



HAL
open science

Critères d'absence de fragilité

Claude Gaillard, Bernard Rogy

► **To cite this version:**

Claude Gaillard, Bernard Rogy. Critères d'absence de fragilité. Sciences de l'ingénieur [physics]. 1969. hal-01910068

HAL Id: hal-01910068

<https://minesparis-psl.hal.science/hal-01910068>

Submitted on 31 Oct 2018

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

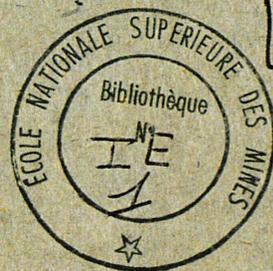
Feb 1963

Consultation sur place

CRITERES D'ABSENCE DE FRAGILITE

Application aux appareils à pression

X 1963



[21]

MM. Claude GAILLARD
Bernard ROGY
Ingénieurs des Mines

Directeur de dossier :
M. SERVANT
Ingénieur en Chef des Mines

JUIN 1969

CRITERES D'ABSENCE DE FRAGILITE

Application aux appareils à pression

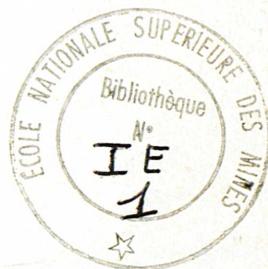
MM. Claude GAILLARD

Bernard ROGY

Ingénieurs-élèves 3ème année

ECOLE DES MINES de PARIS

[21]



Directeur de dossier :

M. SERVANT

Ingénieur en Chef des Mines,
Chef des services chargés des questions
concernant l'eau, la recherche et
les techniques industrielles et minières

JUIN 1969

Promo X 1963

S O M M A I R E

	<i>pages</i>
- <i>Présentation du dossier.....</i>	<i>1</i>
- <i>1ère partie :</i>	
<i>Les risques de rupture et les dispositions réglementaires</i> <i>de sécurité.....</i>	<i>2</i>
- <i>2ème partie :</i>	
<i>La fragilité.....</i>	<i>18</i>
- <i>chapitre I : généralités sur la rupture fragile.....</i>	<i>19</i>
- <i>chapitre II : approche "température de transition".....</i>	<i>22</i>
- <i>chapitre III : la mécanique linéaire de la rupture.....</i>	<i>38</i>
- <i>chapitre IV : ouverture de la fissure.....</i>	<i>56</i>
- <i>Conclusions.....</i>	<i>65</i>
- <i>Annexes.....</i>	<i>69</i>
- <i>Bibliographie.....</i>	<i>80</i>

PREMIERE PARTIE

LES RISQUES DE RUPTURE
ET
LES DISPOSITIONS REGLEMENTAIRES DE SECURITE

PRESENTATION DU DOSSIER

"Le métal utilisé dans la construction d'un appareil à pression doit être exempt de fragilité à la température ordinaire" (Arrêté du 23 juillet 1943).

"L'arrêté se borne, pour l'ensemble des matériaux, à énoncer la règle de l'absence de fragilité, condition de sécurité qui vise à éviter la fragmentation en cas d'explosion ; mais il s'abstient de la préciser par des données numériques" (circulaire ministérielle du 12 août 1943).

On peut rappeler à cet égard que le règlement ne donne aucune règle chiffrée sur les risques de rupture fragile" (circulaire ministérielle du 16 octobre 1967).

Nous avons voulu savoir si l'évolution de la connaissance des métaux et de la technique, ne rendent pas possible l'introduction, dans le règlement, de certains critères chiffrés, dont le respect permettrait d'éviter sûrement tout risque de rupture fragile.

C'est à la présentation de quelques-uns de ces critères et de la façon dont ils pourraient être utilisés, que nous avons consacré la deuxième partie de ce dossier.

Nous avons réservé une première partie à l'examen de règlements étrangers, au point de vue des prescriptions fondamentales de sécurité, en nous attachant à la lettre, et sans avoir déterminé la façon dont elles sont appliquées (si l'esprit dans lequel elles le sont, qui peut être fort différent selon qu'il s'agit d'un code de construction à caractère réglementaire ou d'un règlement de type français, où est précisé le principe de liberté et de responsabilité du constructeur).

I - LES RISQUES DE RUPTURE -

La rupture d'une construction métallique est due à six causes principales :

- l'effondrement à la suite d'une déformation plastique excessive, résultant d'une surcharge ou d'un choc,
- l'instabilité (par exemple sous l'influence d'une pression extérieure),
- le fluage,
- la corrosion,
- la fatigue,
- la rupture fragile.

1° - Rupture par forte déformation plastique -

Les méthodes habituelles, utilisées pour l'établissement des projets, comprennent très généralement :

- . une estimation du chargement (pression dans le cas des appareils à pression).
- . une analyse des contraintes visant à déterminer la valeur du taux de travail (grandeur scalaire fonction des éléments du tenseur des contraintes), résultant du chargement. Cette analyse des contraintes peut se faire par des méthodes purement mathématiques, ou en tenant compte de résultats expérimentaux. On notera qu'elle devra quelquefois être très poussée et que seule l'utilisation d'un ordinateur la rendra possible (cf. les exigences du code ASME section III).
- . un dimensionnement de l'appareil tel que le taux de travail n'excède pas la valeur fixée par le règlement ; ce sera une fraction bien définie des grandeurs mesurant les propriétés mécaniques du matériau (résistance à la rupture ou limite d'élasticité déterminées par l'essai de traction).

La ductilité du matériau est suffisante, en général, pour permettre d'ignorer les effets des concentrations de contraintes et, à moins que l'on ait gravement sous estimé les conditions possibles du chargement, la rupture par déformation plastique excessive ne peut survenir. L'application des prescriptions réglementaires en permet la prévention.

2° - Rupture par instabilité -

C'est par exemple le phénomène de flambage des enveloppes sous pression extérieure.

Il ne suffit pas dans ce cas de rapporter le taux de travail à la résistance à la rupture ou à la limite élastique.

Le phénomène est complexe : la forme de l'enveloppe a une importance directe (par exemple pour une enveloppe cylindrique de section circulaire, le rapport L/D - longueur sur diamètre - est utilisé); le module d'élasticité du métal joue aussi un rôle.

3° - Fluage -

Le risque de rupture due au fluage est traité, lors de l'établissement des projets, de façon conventionnelle. Les contraintes prévues en service (ou le taux de travail) sont rapportées à des valeurs de résistance au fluage pour une durée déterminée, obtenues ou extrapolées à partir d'essais normalisés.

Les coefficients de sécurité utilisés seront soit fixés par le règlement, soit laissés à la discrétion du constructeur qui adoptera, en général, ceux indiqués dans le code de construction dont il se sert.

Il n'est pas sûr que cette approche constitue la meilleure façon de tenir compte des phénomènes de fluage. Le coefficient de sécurité se comprend alors comme un coefficient d'ignorance.

4° - La corrosion -

C'est au constructeur qu'il appartient de choisir un matériau capable de résister à la corrosion due aux corps que l'appareil devra contenir.

Une règle chiffrée ne paraît guère concevable ; chaque cas est un cas particulier, et il en est de même de la solution choisie.

5° - Rupture par fatigue -

C'est sans doute la cause de rupture la plus commune.

Peu d'appareils, en effet, sont soumis aux chargements purement statiques supposés dans les projets. Les ruptures par fatigue s'initient au niveau des discontinuités provoquant des concentrations de contraintes, lesquelles sont fréquemment ignorées dans les calculs. Nous verrons comment il est tenu compte de ce risque dans la section III du code ASME.

6° - Ruptures fragiles -

Ce sont certainement les ruptures les plus spectaculaires. Elles se produisent alors que la contrainte moyenne peut être bien inférieure à la limite élastique. L'utilisation de matériaux à haute résistance et à haute limite élastique, sous des contraintes élevées, et l'accroissement de l'épaisseur des appareils ont favorisé de telles ruptures.

La limitation du taux de travail en diminue le risque.

Il reste néanmoins qu'il n'y a pas, dans la plupart des règlements, de critères de résistance propres à la rupture fragile.

Ce problème sera examiné dans la deuxième partie de ce dossier.

II - LES DISPOSITIONS REGLEMENTAIRES DE SECURITE - LES COEFFICIENTS DE SECURITE -

Nous donnerons ici quelques indications sur le règlement français et sur certains codes ou règlements étrangers.

La section III du code ASME sera examinée avec soin, notamment en ce qui concerne l'analyse des contraintes qui précède l'application des coefficients de sécurité, et les critères de sécurité.

1° - Le règlement français -

L'article 4 de l'arrêté ministériel du 16 octobre 1967, relatif aux appareils à pression, stipule que :

le taux de travail du métal dans la paroi, soumise à une pression égale à la pression de calcul, doit être inférieur à la plus petite des deux valeurs suivantes :

- un tiers de la résistance à la rupture du métal, à la température ordinaire,
- cinq huitièmes de la limite élastique à 0,2 % du métal à la température maximale en service.

Par ailleurs, la réglementation française souligne la responsabilité du constructeur et impose des prescriptions relatives au contrôle et à l'exécution des soudures, à la fragilité du métal utilisé,...

