20 mm, une limite de fatigue de 290 N/mm<sup>2</sup>, alors qu'une barre de même nuance de diamètre 20 mm recuite ne permet d'obtenir que 230 N/mm<sup>2</sup>. La comparaison des rapports d'endurance (0,50 à l'état recuit pour 0,48 à l'état étiré) permet à l'auteur de déduire que l'augmentation de la tenue en fatigue est surtout liée à l'augmentation de la charge de rupture de l'acier.

### 8.2.4. LES PARAMETRES LIES AU TRAITEMENT THERMIQUE DE L'ACIER

Le traitement thermique a pour but (outre son utilisation en vue de favoriser la mise en forme de la pièce, où il représente une étape de la gamme de fabrication) la réalisation de la structure finale permettant d'obtenir les caractéristiques d'utilisation demandées par le mécanicien.

**Principe des traitements thermiques les plus utilisés en pratique  
pour leurs caractéristiques de tenue en fatigue**

Nom du traitement	Principe de réalisation	Epaisseurs habituellement réalisées	Déformations après traitement	Résistance à la fatigue (flexion rotative en N/mm <sup>2</sup> ) valeurs indicatives	Caractéristiques d'utilisation		Résistance à l'usure
					Résistance à la fatigue superficielle		
					Glissement	Roulement	
Nituration	Diffusion d'azote à des températures comprises entre 450 et 570°C.	Les épaisseurs totales maximales sont généralement < 0,5 mm.	Très faibles	400 à 800	L'azote favorise le glissement bien adapté à de forts glissements (en particulier les couches de combinaisons type $\epsilon$ ).	La faible profondeur de traitement limite son emploi pour les fortes sollicitations de roulement.	Très bonne
Carbonituration	Diffusion de carbone et d'azote à des températures comprises entre 820 et 860°C. Cette opération est suivie d'une trempe.	0,2 à 0,8 mm	Moyennes	600 à 900	Propriétés intermédiaires entre la cémentation et la nituration		Bonne
Cémentation	Diffusion de carbone à des températures supérieures à 900°C. Le durcissement de la couche est réalisé ensuite par trempe.	0,8 à 2 mm	Importantes	600 à 900	Bonne	Bien adapté pour des conditions de roulement sévères (sur profondeur de durcissement importante).	Bonne
Trempe superficielle	Chauffage de la surface à traiter au chalumeau ou par induction suivi d'une trempe.	0,3 à plusieurs mm	Faibles	400 à 700	Caractéristiques légèrement inférieures à celles obtenues par cémentation dépendantes de la nature de l'acier et en particulier de sa teneur en carbone.	Les épaisseurs importantes que l'on peut obtenir avec ces traitements permettent de les utiliser dans des conditions sévères de roulement.	Moyenne

**Influence sur la tenue à la fatigue de l'épaisseur de traitement et des principaux paramètres de structure dans le cas de la cémentation et de la carbonituration**

Paramètres		Influence sur les caractéristiques de fatigue (cémentation, carbonituration)
Epaisseur de traitement		<p>L'épaisseur doit être supérieure à une profondeur en fonction des contraintes appliquées, de la résistance à cœur, de la taille de la pièce, <math>\sigma_f</math> semble max. pour un rapport épaisseur de traitement/épaisseur de la pièce de 0,06 à 0,07.</p> <p><i>Rapport déterminé pour la cémentation en FR d'après Dawes et Cooksey (0,08), Taucher (0,014 à 0,21), Wergand et Tolash. La grande dispersion des résultats peut être attribuée aux contraintes résiduelles, à la résistance à cœur, à l'oxydation interne qui varie d'un essai à l'autre ; il semble que la valeur optimale se situe à 0,06-0,07 pour une résistance à cœur de 1080 N/mm<sup>2</sup>. Les chiffres obtenus semblent pouvoir s'appliquer à la carbonituration ; à partir des travaux de Meynet, on déduit R = 0,05 à 0,07.</i></p>
Résistance à cœur		L'optimum semble se situer vers 1080 à 1240 N/mm <sup>2</sup> pour la cémentation et 1300 à 1500 N/mm <sup>2</sup> pour la carbonituration.
STRUCTURE	Austénite résiduelle	<p>Tolérance environ 25 % en cémentation et 25 à 60 % pour la carbonituration.</p> <p><i>Pour des teneurs inférieures à 25 %, l'influence de l'austénite est controversée. Il semble, toutefois, que ce constituant soit acceptable jusqu'à des teneurs de 25 à 30 % ; au-delà, la limite d'endurance est diminuée de 10 % par tranche de 30 % d'austénite. En carbonituration, certains auteurs constatent une amélioration de la tenue en endurance jusqu'à 60 % et recommandent des teneurs minimales de 25 %. Ces travaux semblent confirmés par les observations concernant la dureté des couches carbonitrurées faites par qui est plus élevée pour un même taux d'austénite que celle mesurée sur une éprouvette cémentée. La dureté avec 20 % d'austénite cémentée est identique à celle d'une éprouvette contenant 45 % d'austénite carbonitrurée.</i></p>
	Carbures ou Carbonitrures	<p>Pas d'influence si nodulaire ou partiellement en réseau. Si ces constituants sont en réseaux continus, <math>\sigma_R</math> diminue.</p>
	Transformations perlitiques et bainitiques	<p><math>\sigma_f</math> diminue lorsque l'épaisseur des transformations perlitiques et bainitiques augmente.</p> <p><i>En cémentation, la chute de <math>\sigma_f</math> est proportionnelle à l'épaisseur d'oxydation interne. Elle est peu sensible pour des profondeurs de 6 à 10 <math>\mu\text{m}</math> ; pour des profondeurs de 13 <math>\mu\text{m}</math>, la réduction de <math>\sigma_f</math> peut atteindre 20 à 25 % et 45 % pour une profondeur de 30 <math>\mu\text{m}</math>. En carbonituration, constate sur des engrenages une diminution de la fatigue en flexion de 36 % pour une profondeur de 250 <math>\mu\text{m}</math>.</i></p>
Traitement par le froid		Défavorable.

Pour les basses valeurs de résistance à la fatigue, on pourra utiliser des aciers à l'état recuit, c'est-à-dire, de structure ferritique ou ferritoperlitique. Par contre, au-dessus d'une valeur que l'on peut situer approximativement à 350 N/mm<sup>2</sup> en flexion rotative, un traitement de durcissement devient nécessaire. On pourra alors réaliser des trempes de masse ou encore des traitements thermiques superficiels.

#### L'acier utilisé à l'état recuit

Dans cet état de traitement, l'acier selon sa composition, soit ferritique (pour les basses teneurs en carbone), soit ferritoperlitique ou encore, composé de perlite et de cémentite, pour les teneurs élevées en carbone (> 0,8 % C environ).

Nous avons vu (tableaux pages 58 et 59) les caractéristiques propres de ces divers constituants. Lorsqu'ils sont mélangés, le rapport d'endurance de la structure mixte est intermédiaire à celui des constituants isolés. En conséquence, l'augmentation de la teneur en carbone de l'acier qui conduit à une proportion plus importante de perlite diminue le rapport d'endurance de 0,63 (ferrite) à 0,387 (perlite). Cette action conduit, par contre, à une augmentation de la charge de rupture de l'acier (voir tableaux pages 58 et 59) et, ainsi globalement la résistance à la fatigue de l'acier croît avec sa teneur en carbone (voir figure 38). On remarquera également que, pour les valeurs élevées du carbone qui correspondent à des structures perlite cémentite (teneurs supérieures à 0,8 % C), la dispersion des résultats est importante.

La forme de la perlite a également une influence importante. Pour des niveaux de résistance égaux, la perlite, sous forme globulaire, sera préférable à la perlite lamellaire.

A l'état recuit, les défauts de traitement que l'on peut observer sont étroitement liés au milieu dans lequel a été réalisée cette opération. Ainsi, des atmosphères de traitement oxydantes pourront conduire à une diminution de la teneur en carbone en surface de l'acier (décarburation) et l'on conçoit (voir figure 38) que ce défaut affecte notablement la tenue en fatigue des pièces.

Le facteur d'influence dû à ce défaut peut être évalué par le rapport :

$$\frac{\text{Dureté de la zone décarburée}}{\text{Dureté de la zone non affectée}}$$

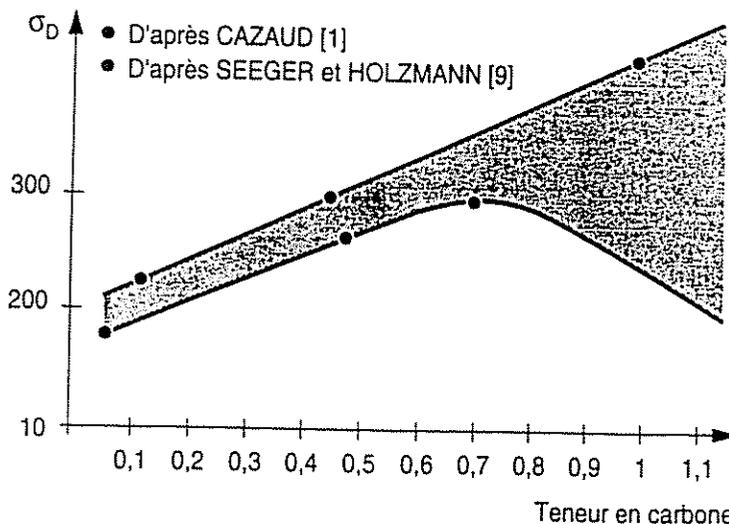


Figure 38

On pourra éviter la présence de ce défaut en prenant des précautions au niveau du traitement thermique (atmosphères neutres ou protectrices), ou encore, en prévoyant des surépaisseurs d'usinage dès la conception de la pièce.

Dans l'éventualité où les pièces sont exécutées à partir de produits livrés à l'état recuit par la sidérurgie, il est nécessaire de tenir compte des tolérances concernant ce défaut et qui sont précisées dans les normes en vigueur. La norme NF A 35-501, par exemple, ne donne aucune garantie concernant la décarburation des aciers types A et E, par contre sur les nuances XC définies par la norme NF A 35-552, les tolérances sont les suivantes : pour des diamètres de produit  $d \leq 30$  mm, la décarburation est tolérée jusqu'à des profondeurs de  $0,2 \text{ mm} + 1 \% d$ , pour des diamètres  $30 < d \leq 100$ , la profondeur admise est de  $2 \% d$ .

#### L'acier utilisé à l'état trempé-revenu

Pour ces traitements, la tenue en fatigue mesurée sur éprouvettes lisses est sensiblement proportionnelle à la résistance à la rupture, ceci jusqu'à des valeurs de  $1\ 200$  à  $1\ 300 \text{ N/mm}^2$  environ, on note également une augmentation rapide de la sensibilité à l'entaille avec une résistance à la traction pour des structures martensitiques revenues de résistance supérieure à  $1\ 000 \text{ N/mm}^2$ .

Parmi les anomalies qui peuvent être constatées en cours de fabrication, on retrouve les effets dus à l'atmosphère de traitement qui peuvent conduire à des décarburations superficielles dont l'effet est néfaste sur la tenue en fatigue.

L'influence de la décarburation sur l'endurance semble d'autant plus sensible que l'acier contient plus de carbone. La diminution de l'endurance due à la décarburation est plus faible pour les fortes contraintes que pour celles proche de la limite d'endurance. D'autre part, cet auteur signale que la sensibilité à l'effet d'entaille est plus faible pour l'acier décarburé.

On doit tenir compte également de la structure de l'acier après trempe : la présence de constituants autres que la martensite revenue (perlite par exemple provenant d'une trempe incomplète ou austénite résiduelle) peut abaisser le rapport d'endurance dans des proportions importantes, ainsi que le montre la figure 39.

Le rôle défavorable de l'austénite est moins clairement établi que celui de la perlite par exemple. Certains auteurs admettent que ce constituant peut être favorable à la tenue en fatigue pour de faibles teneurs en  $5\%$  à  $10\%$ .

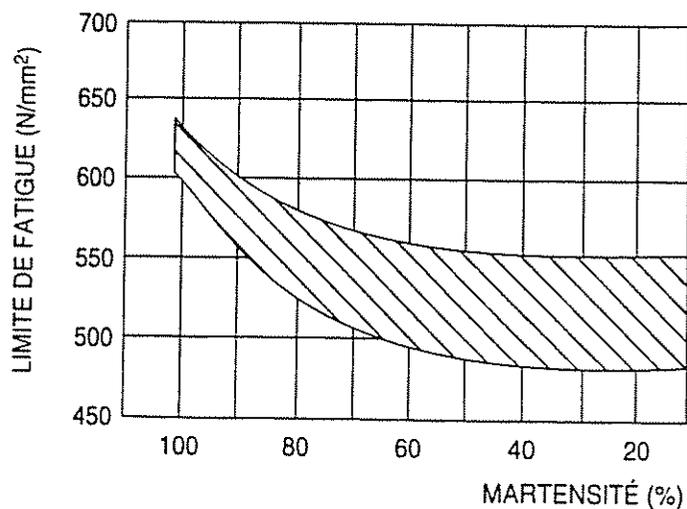


Figure 39

---

---

Il conviendra, par conséquent, de tenir compte de cet aspect dès la conception de la pièce en choisissant une trempabilité de l'acier telle que l'on puisse obtenir une structure exempte de constituants intermédiaires de décomposition de l'austénite (perlite, bainite...) sur des profondeurs qui varient avec le type de sollicitations appliquées.

Kem préconise de choisir des aciers permettant d'obtenir des structures contenant 90 % de martensite jusqu'au 1/4 du rayon sous la surface dans le cas de pièces soumises à des sollicitations de flexion ou de torsion et sur toute la section de la pièce pour les sollicitations de traction ou traction-compression.

La prise en compte de ces exigences de structure au niveau du choix de l'acier trempé revenu devant résister à des sollicitations de fatigue a fait l'objet de plusieurs publications.

Les contraintes introduites par l'opération de traitement thermique jouent également un rôle important, en particulier sur les structures martensitiques non revenues ou revenues à basses températures.

Pour les aciers dans lesquels la structure martensitique s'accompagne de tensions internes notables, le rapport d'endurance atteint sa valeur minimale 0,25 et il est maximal pour les aciers pour lesquels on obtient la martensite par trempe à l'air.

#### L'acier traité superficiellement

Les traitements superficiels permettent en général d'obtenir, d'une part, une structure de haute résistance en surface s'appuyant sur un cœur plus mou, donc plus tenace, et, d'autre part, des contraintes résiduelles de compression en surface dont l'effet est bénéfique sur la tenue en fatigue.