Remarques -

a) La notion de taux de travail est volontairement imprécise. C'est un des aspects du libéralisme du règlement français, accordant ainsi une certaine latitude au constructeur.

b) Les deux critères de sécurité précités ne se réfèrent qu'à l'essai de traction (contraintes uniaxiales). Les coefficients de sécurité couvrent alors non seulement la méconnaissance de la distribution des contraintes dans la structure, mais aussi l'incertitude qui règne sur la triaxialité réelle des contraintes.

c) Aux températures usuelles et pour la plupart des aciers (notamment ceux que l'on utilise dans la construction des tubes de synthèse de l'industrie chimique), le premier critère (résistance à la rupture) est le plus sévère. Cela rend difficile le développement de l'utilisation des aciers à haute limite élastique.

d) Le règlement s'applique uniformément à tous les récipients métalliques, pourvu que la pression excède 4 bar (et que le produit de la pression - en bars - par le volume - en litres - soit supérieur à 80).

2° - Réglementation allemande -

Le taux de travail est rapporté à la plus petite des deux caractéristiques suivantes :

- limite élastique à la température de calcul,
- résistance aux 100 000 heures, à la température de calcul (afin de tenir compte du fluage).

Le coefficient de sécurité retenu est de 1,5 si l'acier satisfait aux normes DIN. Dans le cas contraire, on prend 1,8.

Remarques -

a) Dans le cas d'un cylindre creux à parois épaisses, l'ancien règlement (1954) stipulait que la limite élastique introduite dans le calcul, rapportée à 20° C, devait être inférieure à 0,7 fois la résistance à la traction, pour les aciers non alliés, et à 0,8 fois pour les aciers alliés.

b) Les aciers satisfaisant aux normes DIN sont admis sans formalité supplémentaire par les contrôleurs allemands. Pour les autres, le fabricant devra faire la preuve de la bonne qualité de son acier.

3° - Réglementations américaines (code ASME) -

La section III de l'ASME sera examinée au point 5.

Elle comporte essentiellement trois critères :

- critère par rapport à la limite d'élasticité (coefficient de sécurité = 1,5),
- critère par rapport à la résistance à la rupture (coefficient de sécurité = 3),
- critère de ductilité (voir en 5).

Notons que le premier critère ne s'applique pas aussi directement que dans le règlement français, mais après une analyse des contraintes très soignée.

La section VIII comporte deux divisions. Elle concerne les appareils d'usage courant. Le constructeur (en accord avec son client) peut choisir la division 1 ou la division 2.

Division 1 : les critères sont semblables à ceux du règlement français avec des coefficients de sécurité différents : 4 pour la résistance à la rupture, 1,6 pour la limite d'élasticité.

Division 2 : elle est très récente. Elle oblige notamment le client à bien définir ce qu'il commande, ceci en se faisant éventuellement assister d'un expert. Elle ressemble beaucoup à la section III (analyse des contraintes, valeur des coefficients de sécurité) mais n'impose pas un critère de ductilité (seules certaines caractéristiques de résilience sont requises pour certains aciers).

4° - Autres règlements - Comparaison -

Le taux de travail est comparé, selon les pays, à la limite élastique seule ou bien à la plus petite valeur de deux grandeurs (limite élastique divisée par coefficient de sécurité et résistance à la rupture divisée par coefficient de sécurité).

a) Grande-Bretagne : BS 1515 -

Les coefficients de sécurité retenus sont 1,5 (limite élastique) et 2,35 (résistance à la rupture, dans le cas des aciers certifiés).

Pour les aciers non certifiés, ce sont les mêmes jusqu'à 50° C et pour une température supérieure, ils sont donnés par une table.

b) Grande-Bretagne : BS 3915 -

Le taux de travail est rapporté à $\frac{E_T}{1,5}$ et $\frac{R_{20}}{2,7}$.

c) ISO TC 11 -

On considère $\frac{E_T}{1,6}$ et $\frac{R_{20}}{2,7}$ pour une température 250° C et $\frac{E_{200}}{1,6}$ et $\frac{R_{20}}{2,7}$ si la température est inférieure à 250°.

d) Italie -

Le taux de travail est comparé à $\frac{E_T}{1,5}$.

Pour donner une idée de l'incidence de ces règlements sur l'épaisseur exigée d'une virole d'un appareil à pression soumis à une même pression, nous prendrons un exemple numérique :

- Pression intérieure..... 530 bar
- Résistance à la traction. 54 hbar à 220° C
- Limite élastique..... 44 hbar à 220° C
- Température de service... 220° C
- Diamètre du tube..... 1830 mm.

Si l'on tient compte du fait que les formules de calcul du taux de travail et les valeurs numériques des coefficients de joint ne sont pas identiques, il se peut que l'effet d'un règlement soit atténué relativement à un autre.

On trouve, pour l'exemple numérique, les épaisseurs suivantes, en mm :

France (269) ; ASME III (264) ; ASME VIII (470) ; BS 1515 (201) ; BS 3915 et ISO TC 11 (235) ; Allemagne (182) ; Italie (204).

Notons que l'ASME VIII pris en compte est la division 1.

5° - Etude de la section III du code ASME -

Ce code concerne les récipients sous pression, à usage nucléaire, donc là où la sécurité est essentielle.

Les auteurs du code ont publié une note explicative dégageant les structures du code et justifiant la valeur des coefficients de sécurité.

1 - Théorie de la résistance :

Si l'on considère les trois contraintes principales en un point d'une structure métallique, lorsque deux d'entre elles au moins sont différentes de zéro, la proximité de la rupture est déterminée par la théorie de la résistance.

La section III du code ASME retient la théorie de la contrainte maximale de cisaillement (critère de Tresca), alors que les sections I et VIII adoptent la théorie de la contrainte maximale (plus simpliste).

Il eût été plus précis d'adopter la théorie du cisaillement octaédrique de Von Misès (énergie de distorsion), mais les auteurs lui ont préféré la théorie de la contrainte maximale de cisaillement. Celle-ci offre, en effet, certains avantages pratiques (notamment dans l'étude de la fatigue) et se prête plus facilement aux calculs.

Si $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ sont les trois contraintes principales par ordre décroissant (algébriquement), la théorie de la contrainte maximale de cisaillement établit que l'écoulement plastique ne se produit que lorsque $\frac{1}{2} (\sigma_1 - \sigma_3) = \frac{1}{2} \sigma_E$

2 - Analyse des contraintes :

La section III distingue trois familles de contraintes et certaines sous-familles. Pour les définitions complètes, on se reportera au code.

a) Contraintes primaires P -

Une contrainte primaire est engendrée par la charge imposée (ici, pression interne). Elle satisfait les lois de l'équilibre entre forces et moments externes et internes.

La caractéristique fondamentale d'une contrainte primaire est qu'elle ne s'adapte pas plastiquement : lorsqu'une contrainte primaire dépasse la limite élastique, la rupture n'est évitée que si le métal possède de bonnes propriétés d'écroutissage.

Sous-familles :

- Contrainte primaire de membrane générale P_m -

C'est la contrainte primaire moyenne à travers une section du récipient. On exclut les discontinuités et les concentrations.

- Contrainte de membrane locale P_l -

Elle présente en fait les caractéristiques d'une contrainte secondaire (elle s'adapte plastiquement). Lorsqu'elle atteint la limite élastique, d'autres parties de la structure résistent à la charge externe, mais cela peut entraîner une déformation inadmissible. Les auteurs ont jugé qu'une contrainte de cette catégorie devait être limitée à une valeur inférieure aux autres contraintes secondaires. D'où son classement parmi les contraintes primaires.

- Contrainte de flexion P_b -

Composante de la contrainte primaire proportionnelle à la distance du centre de gravité de la section au support de la charge.

Elle exclut les discontinuités et les concentrations.

Notons qu'il s'agit en fait d'une contrainte fictive (c'est par souci d'homogénéité que les auteurs ont exprimé le moment de flexion en contrainte équivalente).

Notons que l'ASME, section VIII, ne considère que cette famille de contraintes.

b) Contraintes secondaires Q -

Une contrainte secondaire peut être considérée comme la différence entre la contrainte réelle (celle-ci incluant les flexions dues à la forme de la structure et les contraintes thermiques) et la contrainte primaire.

On exclut les contraintes localisées dans une petite zone (cf. contraintes de pointe).

La caractéristique fondamentale d'une contrainte secondaire est qu'elle s'adapte plastiquement.

Exemple : Contraintes produites par le gradient thermique axial dans une coque cylindrique -

c) Contraintes de pointe F -

Elles sont généralement dues aux discontinuités locales qui introduisent, à leur voisinage, une augmentation notable des contraintes (concentration).

Les contraintes de pointe s'ajoutent aux contraintes primaires et secondaires (aux points de concentration de contraintes), pour donner le niveau réel de contrainte.

La caractéristique essentielle d'une telle contrainte est qu'elle ne produit pas de déformation plastique importante.

Comme les contraintes secondaires, elles peuvent s'adapter plastiquement, ce qui permet de les négliger si le matériau est ductile (voir plus loin) et si l'appareil ne travaille pas cycliquement.

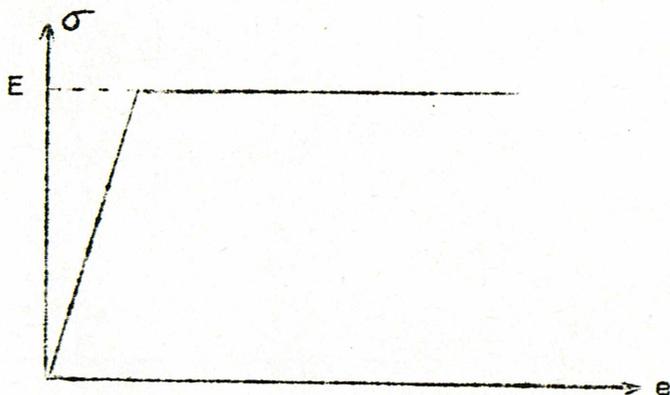
Exemple : Contraintes provenant d'une discontinuité telle qu'une entaille, un fond de filet -

On consultera le tableau N 413 du code ASME III pour avoir des exemples de ces différentes contraintes.

3 - Limites d'intensité des contraintes de base -

La section III fait l'hypothèse (pessimiste) d'une plasticité parfaite, sans écrouissage.

La courbe contrainte (σ) - déformation (e) est représentée fig. 1.



Les contraintes admissibles, dégagées de la théorie de l'étude limite et de la plasticité parfaite, pourront être considérées comme un maximum, au-dessous duquel, un récipient, construit dans un matériau suffisamment ductile, ne présentera aucun risque vis-à-vis de la rupture par forte déformation plastique ; les propriétés effectives d'écrouissage fournissant une marge plus ou moins sensible au-dessus de ce maximum.

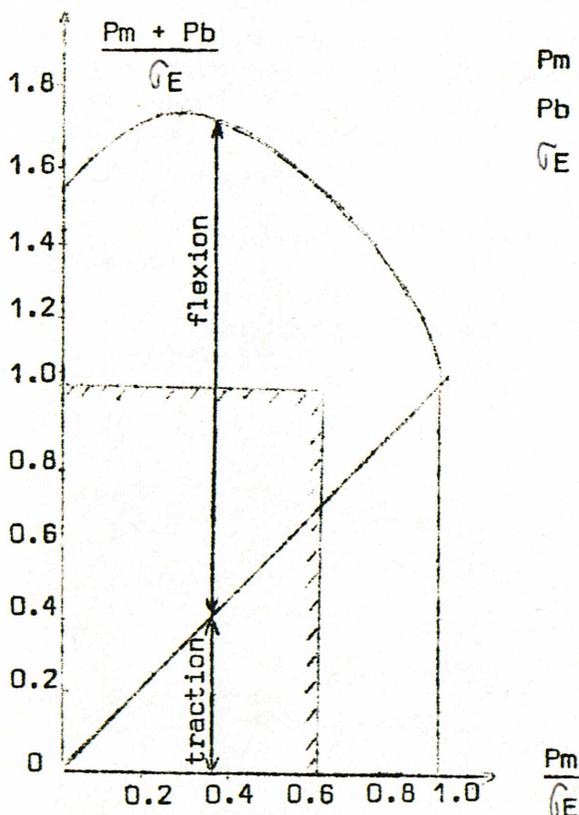
a) Contraintes primaires -

Pour une structure telle qu'une barre rectiligne, une charge de traction égale à la limite élastique σ_E , entraîne l'écoulement du métal.

Si la barre est chargée en flexion, l'effondrement se produit pour une charge égale à $k \cdot \sigma_E$, k étant le "coefficient de forme" de la section. Pour une section rectangulaire, en flexion, $k = 1,5$.

Lorsque la contrainte primaire dans une section de la barre est la combinaison d'une contrainte de traction et d'une contrainte de flexion, la valeur de la charge d'effondrement dépend du rapport de ces deux contraintes.

La fig. 2 représente la contrainte maximale avant effondrement, calculée au niveau de la fibre extérieure, d'une barre de section rectangulaire, en fonction de la contrainte moyenne de traction.



P_m : contrainte de traction

P_b : contrainte de flexion

σ_E : limite élastique

fig. 2

Lorsque la contrainte moyenne de traction $P_m = 0$, la contrainte de flexion peut être égale à $1,5 \sigma_E$.

Lorsque $P_m = \sigma_E$, on ne peut tolérer aucune flexion.

La section III s'est servie de la fig. 2 pour choisir les valeurs admissibles de :

- la contrainte primaire de membrane générale P_m ,
- la contrainte primaire de membrane générale + la contrainte de flexion $P_m + P_b$.

Les auteurs ont considéré qu'on obtenait, compte tenu de la figure et du fait que les conditions réelles ne sont pas celles que l'on trouve dans le barreau, une sécurité convenable en limitant :

- P_m à $\frac{2}{3} \sigma_E$
- $P_m + P_b$ à σ_E

Remarquons que le facteur de sécurité n'est pas constant pour toutes les combinaisons traction-flexion.

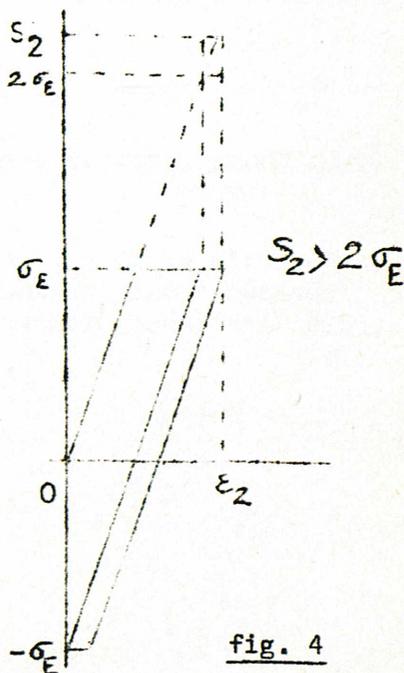
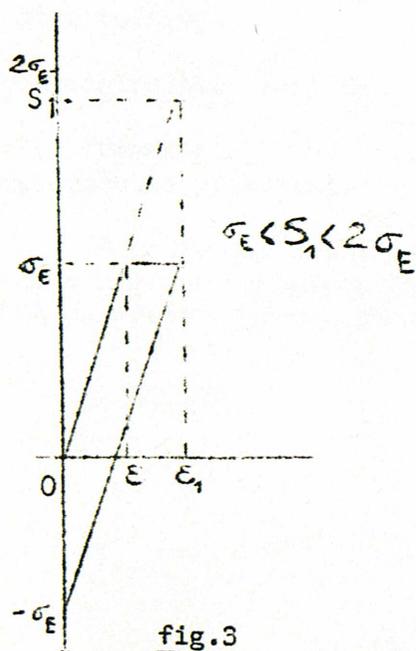
b) Contraintes secondaires -

Considérons un niveau de contraintes élastiques calculé, égal au double de la limite élastique.

Il a une signification particulière. Il représente la limite entre les charges qui, appliquées répétitivement, s'adaptent (shake down) et donnent à la structure des déformations plastiques alternées, et les charges qui produisent une déformation plastique à chaque application.

Ceci peut s'interpréter facilement à l'aide de la théorie limite.

Considérons, en effet, les figures 3 et 4 (relatives à une poutre).



Dans la figure 3, la contrainte élastique S_1 est inférieure à $2\sigma_E$, mais supérieure à σ_E .

Supposons alors que nous imposions à la poutre une déformation ϵ_1 . La contrainte calculée (en élasticité) est $S_1 = E \cdot \sigma_E$ ($E =$ module d'Young).

Comme il s'agit de contraintes secondaires, nous supposons que la nature de la charge est telle qu'elle entraîne le cyclage de la déformation de 0 à ϵ_1 (et retour à 0), plutôt que celui de la contrainte de 0 à S_1 et retour.

Aussi lorsque la poutre est revenue à sa position sans déformation, elle garde une contrainte de compression résiduelle égale à $S_1 - \sigma_E$.

Lors de chargements ultérieurs, cette compression résiduelle devra être éliminée avant que la contrainte soit de traction ; ainsi la fourchette élastique a été augmentée de $S_1 - \sigma_E$.

Lorsque $S_1 = 2\sigma_E$, cette fourchette est égale à 2 .

Lorsque $S_2 > 2\sigma_E$ (fig. 4), la poutre cède en compression et tous les cycles ultérieurs produisent une déformation plastique.

Par conséquent, $2\sigma_E$ est la valeur maximum de la contrainte élastique calculée, pour laquelle la structure s'adapte (shakes-down) d'une manière purement élastique.

Remarquons que, contrairement à la valeur $1,5\sigma_E$, qui est le maximum à ne pas dépasser pour une contrainte primaire de flexion, afin qu'il n'y ait pas "effondrement", $2\sigma_E$ est une valeur sûre pour les contraintes secondaires.

Aussi le code a limité la contrainte primaire de flexion à une valeur inférieure à $1,5\sigma_E$ (soit σ_E), mais a conservé $2\sigma_E$ pour les contraintes secondaires (puisque un léger effet plastique peut être toléré).

Cas des contraintes locales :

Comme on l'a vu, elles sont classées arbitrairement parmi les contraintes primaires.

Pour éviter une trop grande déformation de la structure, on leur a accordé un niveau de contraintes admissibles supérieur de 50 % du niveau des contraintes de membrane primaires, soit $1,5\sigma_E$.

...

c) Contraintes de pointe -

Ce point ne sera qu'abordé ici.

On n'a à tenir compte de ces contraintes que dans l'étude des fatigues ou si le métal n'est pas suffisamment ductile.