Le principe des traitements les plus utilisés en pratique pour leurs caractéristiques de tenue en fatigue est rappelé au tableau page 63 avec quelques unes de leurs propriétés de service. Les améliorations de résistance à la fatigue apportées par ces traitements sont généralement importantes ; toutefois, à cause de la configuration même des structures obtenues, elles ne sont sensibles que pour les pièces sollicitées en flexion ou torsion, alors que les pièces sollicitées dans toute leur section (traction, traction-compression) ne bénéficient d'aucun gain.

- **La cémentation et la carbonituration**

Ces traitements permettent, en général, d'obtenir des niveaux de résistance à la fatigue élevés, situés, selon les aciers, de 400 à 900 N/mm<sup>2</sup>, en flexion rotative.

En valeur absolue, la carbonituration donne des caractéristiques de fatigue plus élevées que la cémentation ; pour une épaisseur de 0,5 mm, on obtient sur un acier type CD 4, 650 N/mm<sup>2</sup> en FR par cémentation et 800 N/mm<sup>2</sup> par carbonituration, pour une épaisseur de 1,5 mm, on a respectivement 800 et 900 N/mm<sup>2</sup> ; cependant, industriellement, on utilise la carbonituration dans le domaine 0,1 à 0,8 mm et la cémentation dans le domaine 0,8 à 2 mm et pour ces valeurs, les caractéristiques sont sensiblement identiques.

La structure des pièces traitées par ces procédés est constituée d'une couche de martensite à haut carbone, 0,6 à 1 %, contenant de l'azote, dans le cas de la carbonituration, reposant sur un cœur martensitique ou bainitique à bas carbone ; toutefois, outre la martensite, on peut trouver en surface divers constituants dont la présence dépend des conditions de mise en œuvre de ces traitements et de l'acier : perlite introduite par oxydation interne (cémentation) ou formation de carbures ou de carbonitrides (carbonituration) austénite résiduelle... L'influence sur la tenue en fatigue des principaux paramètres de structure et de l'épaisseur sont indiqués au tableau page 62.

---

---

- **La nitruration**

Cette opération consiste à introduire de l'azote à la surface de l'acier. La structure formée peut être constituée d'une couche de nitrures ( $\epsilon$  et  $\gamma$  ou un mélange des deux) ou couche de combinaison et d'une couche de diffusion. L'importance relative de ces couches et pour la couche de combinaison, sa composition ( $\epsilon$ ,  $\gamma$  ou mélange ou suppression de cette couche) est déterminée par le procédé utilisé pour la nitruration et ses conditions de mise en œuvre. On peut avec ce type de traitement obtenir des résistances à la fatigue de 400 à 800 N/mm<sup>2</sup> selon les aciers utilisés. Le paramètre important de ces traitements semble être l'épaisseur.

Il semble qu'il existe une profondeur de nitruration optimale au-delà de laquelle le gain en limite de fatigue devient négligeable pour l'acier type 30 CD 4, pour  $e = 0,3$  mm.

La structure ayant peu d'influence sur les caractéristiques de fatigue.

Pour une épaisseur de 0,7 mm de nitruration, on obtient en flexion rotative : 685 N/mm<sup>2</sup> avec une couche de diffusion seule ; 694 N/mm<sup>2</sup> pour une couche de diffusion +  $\gamma$  ; 687 N/mm<sup>2</sup> pour une couche de diffusion +  $\epsilon$  et 696 N/mm<sup>2</sup> pour une couche de diffusion +  $\epsilon$  +  $\gamma$  ; sur un acier de la même famille obtient 600 N/mm<sup>2</sup> pour des nitrurations conduisant à des structures ; couche de diffusion + 4  $\mu\text{m}$   $\gamma$  et couche de diffusion + 30  $\mu\text{m}$   $\gamma$  +  $\epsilon$ .

- **La trempe superficielle**

Ce traitement est réalisé en chauffant sur une pièce uniquement la surface à tremper ; il est nécessaire pour réaliser cette opération d'apporter les calories rapidement à la surface de la pièce et ainsi, les moyens de chauffage sont limités à ceux capables de fournir de grandes puissances spécifiques. Les traitements par induction et au chalumeau sont, de loin, les plus utilisés. La structure obtenue en surface après trempe sera martensitique, alors que le cœur non affecté par le traitement pourra être à l'état trempé revenu ou avoir une structure de recuit.

Les caractéristiques de fatigue obtenues avec ces procédés semblent étroitement liées aux contraintes résiduelles introduites par le traitement.

Pour cette raison, les traitements au défilé qui conduisent à des contraintes moins élevées que les traitements statiques donnent des résultats en fatigue légèrement inférieure à ces derniers.

Dans cette optique, il est important, lors de la préconisation d'un tel traitement, de s'assurer que les zones d'arrêt du traitement, qui sont le siège de contraintes de tension, ne coïncident pas avec des zones de concentration de contrainte de service.

La profondeur du traitement qui agit sur le profil de contraintes est également un paramètre important.

Il semble que la résistance à la fatigue augmente avec l'épaisseur traitée, ceci jusqu'à des valeurs qui varient selon le mode de sollicitation, les dimensions de la pièce... Au-delà de cette valeur, on obtient soit une diminution des caractéristiques de fatigue, soit un palier.

Il en est de même de la structure de la couche ; pour ce dernier paramètre, on retrouve de façon analogue à la trempe de masse, l'influence défavorable de la décarburation et des composés intermédiaires de décomposition de l'austénite, telle la perlite.

---

---

## Conclusions

Nous avons vu comment les diverses opérations de fabrication modifiaient la structure du matériau et comment celle-ci influençait directement les caractéristiques d'utilisation et, en particulier, la résistance vis-à-vis des sollicitations de fatigue des pièces mécaniques.

Cette notion de structure devra être, pour le mécanicien, un guide constant, et ceci dès le choix de l'acier et du traitement thermique au niveau du bureau d'études. Ainsi, pour une pièce devant être réalisée à l'état trempé revenu, on devra choisir la trempabilité de l'acier de façon à obtenir, dans les zones sollicitées, une structure proche de 90 % de martensite après trempe.

En ce qui concerne les traitements superficiels, le choix sera d'abord celui d'une macro-structure, c'est-à-dire, de l'aspect général du traitement souhaité (épaisseur, type de couche, ...) qui est souvent déterminé par les sollicitations autres que la fatigue (voir tableau page 63), puisque dans ce domaine, les caractéristiques obtenues se recouvrent largement. Ensuite, on précisera la microstructure du traitement (nature de la couche, caractéristiques du cœur, précision sur certains constituants...).

L'aspect structural devra également être pris en compte au niveau des contrôles de fabrication, tant pour leur préconisation, que pour leur mise en œuvre.

A cause de l'importance de cette notion de structure à tous les stades de fabrication, on conçoit aisément que l'optimisation tant technique qu'économique d'une pièce mécanique ne pourra être réalisée sans que s'instaure un dialogue entre mécanicien et métallurgiste.

---

---

## 9 - INFLUENCE DES CONTRAINTES RESIDUELLES

On sait que la plupart des ruptures observées sur des pièces mécaniques en service sont des ruptures de fatigue et chaque fois que l'on examine une pièce rompue en service, l'étude du faciès de la cassure montre que dans la majorité des cas l'amorce de la rupture est superficielle. Les couches superficielles jouent donc un rôle fondamental dans la résistance à la fatigue des pièces. Deux raisons évidentes à cela :

- Les contraintes sont maximales en surface ; la théorie de l'élasticité enseigne, en effet, que, pour des sollicitations de flexion ou de torsion, les contraintes maximales sont toujours atteintes à la surface du matériau. Pour les pièces soumises à des contraintes de traction, la contrainte n'est généralement pas uniforme dans la pièce, car les accidents de surface, entaille, changement de section, ... créent des concentrations de contraintes qui augmentent les contraintes superficielles. Sauf cas très particuliers, c'est presque toujours à la surface d'une pièce que les critères de plasticité et de rupture sont satisfaits en premier et que se trouvera localisée l'amorce de la rupture.
- La surface de la pièce est la zone de contact avec l'extérieur : c'est donc par sa surface que la pièce va subir les influences du milieu ambiant et des autres pièces. C'est en surface que se produiront corrosion, usure, grippage, matages, phénomènes qui pourront par la suite entraîner une rupture de la pièce.

Il est donc normal que l'ingénieur mécanicien s'intéresse à la mécanique de ces couches superficielles et aux moyens qui permettront d'en améliorer les propriétés mécaniques.

Pour cela, deux possibilités :

- modification de la structure des couches superficielles pour améliorer les caractéristiques mécaniques en fatigue du métal ;
- création d'un champ de contraintes résiduelles favorable pour décharger les couches externes de la pièce.

Mais les contraintes résiduelles peuvent être aussi défavorables. En effet, de nombreux cas montrent que la gamme de fabrication et la finition des pièces mécaniques introduisent à la surface de ces pièces des contraintes résiduelles néfastes qui vont encore augmenter les contraintes de service (usinage par tournage, rectification, dépôt superficiel, soudures, etc.). Lorsqu'il calcule une pièce, l'ingénieur devra donc tenir compte de ces contraintes résiduelles défavorables.

Dans l'exposé qui suit, sera d'abord examiné comment les contraintes résiduelles interviennent pour modifier le comportement à la fatigue du matériau, et les méthodes de calcul qui permettent de prendre en compte les contraintes résiduelles lors de la conception de la pièce.

## 9.1. INFLUENCE DE CONTRAINTES RESIDUELLES EN FATIGUE

On distingue plusieurs types de contraintes résiduelles suivant la dimension de l'élément de volume dans lequel elles se manifestent (figure 40).

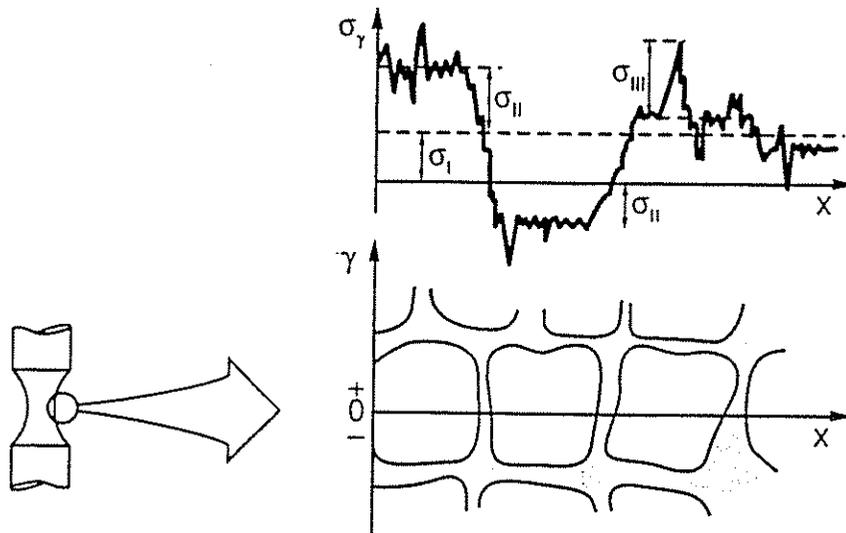


Figure 40 – Superposition des contraintes résiduelles des 1<sup>er</sup>, 2<sup>e</sup> et 3<sup>e</sup> ordres

Les contraintes macroscopiques ou du 1<sup>er</sup> ordre provoquent des déformations et s'exercent à l'échelle de la pièce ou d'un élément de volume important. Les contraintes résiduelles du 2<sup>e</sup> ordre agissent à l'échelle du grain de métal et les contraintes résiduelles du 3<sup>e</sup> ordre interviennent au niveau des atomes et de l'empilement cristallographique. Ces trois types de contraintes interagissent bien sûr les unes sur les autres et modifient le comportement du matériau (figure 41).

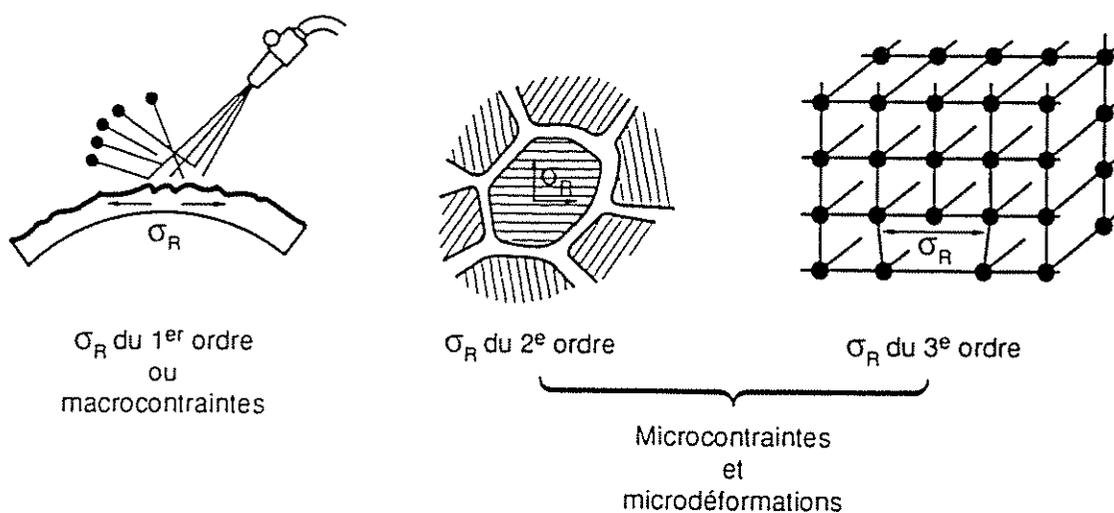


Figure 41 – Les différents niveaux d'observation des contraintes résiduelles

Mais se sont surtout les contraintes macroscopiques qui intéressent l'ingénieur car elles ont une influence directe sur les déformations et la résistance de la pièce mécanique.

La nature macroscopique des contraintes résiduelles fait qu'on peut leur appliquer les équations fondamentales de l'élasticité et en particulier le théorème de superposition. En conséquence, lorsqu'une pièce est soumise à un champ de contraintes résiduelles  $\sigma_R$  et à un champ de contraintes de service  $\sigma_S$ ; elle supportera en réalité un chargement  $\sigma_R + \sigma_S$  (figure 42).