Le code donne des courbes, dans le genre de celle de la fig. 5, pour les nuances courantes d'acier.

Ces courbes relient le nombre de cycles d'utilisation de la structure à la valeur S_a .

S_a représente la limite supérieure de la somme des contraintes :

- primaire de membrane (ou locale)
- flexion
- secondaire
- pointe

soit P_m (ou P_L) + P_b + Q + F

Exemple : Aciers peu alliés.

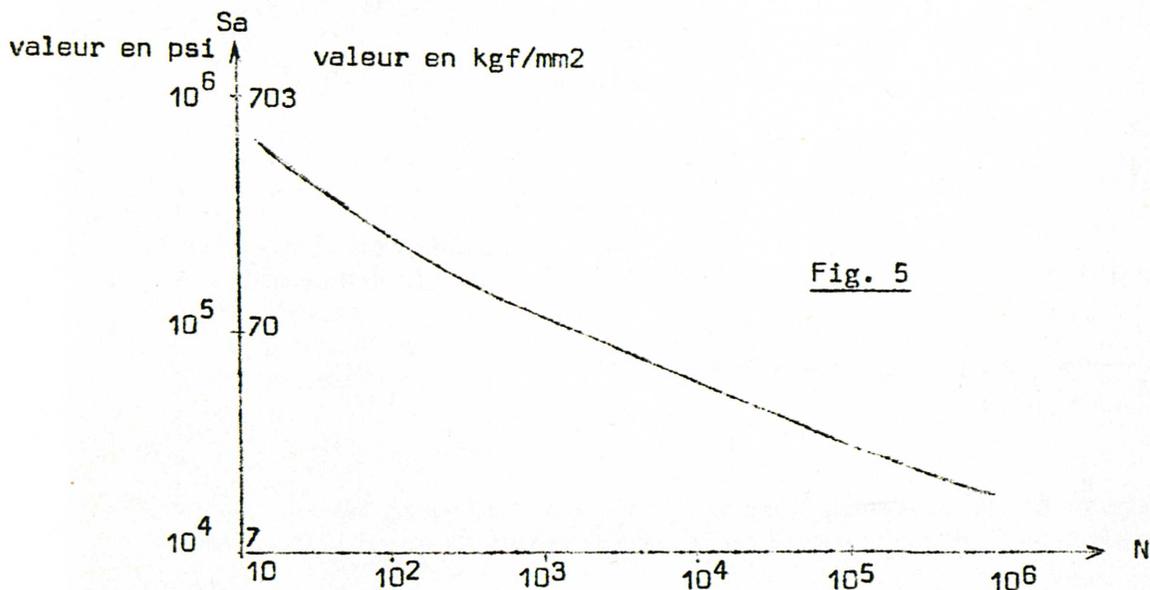


Fig. 5

Cette courbe permet :

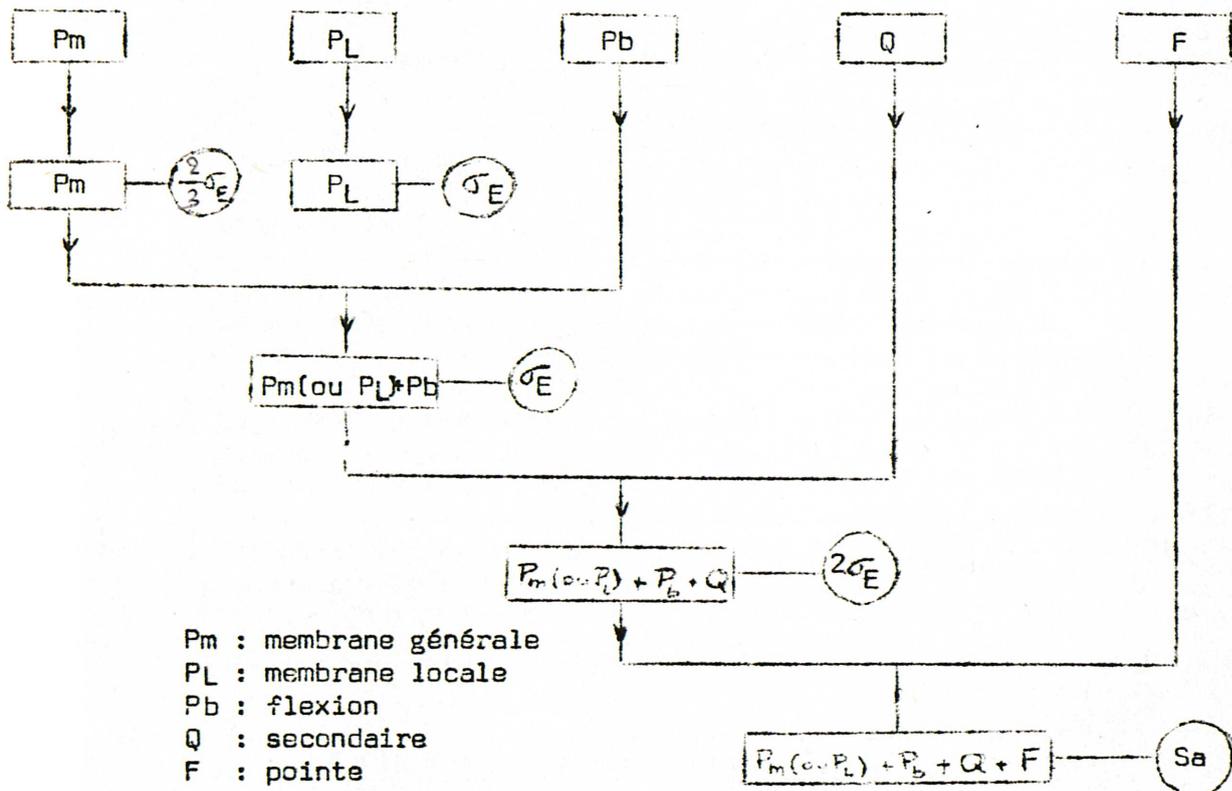
- de choisir le nombre de cycles d'utilisation, en fonction de la contrainte de pointe que l'on tolère,
- de choisir un maximum pour la contrainte de pointe (compte tenu des autres contraintes) en fonction du nombre de cycles qu'on accepte de ne pas dépasser.

Le premier critère du code ASME III n'est pas aussi simple que son homologue français.

Ce n'est pas un taux de travail que l'on compare à une limite supérieure, mais un ensemble de valeur, résultant d'une étude soignée de contraintes, à un ensemble de limites supérieures.

Ceci peut être résumé par un schéma :

1er critère :



Ce graphique en trémie permet de comparer, à chaque stade, les combinaisons de contraintes avec leurs maxima (encadrés).

4 - Référence à la charge de rupture (2ème critère) -

Dans la section III, les auteurs introduisent, sans aucune justification théorique, la charge de rupture.

2ème critère :

Pour éviter des constructions dangereuses avec des matériaux présentant une faible ductilité et des matériaux dont le rapport entre la limite élastique et la charge de rupture est élevé, le code a toujours tenu compte de la limite élastique et de la charge de rupture dans l'attribution des contraintes admissibles.

"Ce principe n'a pas été modifié à la section III, mais les fractions des propriétés mécaniques choisies ont été augmentées aux deux tiers de la limite élastique et au tiers de la charge de rupture, au lieu de $\frac{5}{8} \sigma_E$ et $\frac{R}{4}$ ".

Les limites d'intensité des contraintes de base, par rapport à ces deux critères sont résumées dans le tableau ci-dessous.

On n'a pas reporté la contrainte de pointe.

Catégories	Limites d'intensité par rapport à	
	σ_E	R
Intensité de contrainte de membrane primaire générale P_m	$\frac{2}{3} \sigma_E$	$\frac{R}{3}$
Intensité de contrainte de membrane locale	σ_E	$\frac{R}{2}$
Intensité de contrainte de flexion + membrane primaire P_m (ou P_L) + P_t	σ_E	$\frac{R}{2}$
Intensité de contrainte primaire + secondaire P_m (ou P_L) + P_b + Q	$2 \sigma_E$	R

5 - Critère de ductilité (3ème critère) -

Le code ASME, section III, indique qu'il n'est pas nécessaire de tenir compte des contraintes de pointe, pourvu que :

- celles-ci agissent statiquement (élimine donc les cas de fatigue),
- le métal soit suffisamment ductile.

Pour vérifier le premier point, il n'y a aucun problème : on sait d'avance si l'appareil doit fonctionner cycliquement ou non.

En ce qui concerne la ductilité, il n'existe pas actuellement un critère parfait, reposant sur des bases théoriques solides.

La section III prend position de la façon suivante :

3ème critère :

On fait un essai Charpy V à une température inférieure de 60° F (environ 30° C) à la plus petite des températures de service et d'épreuve.

Le niveau de résilience obtenu doit être supérieur à une valeur donnée par une table du code, pour que l'acier soit acceptable (ductile).

Pour avoir des exemples numériques de valeurs requises pour la résilience, on consultera la table N 422 du code.

Remarques :

1° - Une condition plus récente a été publiée dans "Atomic Energy Commission (A.E.C.)" sous le titre : "Tentative Regulatory Supplementary Criteria for A.S.M.E. code constructed nuclear pressure vessels" (23 août 1967) :

"Pour l'enveloppe entourant l'âme, la température NDT doit être inférieure à - 12° C et la résilience au moins égale à 5,2 kgm/cm² à cette température (- 12° C).