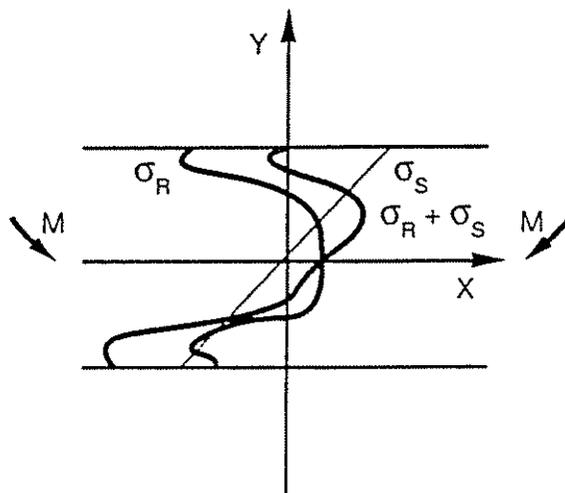
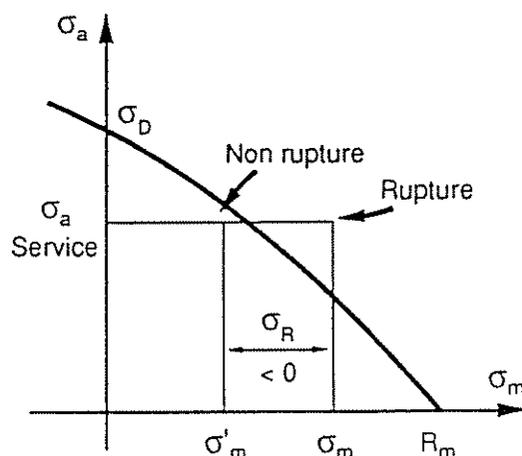


Figure 42 - Superposition des contraintes résiduelles  $\sigma_R$  et des contraintes de service  $\sigma_S$

Une contrainte résiduelle se comportera donc pour la tenue en fatigue de la même manière qu'une contrainte statique (ou moyenne) résultant du chargement. C'est pourquoi on a pris l'habitude de quantifier l'influence en fatigue des contraintes résiduelles en utilisant un diagramme d'endurance de type Haigh ou Goodman dans lequel la contrainte moyenne de la sollicitation de fatigue  $\sigma_m$  est remplacée par la contrainte moyenne :

$$\sigma'_m = \sigma_m + \sigma_R \text{ (figure 43)}$$

Figure 43 - Utilisation du diagramme de Haigh pour prévoir la tenue en fatigue en présence de contraintes résiduelle



$\sigma_a$  = amplitude de la contrainte

$\sigma_m$  = contrainte moyenne de la sollicitation de fatigue

$\sigma_R$  = contrainte résiduelle

De nombreux résultats ont donc été exploités à partir d'une telle démarche en utilisant des relations de la forme :

$$\sigma_a = \sigma_D - \alpha (\sigma_R + \sigma_m)^*$$

$\sigma_a$  = amplitude de la contrainte admissible,

$\sigma_m$  = contrainte moyenne de la sollicitation de fatigue,

$\sigma_R$  = contrainte résiduelle,

$\sigma_D$  = limite d'endurance.

---

---

Si cette démarche permet de prévoir de manière très simple l'influence des contraintes résiduelles sur la tenue en fatigue, elle néglige deux faits d'importance : la relaxation et l'aspect multi-axial des contraintes résiduelles.

Les contraintes résiduelles se relaxent au cours du temps lorsque le matériau est soumis à un chargement cyclique. Cette relaxation peut être totale ou partielle. Elle est fonction du chargement appliqué, du type de traitement qui a généré ces contraintes résiduelles et de la nature du matériau. Cette relaxation est la plupart du temps négligée par les utilisateurs du diagramme d'endurance et c'est la valeur de la contrainte résiduelle mesurée après fabrication (avant fatigue) qui est utilisée dans le calcul. Les valeurs du coefficient  $\alpha$  que l'on retrouve pour différents matériaux et différents traitements intègrent donc en réalité la relaxation des contraintes résiduelles. Ceci peut conduire à des erreurs importantes lorsqu'on essaie de généraliser cette méthode de calcul à des chargements, des matériaux ou des traitements pour lesquels le coefficient  $\alpha$  n'aura pas été déterminé expérimentalement au préalable.

En fait, la prise en compte correcte des contraintes résiduelles dans un calcul nécessite d'abord la recherche de la valeur des contraintes résiduelles stabilisées soit par des mesures effectuées sur les pièces après sollicitation en fatigue, soit par le calcul si on dispose de modèles de relaxation des contraintes résiduelles.

L'utilisation de diagrammes d'endurance de type Haigh ou Goodman d'autre part, ne fait intervenir que la contrainte résiduelle parallèle à la contrainte de fatigue. Or, en pratique une contrainte résiduelle uniaxiale n'existe pas. Tout mode de fabrication produit en effet un champ de contrainte biaxial à la surface de la pièce et triaxial en sous-couche. Suivant la zone où risque de s'amorcer la fissure de fatigue - surface ou sous-couche - un état de contrainte bi ou triaxial devra donc être introduit dans le calcul en fatigue. Cette difficulté soulève le problème du choix d'un critère de fatigue multiaxiale et montre que l'approche simplifiée à partir des seuls diagrammes d'endurance ne peut être qu'une approximation.

## 9.2. EXPLOITATION DES RESULTATS EXPERIMENTAUX A L'AIDE DE DIFFERENTS CRITERES DE FATIGUE MULTIAXIALE

Pour comparer et valider différentes méthodes de calcul, les contraintes résiduelles stabilisées mesurées après essais de fatigue ont été introduites dans divers critères comme des contraintes moyennes. Les résultats obtenus ont ensuite été comparés au diagramme de référence (Haigh ou Goodman) lorsqu'il existait. Dans le cas contraire, la validité du critère a été étudiée, en examinant la bonne ou mauvaise corrélation de l'alignement des points expérimentaux sur la loi prévue par le critère.

- Critère de Dang Van

Dang Van a postulé un critère qui met en jeu des variables locales dans l'état stabilisé. Dans le cas des essais de fatigue d'amplitude constante dont il est question ici, ces variables sont :

- l'amplitude de cisaillement ( $\sigma_a$ ) s'exerçant sur le plan de cisaillement maximal,
- la pression hydrostatique maximale ( $\rho_{\max}$ ).

La droite limite du critère est définie par la relation linéaire :

$$\sigma_a + \alpha p_{\max} = \beta$$

Ce critère est proche de celui de Crossland. Dans le cas d'essai de fatigue en flexion simple pour laquelle l'amplitude de la contrainte est  $\sigma_a$ , on aura en effet :

$$\sigma_a = \frac{\sigma_a}{2} \text{ pour le critère de Dang Van}$$

$$\sigma_{\text{oct}, a} = \frac{\sqrt{2}\sigma_a}{3} \text{ pour le critère de Crossland}$$

Les résultats obtenus avec ce critère sont portés sur les figures 44 a et b. Comme dans le cas des critères de Sines et de Crossland on obtient un bon alignement des points expérimentaux sur une droite qui passe par le point représentatif de l'essai de référence. Dans le cas des résultats de la rectification le critère permet de séparer nettement l'influence de la rugosité produite par la rectification transversale (figure 44).

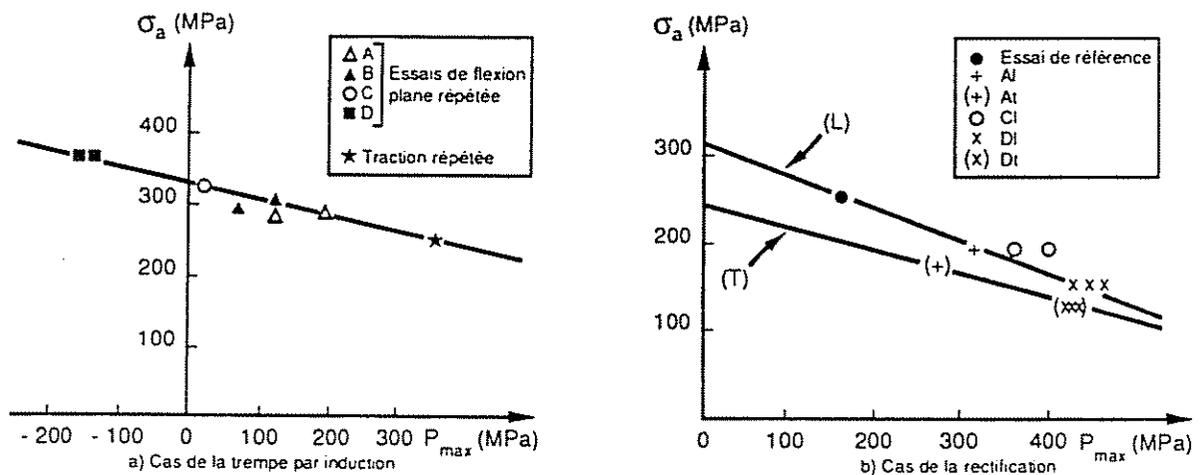


Figure 44 – Exploitation des résultats avec le critère de DANG VAN

L'utilisation des diagrammes d'endurance de Haigh ou Goodman ne peut être généralisée. L'emploi de cette méthode simplifiée est subordonné à une validation expérimentale préalable.

Dans le cas de pièces mécaniques soumises à des sollicitations de fatigues simples, les critères de Dang Van apparaissent être utilisables pour prévoir la tenue en fatigue en présence de contraintes résiduelles, à condition que le phénomène de relaxation de ces contraintes en fatigue soit pris en compte.

Des essais complémentaires sont à effectuer pour valider ces critères dans le cas d'autres matériaux ou d'autres traitements produisant des contraintes résiduelles et pour des chargements de fatigue plus complexes.

---

---

On notera que tous ces calculs ne font intervenir les contraintes résiduelles que comme une contrainte moyenne qui se superpose à la sollicitation. Le problème est alors de connaître la valeur et la répartition des contraintes résiduelles à faire entrer dans le calcul.

Le problème est triple :

- Il faut mettre en œuvre des méthodes de mesures de contraintes résiduelles permettant leur mesure dans les cas les plus complexes. On peut aussi par calcul aux éléments finis calculer les  $\sigma_R$  produites par un mode de fabrication (soudage, trempe, grenailage, rectification).
- Il faut pouvoir apprécier la stabilité des contraintes résiduelles en fonction du niveau de l'effort appliqué. Ce dernier point est très important car on sait que les contraintes résiduelles évoluent dès les premiers cycles de sollicitation, même lorsque celle-ci est faible. Il y a donc lieu de disposer d'informations précises afin de pouvoir introduire dans le calcul présenté plus haut, des valeurs de contraintes résiduelles stables, c'est-à-dire les valeurs des contraintes qui risquent d'être présentes réellement dans la pièce pendant la plus grande partie de sa durée de vie. En toute rigueur, il serait donc nécessaire de faire des mesures de contraintes résiduelles avant et après essais de fatigue, de manière à caractériser parfaitement l'évolution des contraintes résiduelles dans le matériau. On dispose aujourd'hui de méthode de calcul de précision de la relaxation des  $\sigma_R$  sous chargements en défauts.
- Il est nécessaire, enfin, de pouvoir apprécier l'influence respective des contraintes résiduelles introduites dans la pièce et celle de la nouvelle structure que présente le matériau après la mise sous précontrainte par un traitement quelconque. Dans le cas de traitements thermiques ou thermochimiques superficiels (trempe par induction, cémentation...), il est nécessaire de tenir compte dans le calcul de la nouvelle limite d'endurance de la couche traitée. Le problème est plus complexe dans le cas des contraintes résiduelles introduites par déformation plastique (préconformation, usinage, grenailage, galetage), car il est plus difficile de séparer l'influence des contraintes résiduelles et des micro-contraintes résiduelles présentes dans les grains du matériau déformé, de celle de l'érouissage du matériau. Evans a effectué cette séparation dans le cas du grenailage ; pour cela, il a réalisé 3 types d'essais de fatigue pour des matériaux de caractéristiques mécaniques diverses :
  - essais de fatigue sur le matériau non grenailé,
  - essais de fatigue sur le matériau grenailé,
  - essais de fatigue sur le matériau grenailé, mais avec une contrainte moyenne d'essais  $\sigma_m$  qui compensait la contrainte résiduelle superficielle. Dans ce dernier type d'essai, l'effet de contrainte résiduelle macroscopique est ainsi annulé et la limite d'endurance obtenue ne dépend que de l'augmentation des caractéristiques mécaniques du matériau déformé plastiquement et des micro-contraintes réparties dans ce matériau.

Les résultats obtenus sont présentés figure 45.

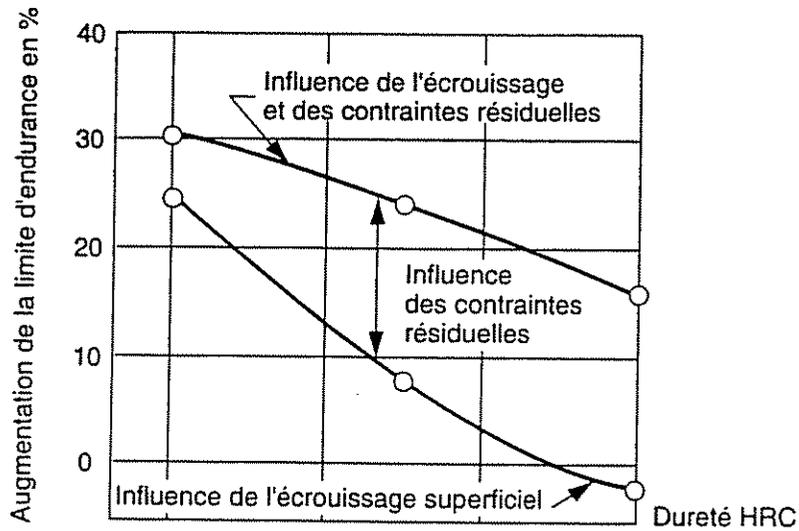


Figure 45 – Résultats d'essais de fatigue après grenailage

On remarque alors que pour les matériaux de faibles caractéristiques, l'augmentation de la limite d'endurance est surtout due à l'érouissage superficiel et aux micro-contraintes. En revanche, pour les matériaux de haute résistance, c'est surtout l'influence des contraintes résiduelles qui gouverne la tenue à la fatigue.

On voit donc que la prise en compte des contraintes résiduelles dans un calcul nécessite un examen sérieux des différents paramètres mis en jeu. Lorsqu'il est nécessaire de disposer de résultats sûrs, on pourra difficilement se passer d'essais de fatigue sur la pièce ou la structure mise en cause.