Pour le reste de la cuve nucléaire, il suffit que la résilience soit au moins égale à 5,2 kgm/cm² à - 12° C".

2° - Ce troisième critère, s'il est discutable, n'en est pas moins efficace. Pellini a constaté que toutes les ruptures fragiles qu'il a observées sur des coques de navires, étaient dues à un manque de résilience du métal.

Ce critère "assure" un risque (ruptures fragiles) qui n'est qu'imparfaitement couvert par les deux premiers.

DEUXIEME PARTIE

LA FRAGILITE

Chapitre I

GENERALITES SUR LA RUPTURE FRAGILE

I - MODES DE RUPTURE -

On classe généralement les ruptures de l'acier en deux modes distincts : le mode ductile et le mode fragile.

1° - Le mode ductile est naturellement le plus souhaitable. Il se caractérise habituellement par une rupture par cisaillement, d'apparence fibreuse et il est accompagné par de fortes déformations (réduction en surface, contraction en épaisseur) avant la rupture.

2° - La rupture fragile, par contre, intervient à des niveaux de contrainte inférieurs à la limite d'élasticité globale.

C'est généralement une rupture par clivages fragiles (la décohésion se fait suivant des plans cristallographiques déterminés), accompagnées parfois de ruptures ductiles (la rupture est alors appelée semi-fragile). Le faciès de la cassure est cristallin. Le relief macroscopique est à chevrons et des lèvres ductiles de peau peuvent apparaître. Chevrons et lèvres ductiles sont moins visibles, si la température est basse ou si l'enveloppe est épaisse.

La propagation de la fissuration se fait à des vitesses de l'ordre de grandeur de la vitesse du son, conduisant à des ruptures catastrophiques. Une légère déformation plastique précède toujours la rupture.

Nous verrons plus loin comment le processus d'amorçage peut être abordé à partir des concepts de la mécanique de la rupture.

Nous examinerons maintenant quelques facteurs influant sur la rupture fragile.

II - FACTEURS INFLUANT SUR LA RUPTURE FRAGILE -

L'influence de la température sur la rupture fragile sera indiquée au chapitre suivant, avec l'examen des températures de transition.

Pour l'étude des autres paramètres, on distinguera les deux phases suivantes dans le processus de rupture :

- l'amorçage de la fissure fragile,
- la propagation.

On peut noter, tout d'abord, qu'il faut des conditions plus sévères pour amorcer statiquement le processus de fissuration, que pour en assurer la propagation à grande vitesse, en régime établi.

1° - Propagation -

Si la contrainte normale à la fissure a une influence prépondérante, la propagation est liée à l'ensemble des contraintes (champ de contraintes), y compris les contraintes résiduelles, qui peuvent avoir été engendrées par le soudage, par exemple.

Un effet d'échelle se manifeste incontestablement dans la propagation. C'est ainsi que les fortes épaisseurs sont particulièrement sensibles à la rupture fragile.

La fissuration, en effet, libère l'énergie potentielle élastique contenue dans la structure. Cette énergie est proportionnelle au volume de métal considéré, soit à L^3 (si l'on compare des structures semblables soumises aux mêmes contraintes), tandis que l'énergie absorbée par la fissure est généralement proportionnelle à L^2 .

De même, les risques de rupture fragile croissent avec la contrainte, l'énergie potentielle élastique variant comme le carré de celle-ci.

2° - Amorçage -

L'existence d'un haut degré de triaxialité des contraintes favorise l'amorçage.

Il semble que son effet soit de différer l'apparition des déformations plastiques jusqu'à ce que le niveau des contraintes de traction soit suffisant pour déclencher la rupture fragile.

Suivant l'hypothèse de Von MISES, l'écoulement plastique se produit lorsque, $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ étant les trois contraintes principales et σ_E la limite d'élasticité, l'on a : $\sum (\sigma_1 - \sigma_2)^2 = 2 \sigma_E^2$

L'énergie potentielle élastique totale est proportionnelle à $\left[(\sum \sigma_1)^2 + \frac{1+\nu}{1-2\nu} \sum (\sigma_1 - \sigma_2)^2 \right]$ et $(\sum \sigma_1)^2$ est proportionnel à l'énergie de variation de volume.

On peut mesurer le degré de triaxialité par le rapport de l'énergie de variation de volume à l'énergie potentielle totale.

Il sera d'autant plus élevé que les valeurs des trois contraintes principales seront plus proches (en traction).

Dans un régime de déformation plane, la triaxialité est plus forte que dans un régime de contrainte plane. Une forte épaisseur favorise donc la rupture fragile.

De même, les entailles agissent à la fois par la concentration de contraintes qu'elles provoquent et par la modification de la distribution de ces contraintes (en augmentant la part de l'énergie de variation de volume).

Une grande vitesse d'application des charges favorise également l'amorçage de la fracture.

Les déformations plastiques engendrées par le soudage, un écrouissage local, un vieillissement, qui peuvent diminuer la capacité de déformation du métal à fond d'entaille, favorisent l'amorçage de la rupture fragile.

III - CRITERES DE FRAGILITE OU DE RESISTANCE A LA RUPTURE FRAGILE -

Pour éviter les ruptures fragiles, il convient tout d'abord d'évaluer les caractéristiques des matériaux vis-à-vis de ce type de rupture.

Utilisant ces caractéristiques, les constructeurs pourront tracer les structures de leurs appareils et choisir leurs matériaux.

Deux conceptions sont possibles, suivant que les caractéristiques déterminées concernent l'amorçage ou la propagation de la fissure.

Dans le premier cas, on choisit l'acier de façon que pour la dimension limite de défaut que l'on se fixe, la fissuration ne puisse se déclencher (voir chapitre III).

Dans le second, on admet que les conditions d'amorçage sont réunies en un point de la structure. On choisit l'acier de façon que la fissure ne puisse se propager (voir chapitre II - critère de température d'arrêt de propagation).

En principe, puisque les conditions d'amorçage sont plus sévères que les conditions de propagation, la deuxième conception conduit à une construction plus coûteuse ; la sécurité, par contre, paraît mieux assurée.

De nombreux types d'essais ont été conçus pour la détermination de critères de résistance à la rupture fragile.

Deux approches peuvent être envisagées : l'approche "mécanique de la rupture" et l'approche "température de transition", la plus anciennement étudiée.

L'approche "température de transition" a été développée pour les aciers de résistance moyenne. Elle reconnaît que la température a une profonde influence sur les qualités de résistance à la rupture de beaucoup de matériaux. Nous l'examinerons au chapitre II.

L'approche "mécanique de la rupture" a été plus récemment développée, notamment pour les aciers à haute résistance (pour lesquels il n'y a pas de température de transition bien affirmée). Nous l'examinerons au chapitre III.

Chapitre II

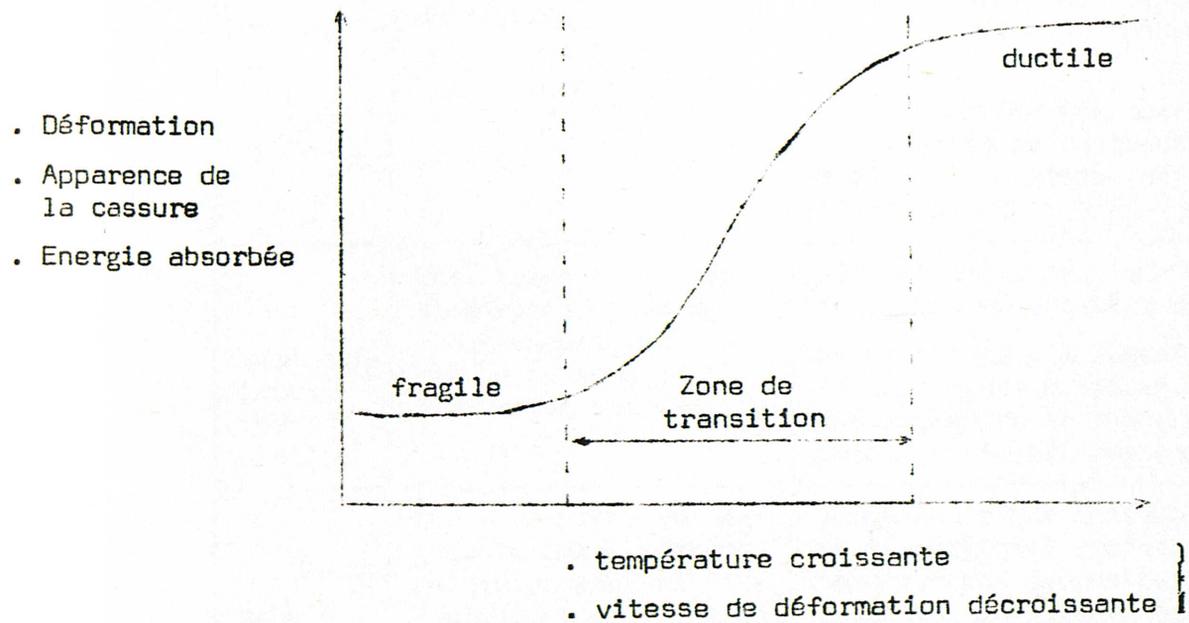
APPROCHE "TEMPERATURE DE TRANSITION"

I - GENERALITES -

Le concept de "température de transition" est fondé sur l'observation de l'influence prépondérante de la température sur les caractéristiques de rupture de nombreux métaux.

Pour un matériau et un type d'essai donnés, le phénomène se schématise ainsi :

Fig. 6



...

II - CRITERES -

Plusieurs "températures de transition" ont été établies.

Les essais permettant de les déterminer et les critères les plus couramment utilisés pour les aciers de moyenne résistance sont indiqués dans le tableau ci-dessous.

Nom de l'essai	Procédure	Critère
Résilience Charpy V	Un barreau entaillé est rompu en flexion par le choc d'un mouton pendule à diverses températures	a) température qui correspond à un certain degré de cristallinité de la cassure, par exemple : 50 % b) température qui correspond à un certain niveau d'énergie absorbée, par exemple 5,2 kgm/cm ² (30 ft-lbs) c) température qui correspond à une certaine contraction latérale
Van der Veen	Un barreau, avec une entaille peu profonde, est rompu en flexion	a) Contrainte de flexion nominale b) température correspondant à une certaine profondeur de cassure fibreuse c) température qui correspond à une certaine contraction latérale, au sommet de l'entaille
Essai sur plaque, avec entaille	Une plaque de grande dimensions, avec ou sans soudure, est rompue en tension, à diverses températures	a) contrainte critique de rupture à température donnée b) température à laquelle la contrainte critique d'amorçage de la rupture complète décroît rapidement
Mouton (PELLINI)	Une éprouvette rectangulaire ayant reçu un cordon de soudure légèrement entaillé est soumise à un pliage par choc au mouton vertical (la déformation est limitée par une butée)	Température NDT (nilductility température) ; c'est la température, au-dessous de laquelle, la rupture se propage facilement à travers une éprouvette chargée élastiquement
		...

Nom de l'essai	Procédure	Critère
<p>... Essai ROBERTSON</p> <p>(1) gradient</p> <p>(2) isotherme</p>	<p>Une éprouvette, dont l'épaisseur est celle de la tôle à tester, avec un gradient thermique à travers la largeur, est mise en tension, à un niveau de contraintes donné. Une fissure fragile est amorcée par un choc à l'extrémité froide et se propage à travers l'éprouvette, jusqu'à ce qu'elle rencontre une zone de température où la déformation plastique est assez forte pour arrêter la fissure.</p> <p>L'éprouvette est maintenue à une même température à l'exception de la zone d'amorçage refroidie.</p>	<p>C.A.T. (température d'arrêt de propagation). Température au-dessus de laquelle une rupture fragile est arrêtée pour un niveau de contraintes donné.</p> <p>- idem -</p>
<p>Essai Esso (SOD)</p>	<p>Une éprouvette, à une température uniforme, est mise en tension à un niveau de contraintes donné. Une rupture fragile est amorcée par un choc sur un coin fiché dans une entaille.</p>	<p>Contrainte critique de propagation de la rupture fragile à une température donnée.</p>

Nous donnons quelques indications plus détaillées sur les trois principaux essais : résilience - essai Robertson et essai Pellini.

III - RESILIENCE - ESSAI CHARPY V -

Nous ne décrivons pas l'essai Charpy V, il est suffisamment employé et connu.

La fig. 7 représente, pour l'acier A 52, la courbe de transition de résilience.

La fig. 8 donne les dimensions de l'éprouvette de l'essai Charpy V en mm.

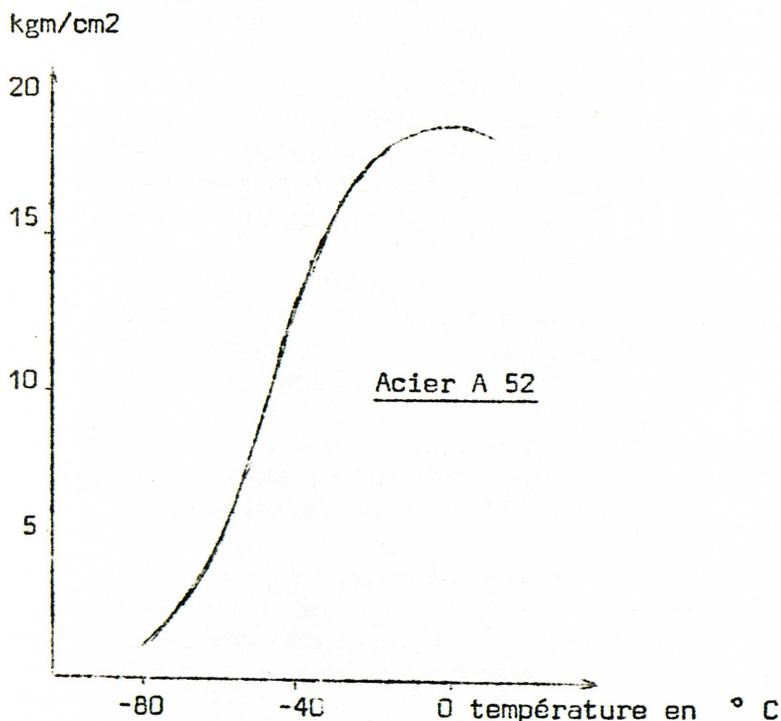


fig. 7

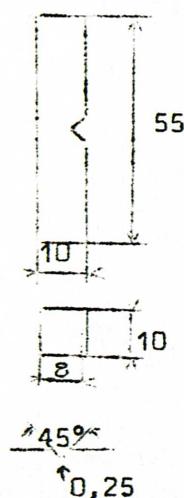


fig. 8

De nouvelles techniques d'essai se développent, en particulier celles qui consistent à enregistrer les efforts, en fonction du temps, au cours de l'essai.

On obtient une courbe de pliage qui permet une analyse plus fine de l'essai Charpy V, et l'obtention, de manière quantitative, de nouveaux renseignements. L'IRSID fait de tels essais.

Rappelons qu'il est d'usage, en France, de rapporter l'énergie absorbée à la section initiale à fond d'entaille (section égale à 0,8 cm², d'où la correspondance entre le niveau de résilience de 30 ft-lbs- anglo-saxon et le niveau 5,2 kgm/cm² français).

...

Utilisation de la résilience :

L'expérience a permis de définir, pour certaines classes d'acier, un niveau de résilience qui assure une bonne ductilité, et permet de diminuer considérablement les risques de ruptures fragiles.

Ce niveau de résilience est imposé à une température donnée, qui peut être fonction de la température de service (on imposera, par exemple, une résilience de 2,5 kgm/cm² à 0° C, ou de 20 ft-lbs à la température minimum de service).

L'essai de résilience ne distingue pas les phénomènes d'amorçage et de propagation.

De nombreuses recherches ont montré l'existence, dans la zone intermédiaire de résilience (entre le palier bas et le palier haut, où la rupture est soit entièrement fragile, soit entièrement ductile), de deux transitions, l'une de propagation et l'autre d'amorçage.

Quand la température est abaissée à partir des hautes résiliences, on atteint d'abord une zone, où la rupture, amorcée ductilement à fond d'entaille, se transforme ensuite en déchirure semi-fragile, redevenant ductile sur la face opposée à l'entaille.

Pour des températures plus basses, l'amorce se situe au début de la cassure semi-fragile. La rupture se produit avant déformation notable de l'éprouvette.

Les zones de la courbe de résilience, concernées par l'une ou l'autre des transitions, ne sont pas les mêmes : les prescriptions devraient être différentes selon que l'on vise à se prémunir contre l'amorçage ou contre la propagation.

On ne peut non plus donner un niveau de résilience unique, valable pour toutes les classes d'aciers. Pour assurer une sécurité égale, ce niveau doit croître avec la limite élastique du métal.

La valeur à déterminer est affaire d'expérience. Il reste néanmoins, qu'il est difficile de tirer d'un essai sur éprouvettes, de dimensions réduites, une indication sur le comportement du métal en vraie grandeur.

En particulier, l'influence de l'épaisseur est difficile à évaluer.

Des indications quantitatives sont données par WELLS. Selon lui, la résilience exigée devrait croître :

- . proportionnellement à l'épaisseur de la structure envisagée (au moins dans certaines limites),

- . proportionnellement au carré de la limite d'élasticité.

Il est, en effet, arrivé à la conclusion que dans une structure réelle, le régime de contrainte plane (plus favorable), devient prédominant pour la propagation d'une fissure, dès que l'énergie absorbée par unité de surface devient supérieure à $\frac{4\pi\sigma_e^2 e}{E}$ (1).

Dans les règles des "Lloyd's Register", par contre, la valeur de résilience pour les aciers à haute résistance, variait proportionnellement à la racine carrée de la somme de la limite d'élasticité et de la résistance à la rupture.

La forme générale très simple de l'éprouvette, ses dimensions réduites, l'appareillage peu important qu'il nécessite, font que l'essai est peu coûteux. Il est possible, également, de simuler sur l'éprouvette, les traitements thermiques que l'on peut faire subir à l'acier, ce qui évite d'avoir à prélever ces éprouvettes sur l'appareil lui-même. Il est nécessaire, en effet, que les résiliences exigées, le soient, tous traitements de l'acier terminés (certains de ces traitements peuvent être fragilisants).

...