---

---

## 10 - CONCLUSION

Dans cet exposé, on a indiqué comment les contraintes résiduelles intervenaient sur la limite d'endurance et on a donné de nombreux exemples dans lesquels l'existence des contraintes résiduelles modifie la tenue à la fatigue des pièces mécaniques. Les contraintes résiduelles favorables sont, en fait, un outil de choix pour l'ingénieur lorsqu'il désire obtenir le maximum d'une pièce mécanique. Mais, comme nous l'avons vu dans de nombreux cas, des essais préalables sont souvent nécessaires pour optimiser le traitement mécanique, thermique ou thermo-chimique, générateur de contraintes résiduelles. Enfin, il ne faut pas oublier qu'en plus des contraintes résiduelles, d'autres facteurs très importants peuvent influencer sur la tenue à la fatigue ; la structure, l'état de surface, la dimension des pièces, l'existence d'entaille et la corrosion.

---

---

## 11- LA RUPTURE PAR FATIGUE DES PRINCIPAUX ASSEMBLAGES SOUDES

Le procédé de soudage conduit à l'existence de zones de concentration de contraintes à partir desquelles une fissure de fatigue peut s'amorcer puis se propager. Ces zones correspondent soit à un accident géométrique du cordon de soudure, soit à un défaut interne (manques de pénétration des cordons, soufflures) ou externe (caniveaux, inclusions de laitier) ; leur importance relative dépend du type d'assemblage.

### 11.1. LES JOINTS SOUDES BOUT A BOUT

- Soudures bout à bout transversales

La figure 46 présente ce type d'assemblage qui permet de relier deux tôles entre elles par l'intermédiaire d'une soudure transversale, perpendiculaire à l'axe de la contrainte.

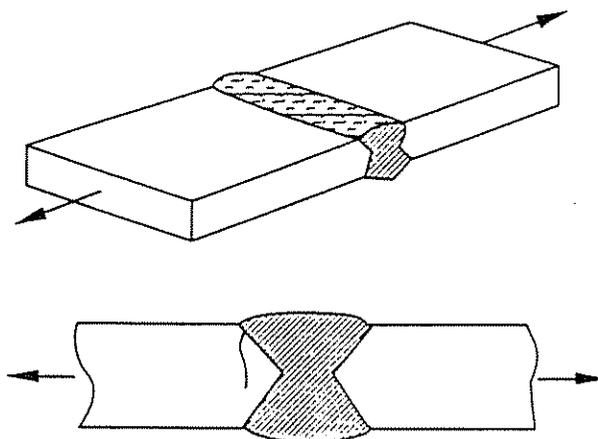


Figure 46 : Joint bout à bout soudé transversalement à l'effort

### 11.2. LES ASSEMBLAGES A SOUDURES D'ANGLE

- Joints soudés en croix

Il existe deux types de joints soudés en croix, suivant que les cordons de soudure transmettent ou non l'effort :

- joints en croix à âme continue

Dans le premier type (figure 47), la soudure d'angle ne transmet pas l'effort dans l'âme continue. Dans ce cas, la fissure s'amorce au pied de la soudure et se propage à travers l'épaisseur de la tôle dans un plan perpendiculaire à celui de la contrainte.

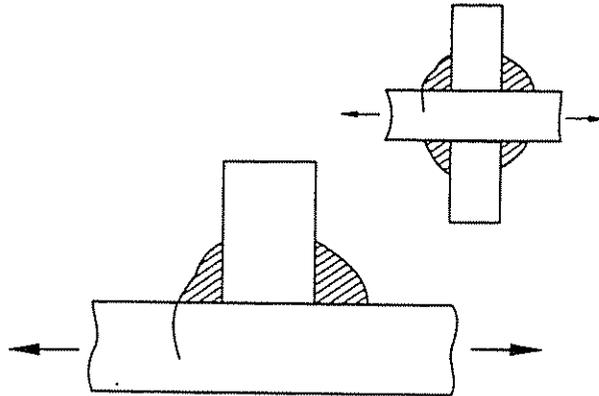


Figure 47 : Soudure d'angle transversale ne transmettant par l'effort (amorçage de la fissure au pied du cordon)

Il n'existe aucun avantage à faire des assemblages avec des soudures d'angle parallèles à la direction de la contrainte (figure 48). La fissure s'amorce alors en bout de cordon et conduit à la même résistance à la fatigue que les joints d'angle transversaux. Par contre, les soudures d'angle longitudinales continues présentent une amélioration considérable à l'endurance vis-à-vis des soudures d'angles intermittentes.

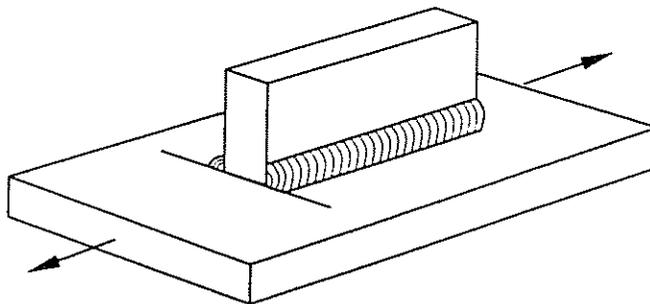


Figure 48 : Soudure d'angle transversale (amorçage à l'extrémité de soudure)

- Joints en croix à âme interrompue

Pour ce type de joint tout l'effort est transmis par la soudure (figure 49).

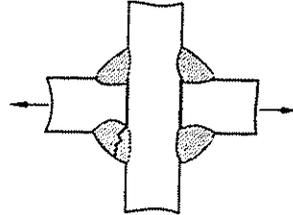


Figure 49 : Soudure d'angle transversale transmettant l'effort  
(amorçage de la fissure à la racine de la soudure)

Dans ce cas, aux zones de concentration de contrainte situées au pied de la soudure, viennent s'ajouter des zones d'entailles internes aiguës à la racine de la soudure. En général, la fissure s'amorce à cet endroit puis se propage dans le métal déposé suivant une direction oblique par rapport à la direction de l'effort. Ce type de rupture procure à l'assemblage des caractéristiques d'endurance relativement faibles par rapport aux joints soudés précédents. C'est pourquoi on cherche généralement à éviter d'amorcer une fissure à la racine de la soudure ; mais le fait d'augmenter l'épaisseur de gorge, par une soudure plus épaisse ou par une pénétration meilleure, ne suffit pas toujours pour que la fissure de fatigue parte cette fois du pied du cordon. En général, on inter-pénètre complètement les cordons (figure 50), ce qui a pour résultat de multiplier la limite d'endurance par 2 environ.

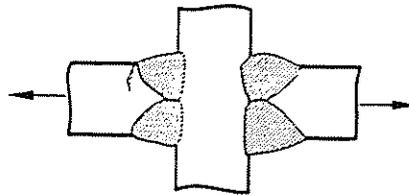


Figure 50 : Assemblage en croix avec pénétration totale  
(amorçage de la fissure au pied du cordon)

La figure 51 présente les conditions géométriques du cordon requises pour passer d'un type de rupture à l'autre.

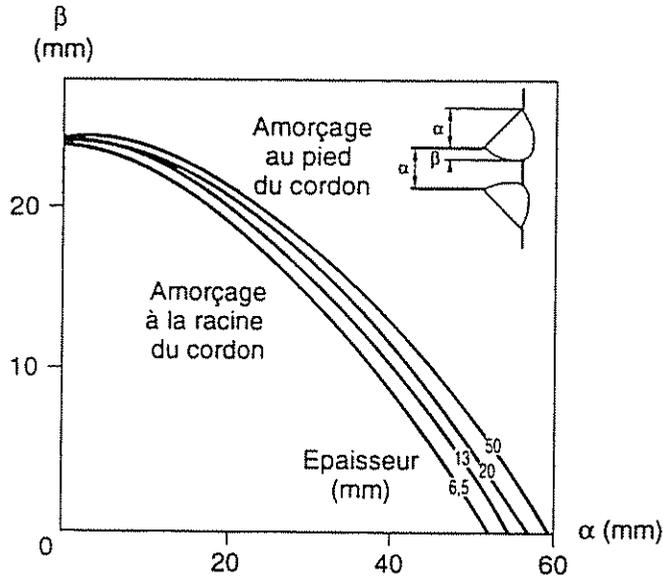


Figure 51 : Effet de la géométrie de la soudure sur le site d'amorçage dans le cas d'un manque de pénétration

- Joints soudés en T

Au premier abord ce joint ressemble à un demi-joint en croix (figure 52) et devrait montrer un comportement semblable en fatigue. Mais dans ce cas, un troisième mode de rupture est possible. Si les contraintes de flexion induites dans l'élément transversal sont du même ordre de grandeur que les contraintes directement appliquées au T, la fissure pourra s'amorcer aux autres pieds des soudures et se propagera à travers l'élément transversal.

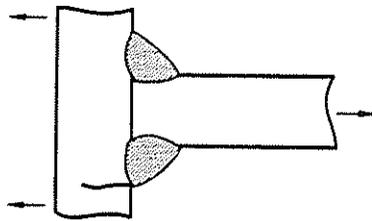


Figure 52 : Assemblage en T

---

---

## 12 - LES FACTEURS D'INFLUENCE DES ASSEMBLAGES SOUDES

La résistance statique d'un assemblage soudé bout à bout est en général égale à celle du métal de base, la rupture se produisant en dehors du cordon de soudure (à moins que la soudure ne soit elle-même très mauvaise). Par contre, la résistance à la fatigue est toujours inférieure pour l'assemblage soudé et la rupture a lieu presque toujours au ras du cordon de soudure.

Différents paramètres affectent la tenue à la fatigue des joints soudés :

- **facteurs géométriques** : forme du cordon, mauvais alignement des tôles, flèche de l'élément soudé, dimensions de l'assemblage (épaisseur des tôles, dimensions du cordon) ;
- **facteurs métallurgiques** : nature du métal de base, procédé de soudage (énergie, produit d'apport), défauts de soudage, niveau des contraintes résiduelles ;
- **facteurs liés à la sollicitation** : mode de chargement (amplitude constante ou variable, rapport de charge), gradient de sollicitation, biaxialité des contraintes, environnement.

Chacun de ces nombreux facteurs n'agit généralement pas seul ; des effets de synergie sont souvent à prendre en compte, compliquant ainsi le choix d'un niveau de contrainte admissible en service.

### 12.1. NOTION DE CONTRAINTE NOMINALE ET DE CRITERE DE RUINE

Un assemblage soudé élémentaire peut être considéré comme un élément de structure entaillé, le cordon de soudure constituant l'entaille. De même que pour une pièce entaillée, on considère la variation de la contrainte nominale  $\Delta\sigma_N$  au niveau du point d'amorçage. La figure 53 représente  $\Delta\sigma_N$  dans le cas d'un assemblage avec raidisseur transversal sollicité soit en traction, soit en flexion.

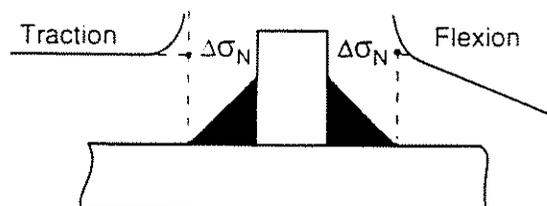


Figure 53 : Définition de la variation de contrainte nominale,  $\Delta\sigma_N$ , dans le cas d'une soudure d'angle transversale

Parfois le gradient de contrainte nominal peut être non linéaire ; c'est le cas par exemple des nœuds tubulaires, pour lesquels il convient de définir correctement l'évolution du gradient au voisinage du "point chaud", c'est-à-dire sans tenir compte du gradient supplémentaire dû à l'effet d'entaille induit par le pied du cordon de soudure (figure 54).

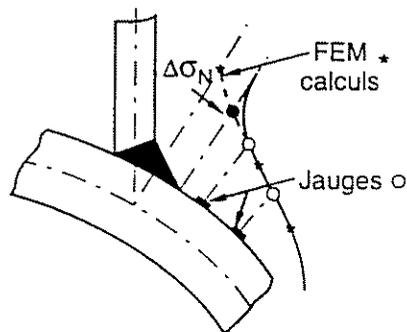


Figure 54 : Définition de  $\Delta\sigma_N$  au point chaud d'un nœud tubulaire

Définition de contrainte de dimensionnement  $kg \rightarrow$  ccc "point chaud" :

- contrainte nominale  $\sigma_N$
- contrainte géométrique  $\sigma_g = kg \times \sigma_N$
- contrainte locale  $\sigma_L = kg \times \sigma_N$
- contrainte due à la forme du cordon
- contrainte locale due au défaut  $\sigma_d = kg \times \sigma_L$

C'est généralement  $\Delta\sigma_N$  que l'on reporte sur les diagrammes de WOHLER ( $\Delta\sigma_N - N_R$ ), afin de tracer les courbes S-N.

Comme on le verra plus loin, la limite d'endurance conventionnelle à  $2.10^6$  cycles est souvent prise comme référence. A titre d'exemple, le tableau (figure 55) présente, pour quelques types d'assemblages, les niveaux de contrainte admissibles. On peut remarquer les valeurs relativement faibles vis-à-vis de la limite d'élasticité de la tôle de base ( $R_e \geq 240$  MPa). En fait ces valeurs de contrainte admissibles traduisent la grande dispersion des résultats d'essais sur assemblages à l'état brut de soudage, due à l'effet des nombreux paramètres évoqués plus haut.

Type de joint	Description	$\Delta\sigma \cdot 2.10^6$ (MPa)
	Joint bout à bout transversal arrasé CND 100 %	125
	Joint bout à bout transversal CND	100
	Joint en croix avec pénétration totale désalignement des têtes $\leq 15\%$ (t : épaisseur de la tôle)	71
	Joint en croix avec manque de pénétration (amorçage à la racine du cordon)	45

Figure 55 : Classification des assemblages soudés

Le critère de ruine d'un assemblage soudé dont dépend en particulier critère d'arrêt d'un essai de fatigue est fonction de la géométrie de l'assemblage et du mode de sollicitation de celui-ci.

Dans le cas des assemblages de petite dimension généralement étudiés laboratoire, la ruine de l'assemblage est fonction du mode de sollicitation :

- en traction uniaxiale, la rupture totale,
- en flexion, une fissuration sur la moitié de l'épaisseur de la tôle.

CHARGEMENT	EPAISSEUR	+ FORTE
Traction	< 20 mm Rupture totale	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Amorçage d'une fissure</li> <li>• Fissuration à mi-épaisseur</li> <li>• Fissuration de soudure sur nœud tubulaire</li> </ul>
Flexion	Fissuration à mi-épaisseur	

Pour des assemblages de grande dimension tels que des nœuds tubulaires, la figure 56 montre les écarts importants de durée de vie obtenus en fonction du critère choisi ; dans ce cas, le critère  $N_2$  qui correspond à une fissure traversante, conduisant à une perte sensible de rigidité de l'assemblage, est préféré au critère  $N_1$  concernant l'apparition d'une fissure superficielle.

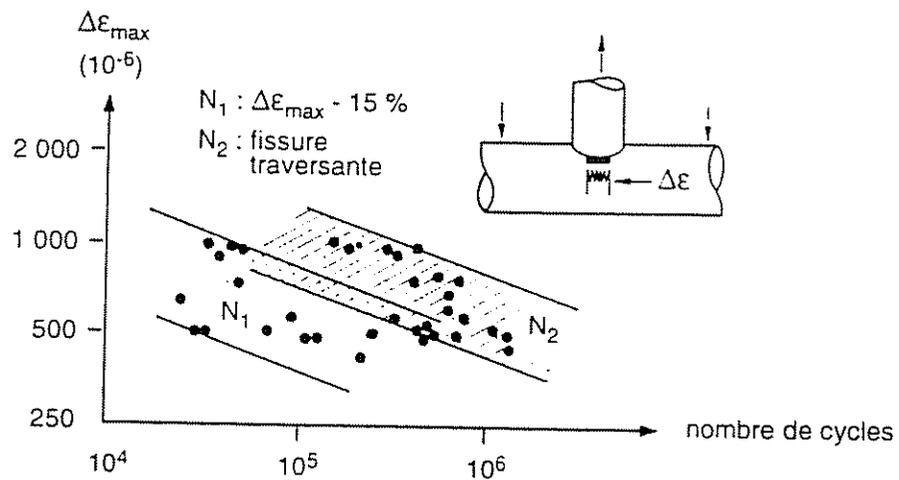


Figure 56 : Choix du critère de ruine (nœuds tubulaires)

## 12.2. FACTEURS GEOMETRIQUES

### 12.2.1. FORME DU CORDON DE SOUDURE

On peut mettre en évidence l'influence globale du cordon de soudure en comparant les limites d'endurance obtenues, d'une part, sur des joints bout à bout bruts de soudage, d'autre part, sur les mêmes joints soudés puis arasés.

Pour les joints arasés, on retrouve une limite d'endurance légèrement inférieure (de 5 à 10 %) à celle du métal de base, tandis que la limite d'endurance observée sur joints bruts est nettement plus faible (30 à 45 %) que celle du métal de base.

En réalité, plusieurs auteurs ont montré qu'il fallait considérer l'effet macrogéométrique, dû au profil général du cordon, et l'effet géométrique introduit par les défauts de la soudure localisés dans la zone de raccordement de la surface du cordon et de la peau du métal de base.

- Effet macrogéométrique

Par suite de la nature des assemblages soudés, les cordons de soudure introduisent des changements de section conduisant à l'apparition de concentrations de contrainte (figure 57).

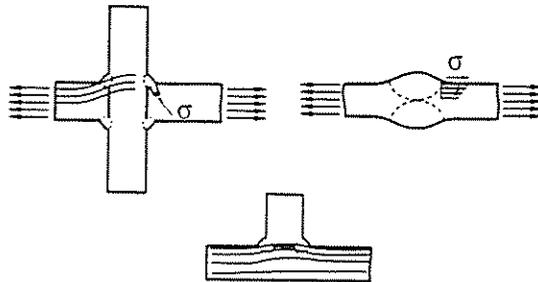


Figure 57 : Zones de concentration de contrainte dans les assemblages soudés

Des mesures photo-élasticimétriques, dans le cas de joints d'angles, au point de raccordement du cordon de soudure et du métal de base, donnent des valeurs du coefficient de concentration de contrainte comprises entre 1,5 et 4,5 ; ce coefficient est de l'ordre de 3 dans le cas de soudures en bout. Ces mesures ne tiennent pas compte de la présence de défauts pouvant exister à l'endroit considéré, qui augmentent localement cette concentration de contrainte.

Des calculs par éléments finis déterminent les valeurs du coefficient de concentration de contrainte  $K_t$  de soudures bout à bout en fonction de différents paramètres de forme du cordon.

Pour mettre en évidence l'influence de la forme du joint, différentes études systématiques ont été effectuées en comparant la résistance à la fatigue de joints soudés avec celles d'éprouvettes usinées dont le profil est analogue à celui des éprouvettes soudées.

On peut de cette façon faire varier de façon continue le rayon  $\rho$  et l'angle  $\theta$  de raccordement du joint simulé (figure 58). Ces études ont montré que l'augmentation de  $\rho$  ou la diminution de  $\theta$  augmentent l'endurance. L'influence de  $\rho$  devient négligeable lorsque  $\theta$  est inférieur à 10 ou 15° et l'influence de  $\theta$  devient négligeable, soit lorsque sa valeur dépasse 40°, soit lorsque  $\rho$  dépasse 6 à 10 mm.

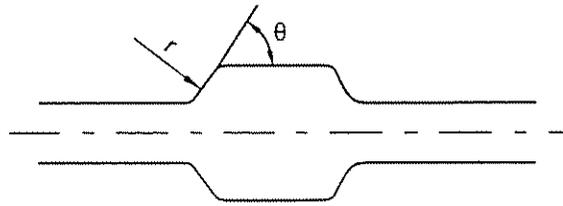


Figure 58 : Paramètres géométriques d'assemblages simulés

Une étude directement sur des joints soudés montre l'influence de la forme du cordon. On montre notamment que la limite d'endurance augmente avec l'angle de raccordement du cordon (figure 59) sur une soudure bout à bout.

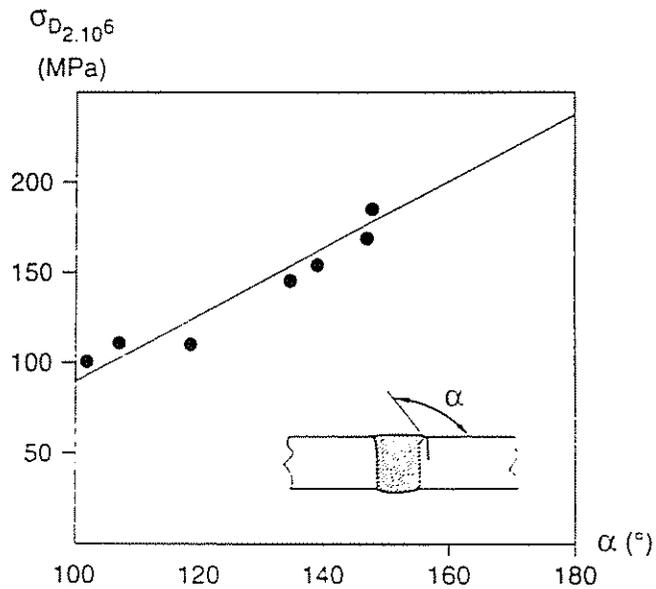


Figure 59 : Influence de l'angle de raccordement sur la limite de fatigue à  $2.10^6$  cycles.

- Effet microgéométrique

Venant se superposer aux concentrations de contraintes dues aux changements de sections, les défauts débouchants tels que les criques, les caniveaux ou dénivellations, les morsures de bord, etc., sont autant d'amorces de rupture potentielles.

Dans le cas d'aciers à haute résistance, la basse résistance à la fatigue des joints soudés des aciers à haute limite d'élasticité peut s'expliquer par la présence de défauts très aigus. Des essais sur des éprouvettes sont réalisés où l'on introduit au pied de la soudure une entaille artificielle de 0,12 mm de profondeur et de rayon 0,012 mm. Les résultats obtenus sur ces éprouvettes se placent dans la dispersion des résultats d'essais obtenus sur les éprouvettes sans usinage.

Il est difficile de quantifier l'effet d'un caniveau sur la tenue en fatigue des assemblages soudés ; en effet, la mesure de la profondeur et de l'acuité d'un caniveau est particulièrement délicate. La figure 60 présente dans le cas d'assemblages bout à bout une chute importante de  $\Delta\sigma$  avec  $h/t$  ( $h$  : profondeur du caniveau,  $t$  : épaisseur de la tôle).

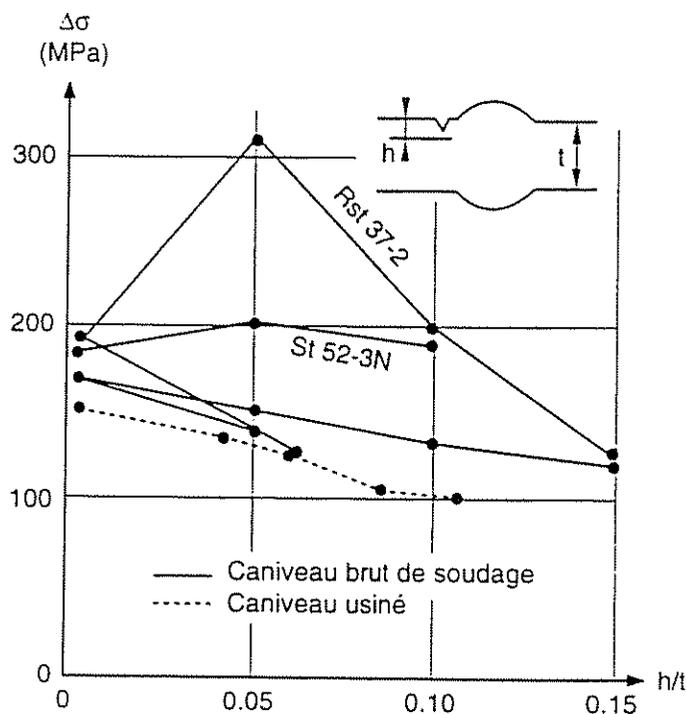


Figure 60 : Influence de la profondeur de caniveau sur la limite d'endurance

### 12.2.2. EPAISSEUR DE LA TOLE

De nombreuses études montrent que pour des joints géométriquement similaires, la résistance à la fatigue tend à décroître lorsque l'épaisseur des tôles augmente. La figure 62 présente l'évolution des durées de vie en fatigue en fonction de l'épaisseur pour des assemblages en T, sollicités en flexion.

Il est cependant difficile de séparer expérimentalement l'effet de l'angle de raccordement,  $\theta$ , de la longueur sous cordon,  $s$ , et de l'épaisseur de la tôle,  $t$  ; pour une configuration donnée, lorsque  $s/t$  décroît,  $\Delta\sigma_N$  croît comme l'indique la figure 61.

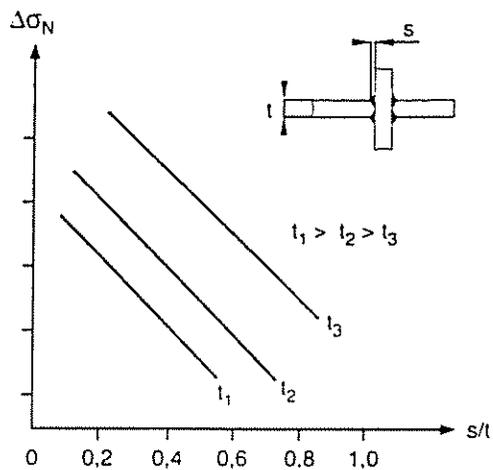


Figure 61 : Rôle schématique de  $s/t$  ( $s$  : largeur du cordon -  $t$  : épaisseur de la tôle) sur la résistance à la fatigue

Plutôt que  $s$ , il conviendrait sans doute de tenir compte de la longueur d'encastrement de la tôle, conféré par l'assemblage ( $2s +$  épaisseur du raidisseur).

Un tel effet est pris en compte dans le cas du calcul des assemblages tubulaires pour lesquels il est très prononcé. La relation suivante est utilisée dans la construction offshore :

$$S = S^* (T/18)^{0,29}$$

où  $S$  est la variation de contrainte admissible pour le nœud considéré

$S^*$  la variation de contrainte calculée à partir de la courbe S-N et  $T$  l'épaisseur de la membrure (en mm).

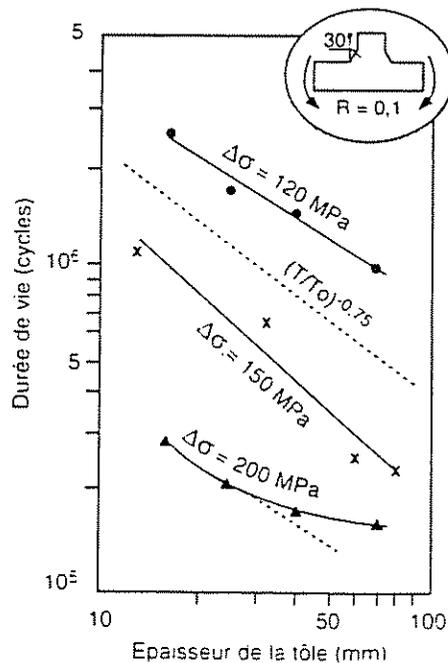


Figure 62 : Influence de l'épaisseur de la tôle sur la durée de vie en fatigue

### 12.2.3. DEFAUTS D'ALIGNEMENT

La figure 63 présente différents défauts d'alignement axiaux ou angulaires que peuvent présenter des assemblages soudés. Ces types de défauts conduisent à des moments de flexion parasites qui viennent s'ajouter à la contrainte nominale appliquée.

L'augmentation de contrainte nominale due à un défaut d'alignement axial,  $\delta$ , peut être calculé par la relation suivante :

$$K_t = 1 + 3 \frac{\delta}{e_1} \left( \frac{2 e_1^3}{e_1^3 + e_2^3} \right)$$

où  $e_1$  et  $e_2$  sont les épaisseurs respectives des tôles soudées.

L'effet combiné des deux types de défaut d'alignement (axial et angulaire) est pris en compte dans le règlement DnV consacré aux structures Offshore.

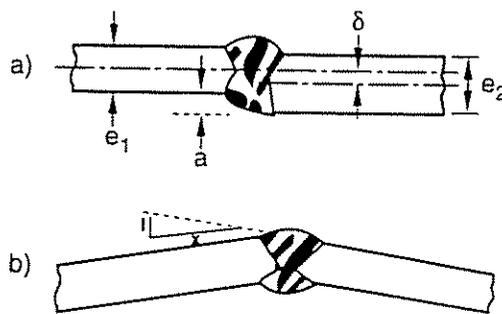


Figure 63 : Désalignements :  
a) axial  
b) angulaire

### 12.3. FACTEURS METALLURGIQUES

L'influence du manque de pénétration a montré que la baisse d'endurance était proportionnelle à la longueur du défaut. On peut établir une relation entre cette baisse et la réduction de section entraînée par le défaut.