(1) σ_e est la limite d'élasticité, e l'épaisseur de la structure, E le module d'YOUNG. DUGDALE estime que pour un acier courant, le régime de contrainte plane prédomine dès que la longueur de la zone plastifiée atteint au moins quatre fois l'épaisseur. En mécanique de la rupture, la longueur de la zone plastifiée $2 r_y$ est prise égale à $\frac{E G_c}{\pi \sigma_e^2}$. G_c , énergie libérée par la propagation de la fissure au moment critique, est égale à l'énergie absorbée, si la résistance à la propagation demeure constante au cours de la fissuration. On trouve bien :

$$2 r_y \geq 4e \quad \text{soit} \quad G_c = \frac{W}{A} \gg \frac{4\pi\sigma_e^2 e}{E}$$

IV - C.A.T. - ESSAI ROBERTSON -

L'essai ROBERTSON est un essai d'arrêt de propagation d'une rupture fragile.

Il permet de déterminer l'influence de la température et de la contrainte appliquée, sur l'arrêt de la propagation de la fissure.

L'éprouvette d'essai a les dimensions ci-dessous. Elle a l'épaisseur du produit à étudier.

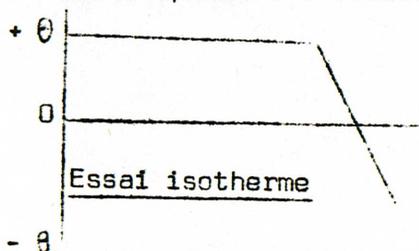
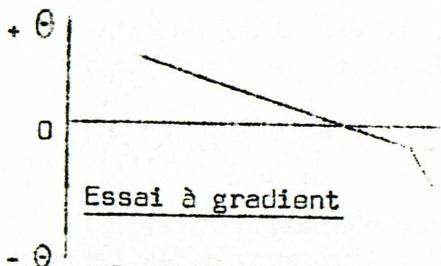
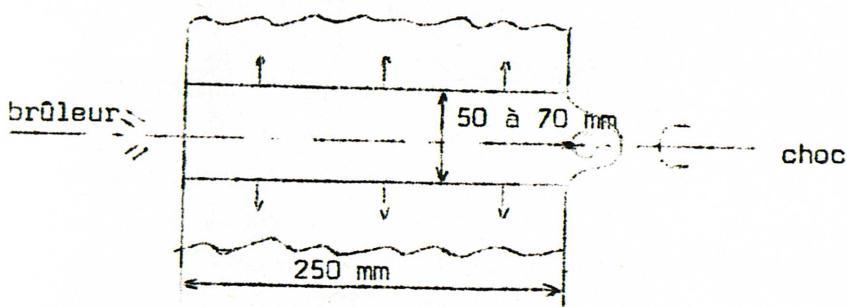


fig. 9

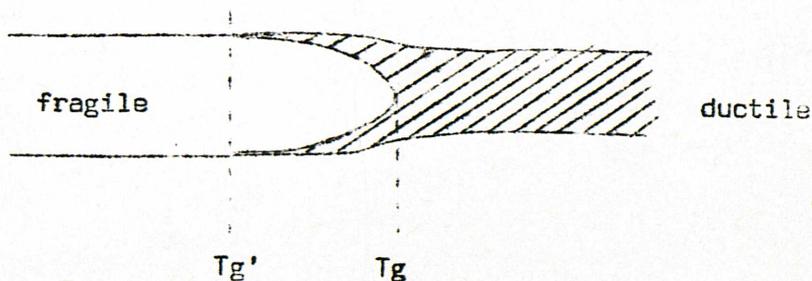


Pour l'amorçage, un choc est appliqué sur l'entaille refroidie à l'azote liquide.

Dans le cas d'un gradient thermique, la fissure fragile est arrêtée à une température appelée température d'arrêt.

L'arrêt se présentant sous une forme parabolique, on peut prendre comme température d'arrêt, la température du sommet de la parabole (T_g) ou celle où les lèvres ductiles commencent à apparaître (T'_g).

fig. 10



...

Pour l'essai isotherme, on casse plusieurs éprouvettes à différentes températures et différents niveaux de contraintes. La température d'arrêt est comprise entre la température la plus élevée des essais où l'éprouvette se rompt et la moins élevée de ceux où elle ne se rompt pas.

Cette température est généralement comprise entre les deux températures T_g et $T'g$.

Les résultats de l'essai ROBERTSON ont l'allure ci-dessous (fig. 11).

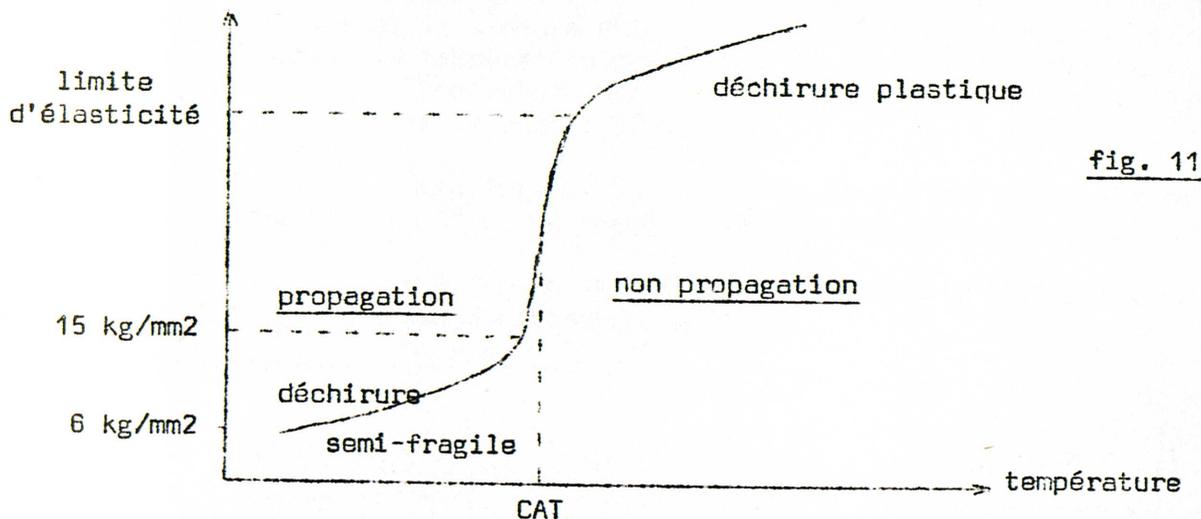


fig. 11

Ils montrent que la température d'arrêt de propagation est constante pour une large place de contraintes appliquées.

C'est cette température (CAT) qui constitue le critère utilisé.

L'essai ROBERTSON est coûteux, en matériau (l'éprouvette est grande) et en préparation. Il exige un dispositif important, une machine de traction, notamment (si l'on veut obtenir une contrainte de 30 kg/mm², sur une éprouvette de 300 mm de long et 20 mm d'épaisseur, il faut exercer une force de 180 tonnes).

Il pourra difficilement être d'un usage courant, et semble devoir rester un essai de laboratoire.

...

V - TEMPERATURE NDT - DIAGRAMME PELLINI -

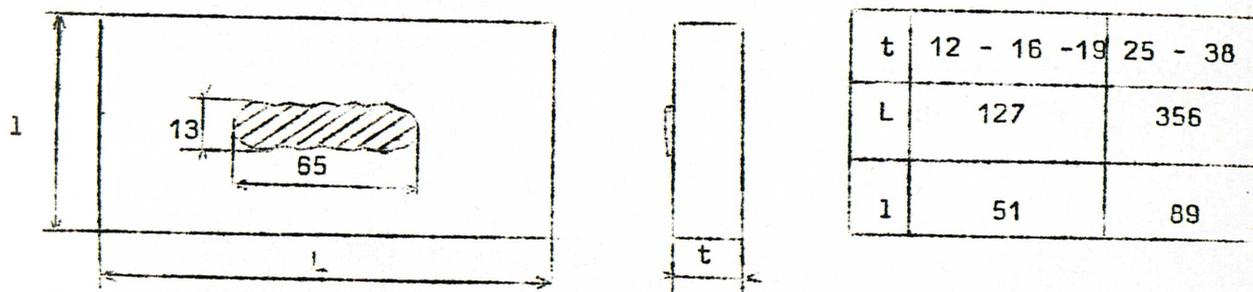
1° - Essai au mouton -

L'essai au mouton PELLINI (drop weight test) est un essai de flexion par choc. Le choc est produit par la chute d'un mouton vertical. L'éprouvette posée à plat voit sa déformation limitée par une butée. Un cordon de soudure fragile, entaillé à la scie, est déposé sur la face de l'éprouvette mise en traction.

Sous le choc, il se rompt au droit du trait de scie créant l'entaille, amorce de la fissure. La fissure peut alors se développer dans l'éprouvette, celle-ci est considérée comme rompue si la fissure atteint au moins l'un des chants. PELLINI a appelé la température maximale pour laquelle ce résultat est encore atteint, température NDT (nil ductility temperature), c'est-à-dire température de ductilité nulle.

Les éprouvettes étant testées à des températures variant de 5° C en 5° C, la température NDT est déterminée à 5° C près.

La figure 12, ci-dessous, montre l'éprouvette et indique les dimensions couramment utilisées.



(les cotes sont données en mm)

fig. 12

Un autre essai (explosion bulge test), essai d'enfoncement par explosion, permet à PELLINI de déterminer une température dite FTE (fracture transition for elastic loading). Au delà de cette température, l'onde explosive ne produit plus de rupture fragile de l'éprouvette.