L'influence des inclusions et des lignes de scorie a été systématiquement étudiée. Une des conclusions les plus importantes obtenues est que la nocivité du défaut dépend principalement de la présence possible d'hydrogène. Ce rôle de l'hydrogène dans la diminution d'endurance des joints soudés, en liaison avec la présence de défauts et de porosité, est reconnu.

L'influence des soufflures (figure 64) et des inclusions de laitier (figure 65) sur les caractéristiques de fatigue est précisée. Pour des essais sous amplitude de charge constante, il est montré que de tels défauts, même importants, n'affectaient l'endurance du métal que pour des durées de vie supérieures à  $10^4$  cycles.

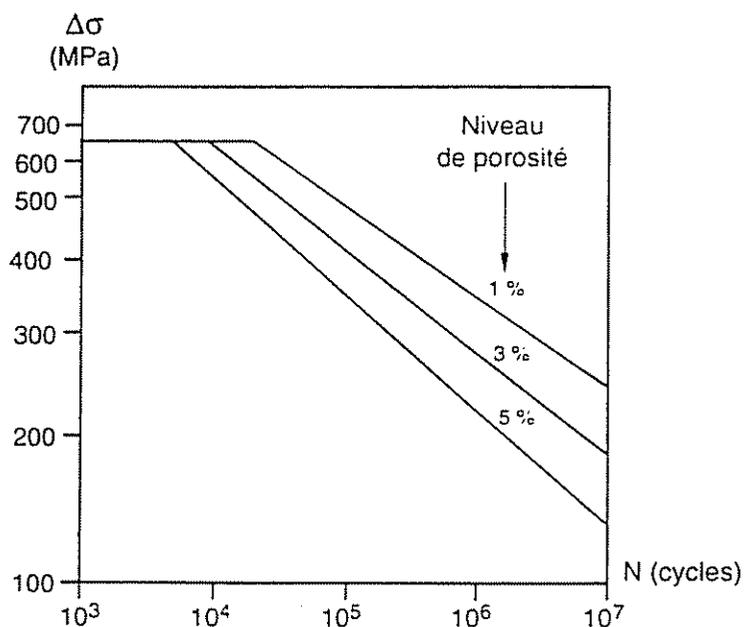


Figure 64 : Rôle des soufflures sur la résistance à la fatigue - joint bout à bout

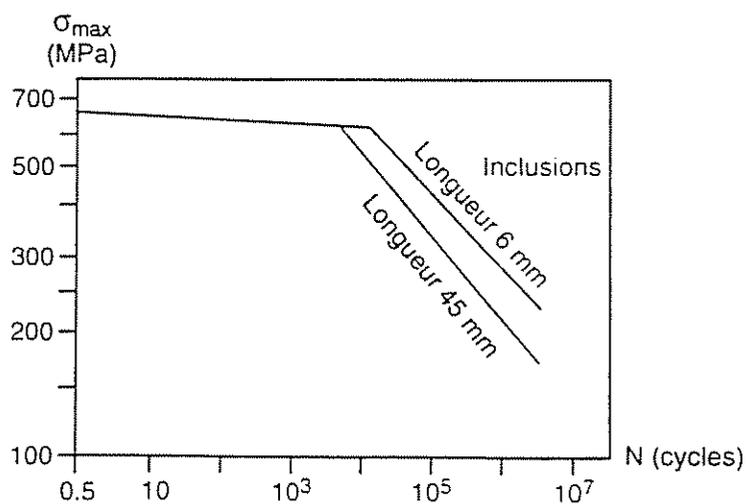


Figure 65 : Effet d'inclusions de laitier sur la résistance à la fatigue - joint bout à bout

## 12.4. NATURE DES SOLLICITATIONS - CHARGEMENT

### 12.4.1. CONTRAINTES RESIDUELLES

Par définition, les contraintes résiduelles forment un système de contraintes internes, en équilibre, qui existe en l'absence d'une charge extérieure. Ces contraintes sont généralement le résultat d'une déformation plastique permanente qui produit localement des déformations supplémentaires et par suite des contraintes en d'autres points.

Dans une structure soudée, ces déformations sont le résultat des cycles de chauffage et de refroidissement locaux, associés au soudage et, en particulier, à la contraction du métal. Lorsque le métal soudé se refroidit depuis la température de fusion, il a tendance à se contracter, mais il est retenu par le métal de base voisin. Cette contraction doit être alors "accommodée" par déformation plastique du métal d'apport.

Cette situation est encore compliquée par des facteurs technologiques tels que le type et la taille du joint, le procédé de soudage utilisé et la manière de déposer le métal d'apport, mais le principe de l'existence de grandes contraintes résiduelles dans le métal d'apport reste le même. Dans le cas de soudage multipasse, ces contraintes résiduelles peuvent atteindre le niveau de la limite d'élasticité de la tôle au voisinage du point d'amorçage de la fissure de fatigue. La figure 66 donne un exemple de ces contraintes dans le cas d'un joint transversal. Lors de la mise en charge du joint soudé, ce champ de contraintes résiduelles vient s'ajouter aux contraintes dynamiques et diminue d'autant l'endurance de la structure sollicitée.

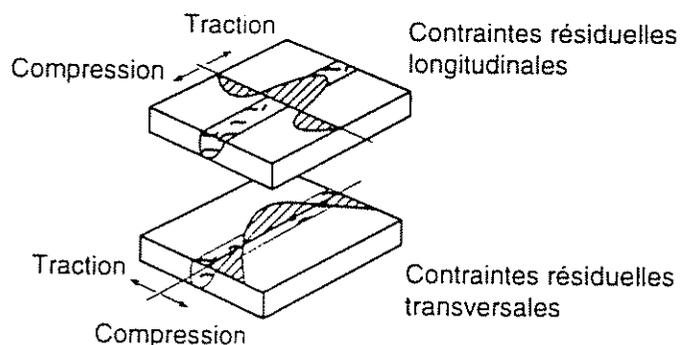


Figure 66 : Champ de contrainte résiduelle due au procédé de soudage

### 12.4.2. PROCÉDES DE SOUDAGE

D'une manière générale un procédé de soudage conduira à une endurance de l'assemblage d'autant meilleure qu'il donnera :

- des défauts petits et en faible nombre (soudage TIG, soudage sous flux solide),
- des contraintes résiduelles faibles,
- un cordon présentant un angle de raccordement faible (soudage automatique).

La figure 67 montre les résultats d'essais effectués sur des éprouvettes en acier E 36, soudées manuellement, présentant un cordon convexe, et des éprouvettes du même acier, obtenues par soudage automatique sous flux solide, présentant un cordon concave. L'endurance des éprouvettes obtenues par soudage automatique est supérieure d'environ 40 % à celle des éprouvettes soudées manuellement.

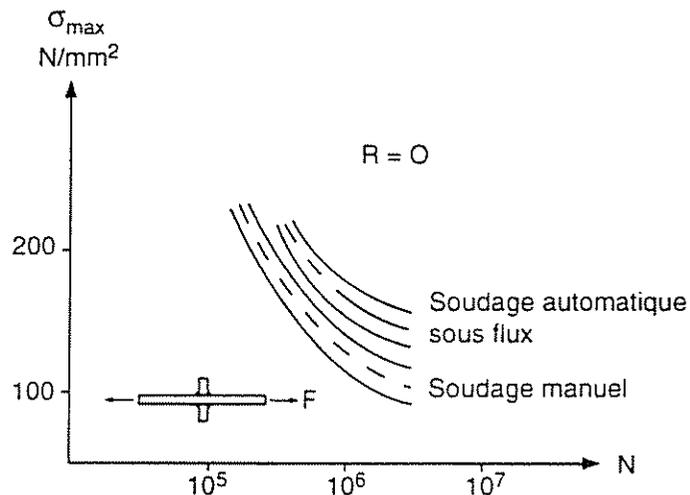


Figure 67 : Effet du procédé de soudage sur la résistance à la fatigue

En fait, plus que le procédé, c'est la mise au point de l'opération de soudage qui jouera un rôle déterminant sur la tenue à la fatigue des assemblages. En particulier, dans le cas d'un procédé automatique de soudage, le choix des paramètres de soudage optimaux vis-à-vis de la tenue à la fatigue est un facteur essentiel.

#### 12.4.3. NATURE DU METAL DE BASE ET DU METAL D'APPORT

Il est évident que le choix du métal d'apport dépend de la nature du métal de base à souder. Pour ce choix, il y a lieu de tenir compte des points suivants :

- le métal d'apport (électrodes, fil) doit conduire à l'obtention de caractéristiques mécaniques du métal fondu compatibles avec celles du métal de base de manière à assurer une bonne continuité des propriétés ;
- on choisira de préférence un métal d'apport n'apportant pas ou peu d'hydrogène (par exemple des électrodes basiques étuvées).

En réalisant, pour les assemblages en croix, une pénétration complète du métal d'apport dans le métal de base, sans solution de continuité au centre et avec des cordons concaves, on peut obtenir une résistance à la fatigue qui approche celle des soudures bout à bout. Ces conditions peuvent être réalisées par le choix d'électrodes à grande pénétration pour les premières passes et d'électrodes "de forme", à bonne coulabilité, pour les dernières passes.

Au cours d'essais effectués sur un acier doux semi-calmé au manganèse-silicium ( $R_m = 500 \text{ N/mm}^2$ ), on a étudié l'influence de la résistance du métal d'apport. Il a été observé que, sur joints bruts, la limite d'endurance diminuait avec cette résistance tandis que, sur joints arasés, cette limite restait constante, légèrement inférieure à celle du métal de base. La baisse d'endurance observée sur joints bruts peut s'expliquer par l'augmentation de sensibilité à l'effet d'entaille avec la résistance du métal d'apport.

Des joints bruts de soudage réalisés en aciers doux ou en aciers à haute limite d'élasticité conduisent à des valeurs  $\Delta\sigma$  voisines, dans le cas de contraintes moyennes faibles.

Dans ce cas, l'influence peu significative de la limite d'élasticité est due principalement à la faible part de la phase d'amorçage dans la durée de vie totale d'un assemblage présentant un coefficient d'entaille important. En effet, la durée de vie en propagation est comparable pour l'ensemble des aciers de construction métallique.

L'intérêt d'utiliser des aciers à plus haute limite d'élasticité apparaît cependant dans la plupart des cas rencontrés en pratique :

- Cas de sollicitations élevées.

On note une amélioration de la tenue à la fatigue des assemblages avec la limite d'élasticité, soit dans le domaine des variations de contrainte élevées (endurance limitée) comme le montre la figure 68, soit dans le cas des contraintes moyennes élevées.

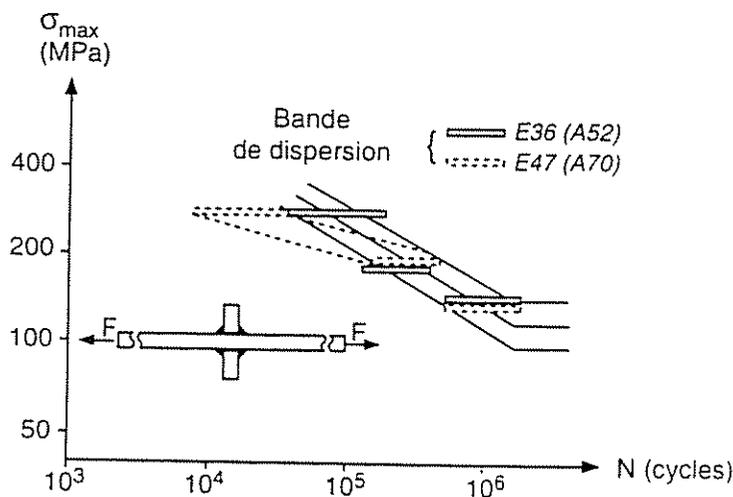


Figure 68 : Rôle de la limite d'élasticité de la tôle (360 ou 460 MPa) sur la résistance à la fatigue

La figure 69 schématise ce dernier effet : sur un diagramme de GOODMAN-SMITH, les résultats d'essais se placent sur des droites, lorsque l'on fait varier la contrainte moyenne,  $\sigma_m$  ; pour des contraintes moyennes, faibles ou nulles, les résultats sont comparables, par contre l'effet de la limite d'élasticité se fait sentir quand  $\sigma_m$  croît.

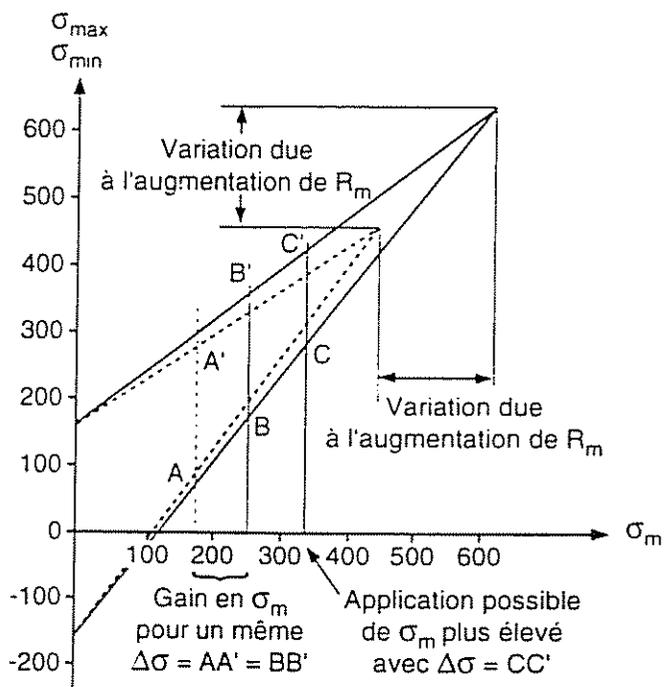


Figure 69 : Schéma montrant l'augmentation de la résistance à la fatigue avec  $R_m$  (ou  $R_e$ ) pour  $\sigma_{moyen}$  élevé

- Cas de sollicitations d'amplitude variable.

De telles sollicitations rencontrées sur une structure en service comporte généralement des cycles de sollicitations élevées ( $\Delta\sigma$ ,  $\sigma_m$ ) même en petit nombre. Dans ce cas très général, il est souvent intéressant d'utiliser des aciers à haute limite d'élasticité.

- Cas d'assemblages présentant un faible  $K_t$ .

La figure 70 présente l'effet favorable d'une augmentation de la limite d'élasticité de la tôle de base sur la limite d'endurance conventionnelle  $\Delta\sigma_{2,10^6}$  dans l'assemblage bout à bout brut de soudage présentant une faible surépaisseur.

Comme on le verra au § 5, l'effet de traitements de parachèvement met en évidence une amélioration de la tenue à la fatigue des assemblages soudés, croissante avec la limite d'élasticité du métal de base.

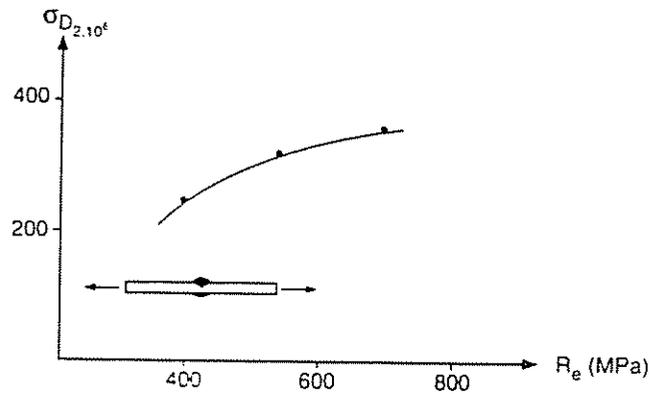


Figure 70 : Effet de la limite d'élasticité de la tôle sur la limite d'endurance de joints bout à bout (R=0)

#### 12.4.4. MODE DE CHARGEMENT

La comparaison de résultats obtenus soit en traction, soit en flexion fait apparaître, dans le cas de cordons interpénétrés, un effet du gradient de contrainte au voisinage du pied du cordon qui se traduit en particulier par un effet de l'épaisseur de la tôle.

Par ailleurs, un assemblage sollicité en flexion est beaucoup moins sensible à l'effet d'un manque de pénétration que le même assemblage sollicité en traction. Cette différence de comportement s'explique par une répartition différente des contraintes locales, soit au pied du cordon, soit au niveau du manque de pénétration.

#### 12.4.5. RAPPORT DE CHARGE ( $R = \sigma_{\min}/\sigma_{\max}$ )

La valeur du rapport de charge (ou la contrainte moyenne du cycle de charge) a une certaine influence sur les caractéristiques d'endurance.

Bien qu'il soit difficile, en général, de déduire d'essais effectués pour une certaine valeur de R, des données correspondant à une autre valeur du rapport de charge, on utilise généralement les rapports suivants :

$$\frac{\text{amplitude de résistance à la fatigue (R = - 1)}}{\text{amplitude de résistance à la fatigue (R = 0)}} = 1,25$$

$$\frac{\text{amplitude de résistance à la fatigue (R = 0,5)}}{\text{amplitude de résistance à la fatigue (R = 0)}} = 0,85$$

Dans ce cas, les amplitudes de résistance à la fatigue sont déterminées pour  $2.10^6$  cycles.

Ces rapports ont été obtenus à l'aide d'essais effectués sur éprouvettes de petite dimension, prélevées dans des structures réelles. De ce fait, le niveau de contraintes résiduelles des éprouvettes est relativement faible (voire nul) vis-à-vis d'une structure réelle.

En pratique, lorsque l'on peut craindre la présence de contraintes résiduelles élevées (voisines de  $R_e$ ) et qu'il n'est pas possible ni de mesurer celles-ci, ni d'effectuer un traitement de détensionnement, on admet que l'amplitude maximale en fatigue correspond à la valeur déterminée sur le diagramme de GOODMAN selon le schéma reproduit à la figure 71. C'est pourquoi la plupart des codes de calcul actuels ne considèrent pas l'effet de la contrainte moyenne et fournissent pour un type d'assemblage donné une seule valeur de variation de contrainte admissible  $\Delta\sigma$ .

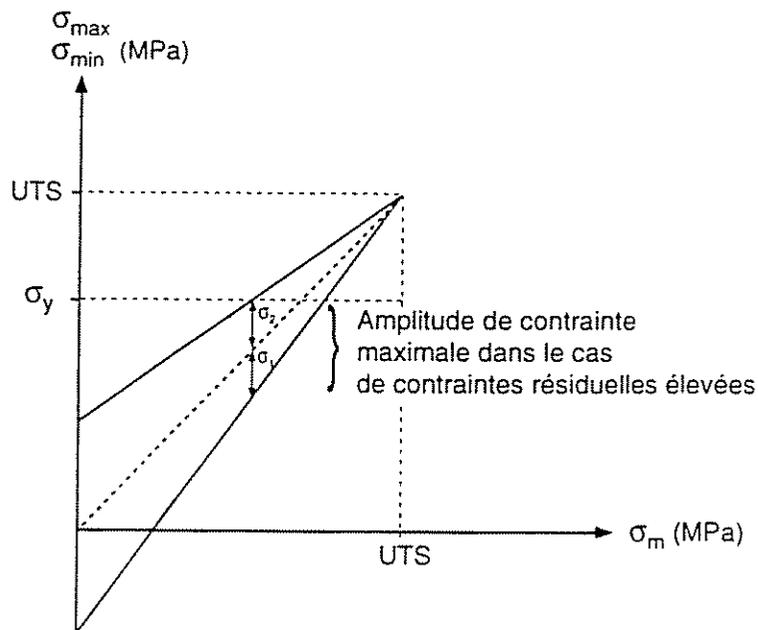


Figure 71 : Schéma représentant la résistance à la fatigue dans le cas de contraintes résiduelles élevées

---

---

## 13 - L'AMELIORATION DE LA TENUE A LA FATIGUE DES JOINTS SOUDES

La fabrication des structures soudées actuelles fait de plus en plus appel à l'utilisation d'aciers à haute limite d'élasticité.

Comme cela a été précisé au 12.4.3, un certain nombre d'études ont montré en effet l'intérêt des aciers à haute limite d'élasticité dans la réalisation d'assemblages soudés, en particulier dans le cas de niveaux élevés de la contrainte moyenne ou d'un chargement sous amplitudes de contrainte variables.

Par contre, la comparaison de résultats d'essais de fatigue sur des assemblages soudés dans des conditions conventionnelles (contrainte moyenne faible ou nulle, amplitude de contrainte constante) ne fait pas apparaître un avantage significatif des aciers HLE. Ce phénomène est généralement interprété, d'une part, par la faible durée d'amorçage des fissures de fatigue due à la présence inévitable de défauts au pied de cordon, dans le cas de joints bruts de soudage, d'autre part, par la faible variation de la vitesse de propagation observée en fonction de la limite d'élasticité des aciers de construction qui conduit à des durées de vie en fissuration comparables.

Il est donc apparu que le seul moyen de bénéficier pleinement des aciers à hautes caractéristiques était d'augmenter la part d'amorçage dans la durée de vie totale d'un assemblage soudé. Pour cela, différentes techniques peuvent être mises en œuvre. Elles ont pour objet de modifier la macro- (profil du cordon) et la micro-géométrie (défauts de soudage) de la soudure, ainsi que le champ de contraintes résiduelles introduites par l'opération de soudage. Elles ne sont applicables qu'aux cas où l'amorçage se situe au pied du cordon de soudure.

### 13.1. MODIFICATION DE LA GEOMETRIE DE LA SOUDURE

- Géométrie du pied du cordon

Dans le cas d'un soudage automatique, le réglage des paramètres de soudage doit permettre de réduire au maximum la surépaisseur du cordon (joint bout à bout) et d'obtenir un rayon de raccordement entre le cordon et la tôle le plus grand possible.

L'utilisation d'électrodes à coulabilité améliorée lors de la passe de pied de cordon y conduit à réaliser cette dernière recommandation.

- Géométrie de la soudure et séquence de soudage

La figure 72 présente la procédure améliorée utilisée dans le cas d'assemblages en T sollicités en flexion.

Le profil général de la soudure favorise un bon écoulement du flux des contraintes réduisant ainsi le niveau de  $K_t$  de l'assemblage.

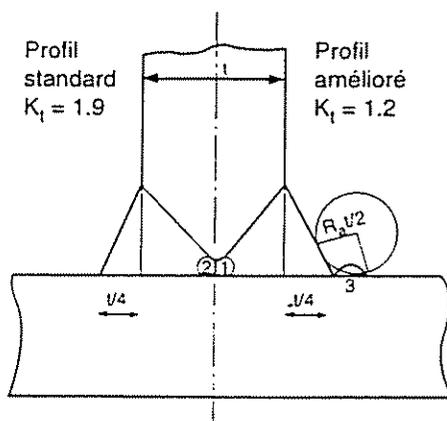


Figure 72 : Comparaison des profils conventionnel et amélioré

La séquence de soudage proposée qui consiste à déposer la passe de pied de cordon juste après les passes à la racine a plusieurs avantages. Elle facilite le positionnement spatial du pied du cordon ; la passe déposée à plat assure une mouillabilité optimale et donc un grand rayon de raccordement ; cette passe subit un traitement de détensionnement de la part des passes de remplissage qui conduit, d'une part, à réduire le niveau de dureté sous cordon, d'autre part, à annuler les contraintes résiduelles au pied du cordon. La figure 73 compare les résultats obtenus avec une procédure conventionnelle et la procédure améliorée.

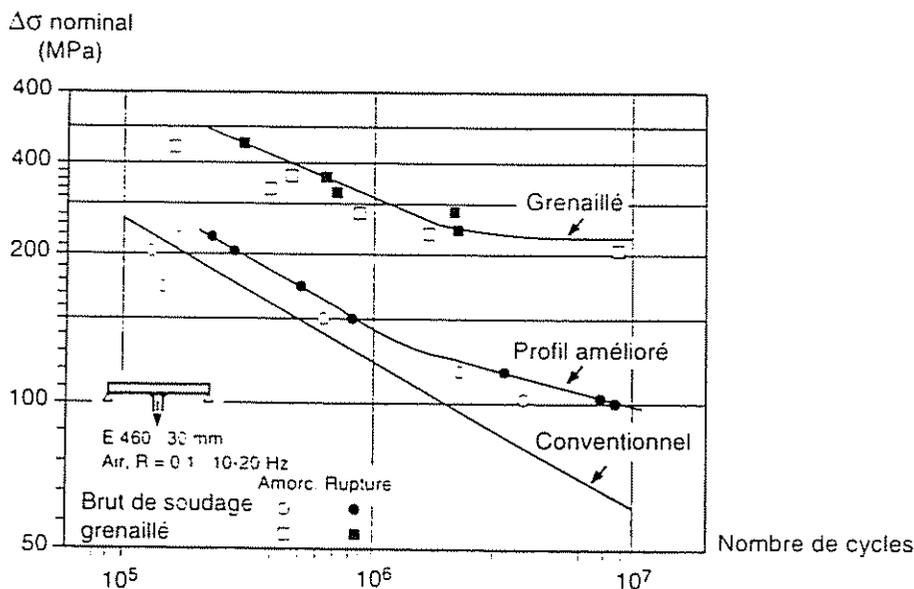


Figure 73 : Rôle du profil amélioré brut de soudage ou grenailé sur la résistance à la fatigue d'assemblages en T

## 13.2. REFUSION DU PIED DU CORDON

- La refusion TIG

Le parachèvement par le procédé TIG consiste en une refusion des zones de raccordement de la soudure à l'aide d'une torche TIG, sans apport de métal. Il permet d'obtenir à la fois une diminution de la concentration des contraintes, en aplanissant le profil du cordon (figure 74) au niveau du raccordement et un accroissement de la dureté dans la zone traitée. Les résultats obtenus sont spectaculaires en particulier dans le cas des soudures d'angle qui présentent généralement la concentration de contrainte la plus élevée. La figure 75 présente que les taux d'amélioration obtenus dans ce cas sur la limite d'endurance conventionnelle augmentent rapidement avec la limite d'élasticité de la tôle de base.

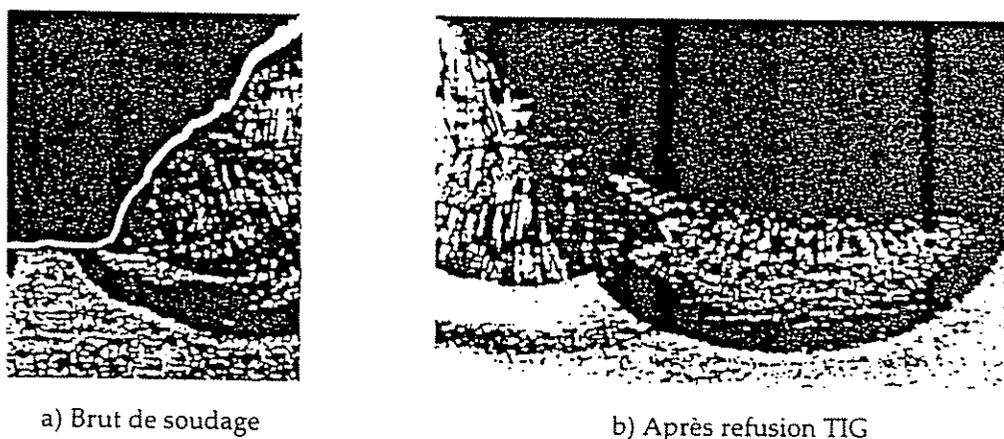


Figure 74 : Influence de la refusion TIG sur le profil de la soudure

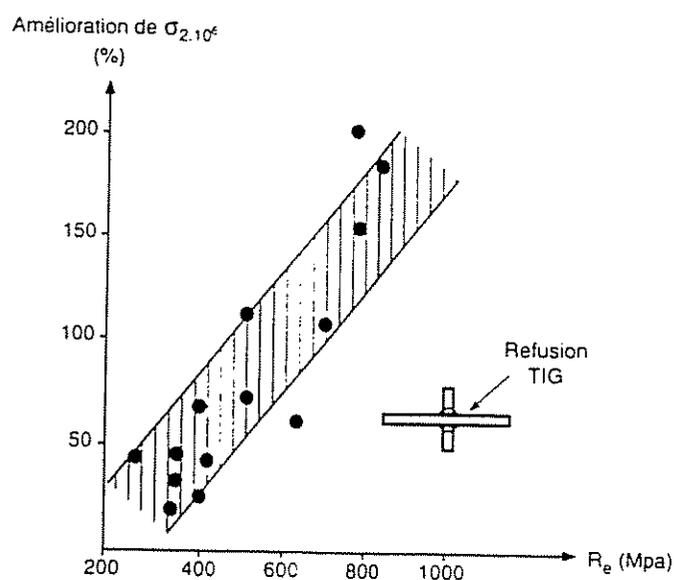


Figure 75 : Amélioration de la résistance à la fatigue à  $2 \times 10^6$  cycles en fonction de la limite d'élasticité du métal de base

- La refusion plasma

Le principe de la méthode est semblable à celui de la refusion TIG. La principale différence vient de l'apport de chaleur, deux fois plus important dans le cas de la refusion plasma, permettant des vitesses d'exécution plus rapides. Les taux d'amélioration sont du même ordre que pour la refusion TIG.

### 13.3. ECRIVAGE DU PIED DU CORDON

Avec cette technique, on élimine les amorces de fissures par enlèvement de métal au pied du cordon. Cet usinage peut se faire soit avec une "meuleuse à disque", soit avec une fraise à écrire (figure 76). Pour éliminer toutes les inclusions de laitier et les microfissures, la profondeur de l'usinage doit être de 0,5 à 0,8 mm.

Parallèlement à la suppression des amorces de fissure, cette technique permet d'améliorer le profil du cordon et donc d'abaisser le coefficient de concentration de contrainte local.

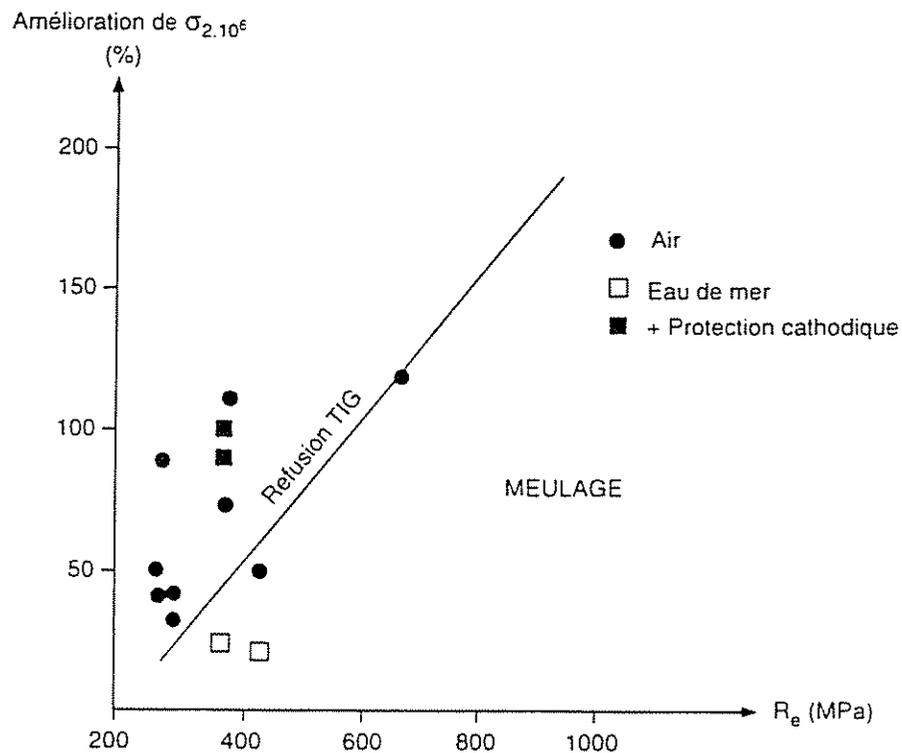


Figure 76 : Influence de la limite d'élasticité du métal de base sur l'amélioration de la limite d'endurance par meulage du pied de la soudure

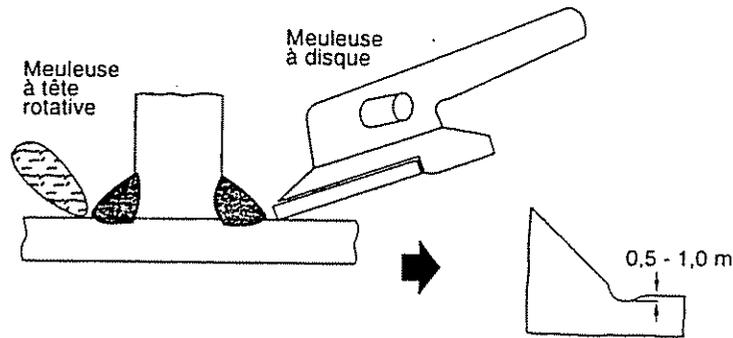


Figure 77 : Meulage et écriquage du pied du cordon de soudure

Les résultats obtenus par cette technique dépendent beaucoup du soin avec lequel l'opération est réalisée ; les taux d'amélioration de la limite d'endurance conventionnelle varient entre 30 et 100 %.

### 13.4. MARTELAGE DU PIED DU CORDON

Par cette technique, de fortes contraintes résiduelles de compression sont introduites en peau à l'aide d'un marteau pneumatique. Les défauts existants ne sont pas supprimés, mais leur géométrie est modifiée. Après martelage, ils se trouvent enchâssés dans un volume de matériau écroui où règnent des contraintes de compression élevées. Le marteau peut être équipé d'un outil à tête hémisphérique ou d'un dispositif à aiguilles. L'efficacité du martelage dépend du nombre de passes ou de la durée de l'opération.

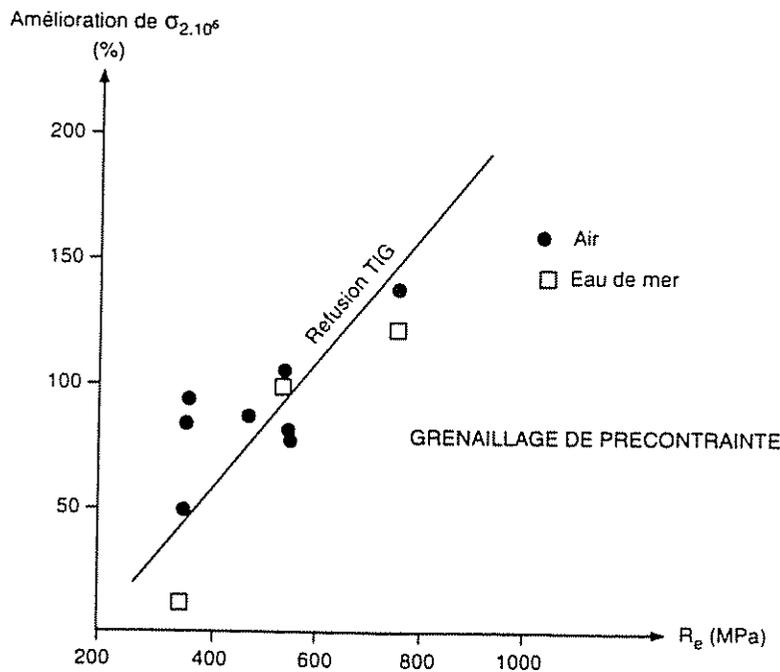


Figure 78 : Influence de la limite d'élasticité du métal de base sur l'amélioration de la limite d'endurance par grenailage de précontrainte

Les résultats obtenus par cette méthode sont remarquables : l'amélioration est deux fois plus importante que celle apportée par la refusion TIG.

### 13.5. GRENAILLAGE DE PRECONTRAINTE

Avec cette technique, la surface à traiter est bombardée par des billes d'acier calibrées. Chaque impact de bille agit comme un coup de petit marteau. Ce traitement permet d'introduire un champ de contrainte résiduelle de compression supérieur à  $0,5 R_e$  dans la couche superficielle.

Le niveau et l'uniformité en tout point de la contrainte atteinte, la profondeur de la couche précontrainte, sont reproductibles et dépendent d'un certain nombre de paramètres qu'il convient de contrôler : diamètre des billes, temps et énergie du bombardement, diamètre de la buse, distance et angle entre la buse et la pièce, vitesse de déplacement, etc...

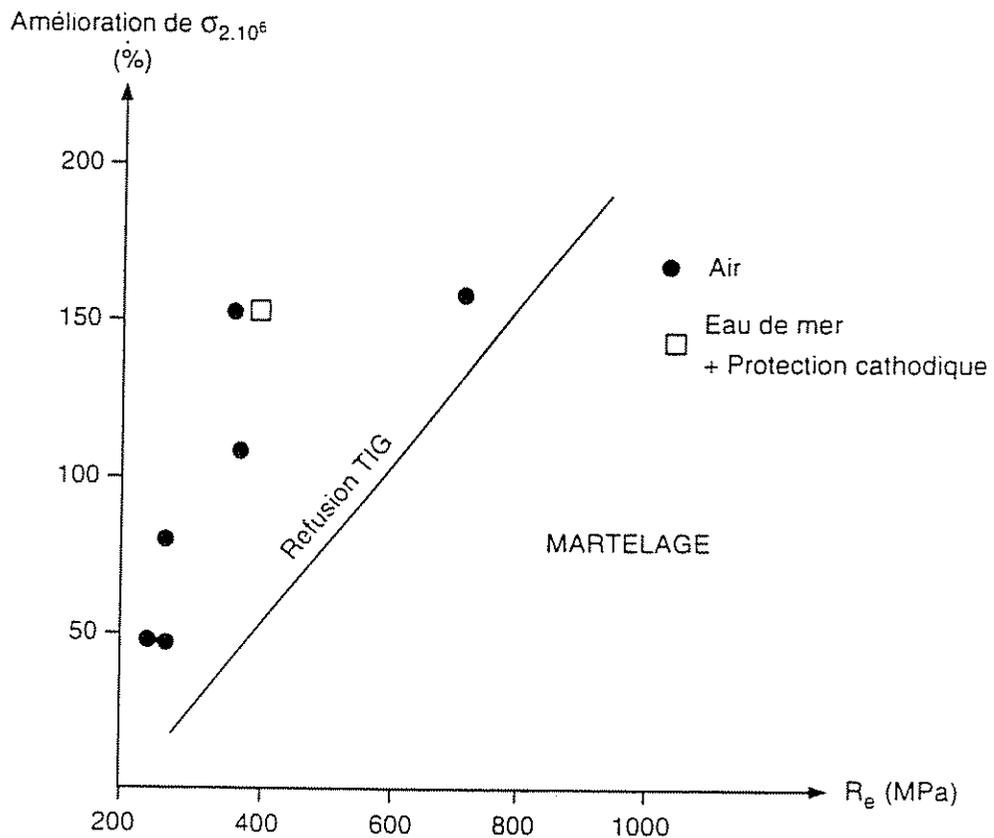


Figure 79 : Influence de la limite d'élasticité du métal de base sur l'amélioration de la limite d'endurance par martelage

La mesure de l'évolution des contraintes résiduelles en fonction de  $\Delta\sigma$  ou de  $N$  montre qu'au voisinage de la limite d'endurance, on n'observe pas de relaxation des contraintes résiduelles. Dans ce cas, celles-ci peuvent être considérées schématiquement (figure 80) comme des contraintes statiques qui viennent s'ajouter algébriquement à la contrainte moyenne du chargement cyclique.

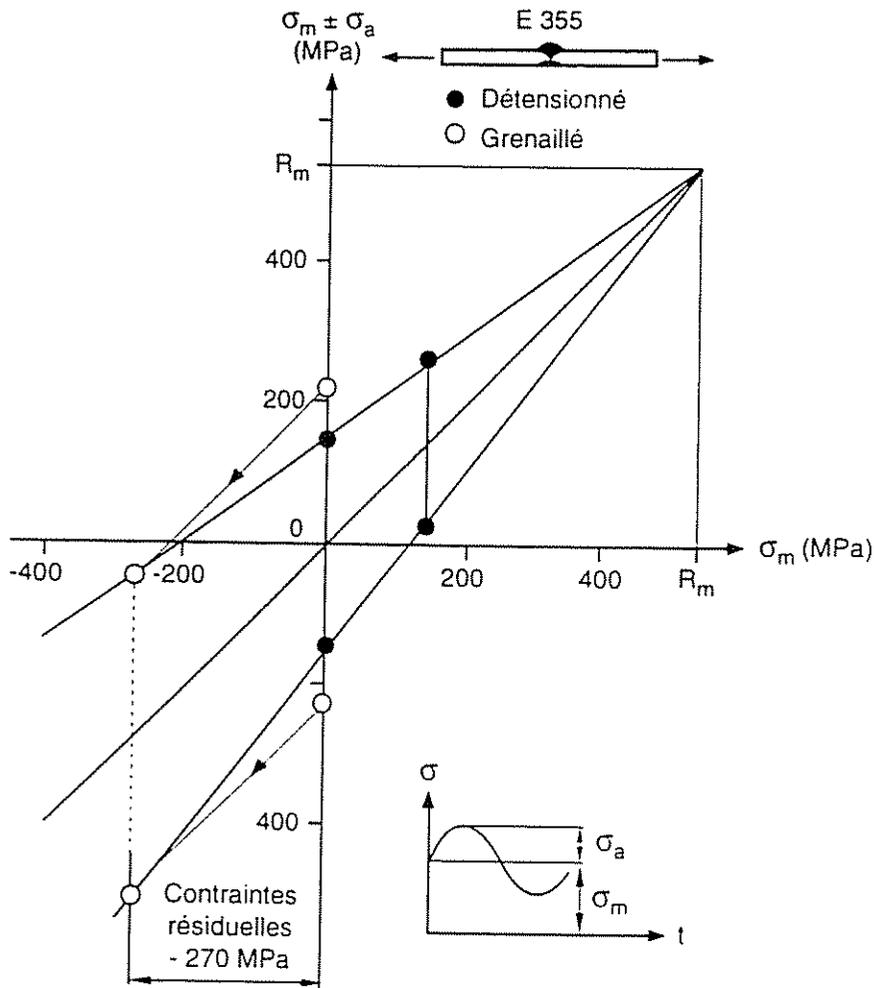


Figure 80 : Rôle des contraintes résiduelles dues au grenaillage de précontrainte sur la résistance à la fatigue des joints bout à bout

---

---

## 14 - CONCLUSION

Aussi complexe soit-elle, une structure métallique est généralement composée d'un petit nombre d'assemblages élémentaires. Pour connaître la tenue à la fatigue de la structure, on peut étudier séparément l'endurance de ces types de joints.

Les facteurs de l'endurance des assemblages soudés sont nombreux, le premier d'entre eux est la qualité de la soudure. En effet, la résistance à la fatigue des joints soudés est particulièrement sensible à la géométrie du cordon déposé ainsi qu'aux champs de contraintes qui sont introduits, soit par le processus de soudage, soit par les défauts microscopiques inclus dans la soudure. Pour améliorer leur comportement en fatigue, les soudures peuvent subir des traitements mécaniques ou thermiques.

Il est possible de connaître avec précision le comportement des assemblages soudés soumis à des sollicitations cycliques, à l'aide d'essais simulatifs de laboratoire, réalisés sur des éprouvettes soudées industriellement, de dimensions suffisantes pour être représentatives des éléments d'une structure réelle.

Sur la base de tels essais, effectués à amplitude constante ou variable de la charge, on définit alors, pour chaque type de joint soudé, les contraintes admissibles correspondant à une durée de vie donnée de la structure ainsi qu'à une distribution estimée des sollicitations appliquées en service à l'assemblage.