PELLINI évalue la température FTE à $NDT + 60^{\circ} F$ (soit environ $NDT + 30^{\circ} C$).

...

2° - Diagramme -

PELLINI trace le diagramme suivant (fig. 13), auquel la température NDT sert de référence.

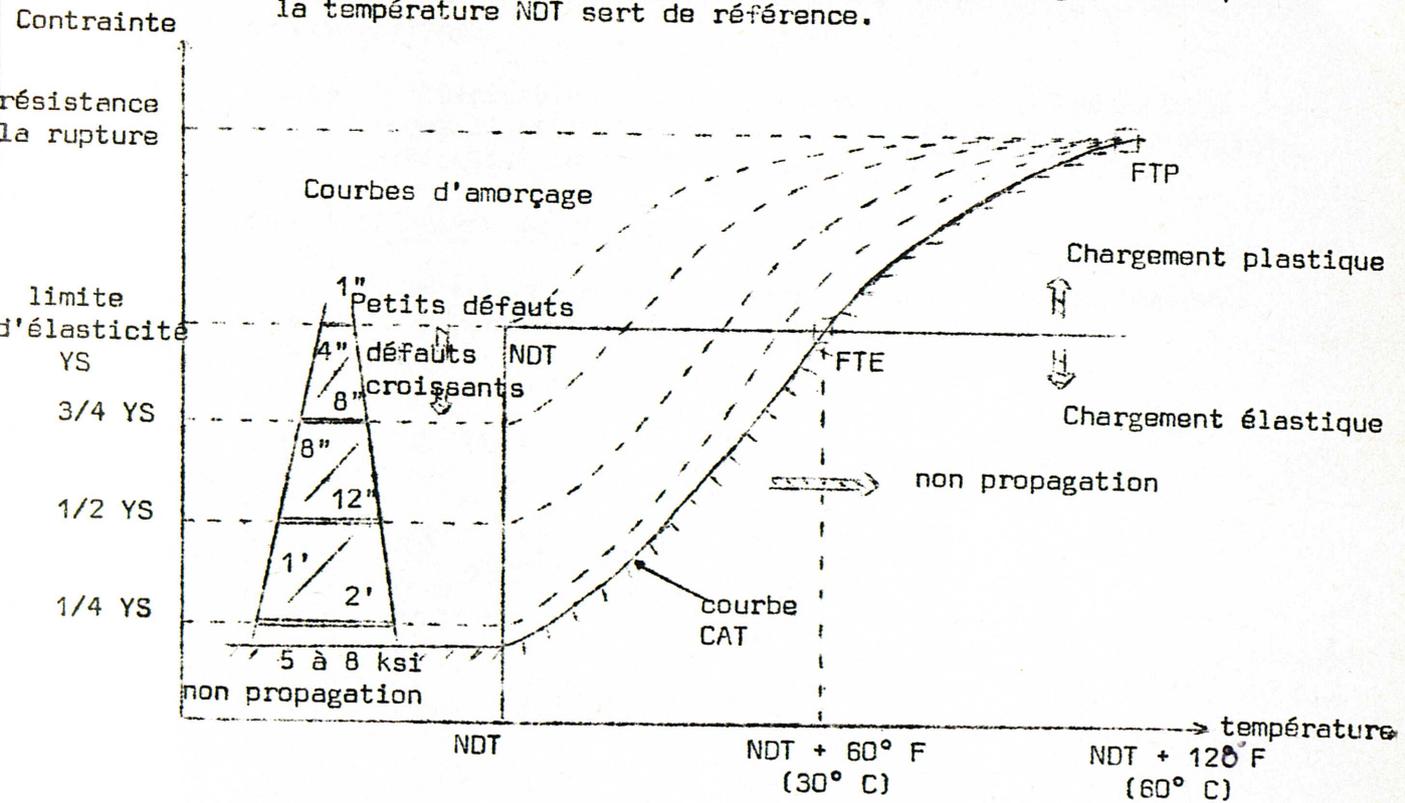


fig. 13

1" = 1 inch = 2,5 cm

1' = 1 foot = 30 cm

La courbe CAT a été déterminée par PELLINI à partir de résultats expérimentaux de températures d'arrêt de propagation, obtenues dans différents tests et en prenant la courbe "enveloppe".

La température FTP (fracture transition for plastic loading) est la température au-dessus de laquelle la rupture est entièrement ductile.

Le diagramme est complété, dans sa partie "fragile", par des indications numériques sur les dimensions de défauts permettant l'amorçage pour des niveaux de contrainte donnés.

Ces résultats sont aussi obtenus expérimentalement. Ils n'ont que peu d'intérêt pratique pour l'utilisation qui est faite du diagramme et de la température NDT.

Des relations semblables seront explicitées lorsque nous étudierons la mécanique de la rupture.

On peut faire quelques remarques :

- la température NDT que PELLINI considère comme une température de transition d'amorçage, est plutôt une température de transition de propagation,
- lors de l'évaluation des contraintes auxquelles est soumise la structure, il ne faut pas oublier les contraintes résiduelles (et en particulier les contraintes résiduelles de soudage).

3° - Utilisation du diagramme -

Un certain nombre de zones peuvent être distinguées. Elles sont schématisées fig. 14.

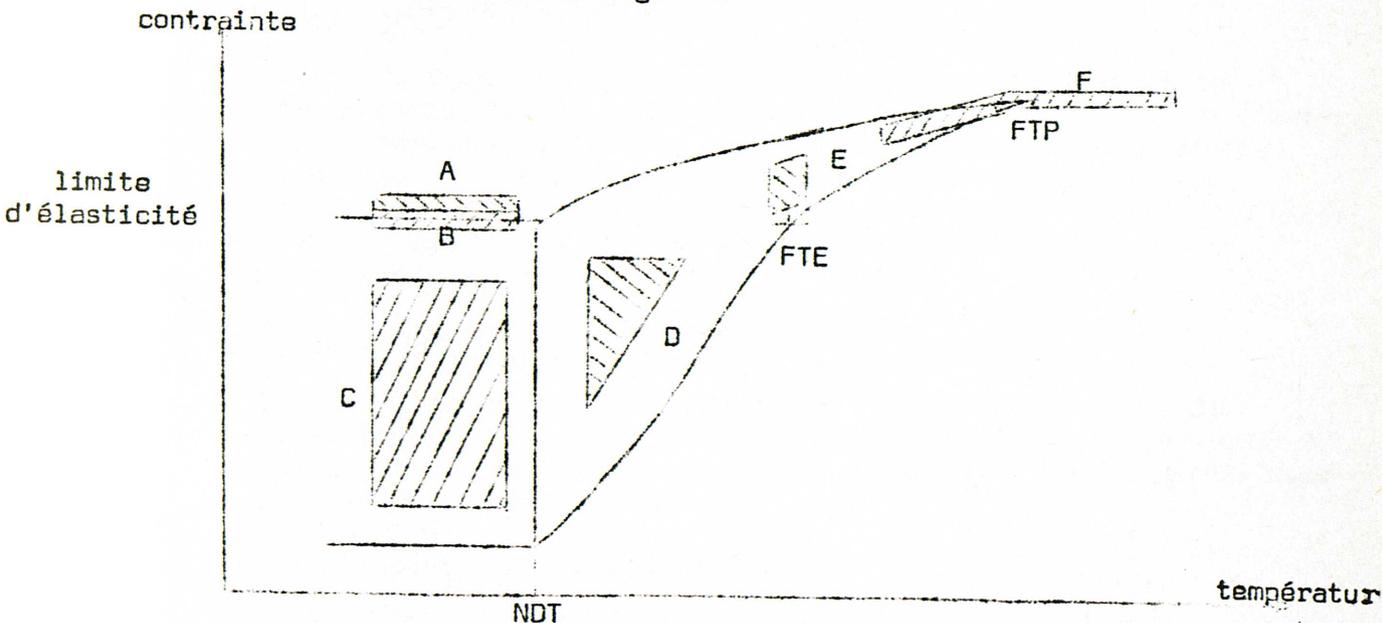


Fig. 14

Zone	Température	Défauts et chargement
A	en dessous de NDT	déformation plastique et petits défauts
B	en dessous de NDT	contraintes résiduelles de haut niveau - petits défauts
C	en dessous de NDT	chargement élastique et larges défauts
D	entre NDT et CAT	chargement élastique et larges défauts
E	à FTE	déformation plastique et défauts relativement petits
F	au-dessus de FTE et à FTP	larges défauts et chargement proche de la résistance à la rupture

Pour chacune de ces zones, de nombreux exemples de rupture sont analysés, prouvant la valeur du diagramme.

Les critères suivants peuvent être utilisés (ils ne se rapportent pas à la partie "fragile" du diagramme).

a) Température NDT -

On exigera une température de service supérieure à la température NDT, pour les structures pouvant contenir des contraintes résiduelles ou présenter des zones plastiques. Dans ces conditions, en dessous de la température NDT, de petits défauts peuvent provoquer la rupture.

b) Température NDT + 30° F (16°) -

C'est la température d'arrêt de propagation pour des contraintes de l'ordre de la moitié de la limite élastique de l'acier. Si la température de service est supérieure à cette température, le problème de la dimension des défauts disparaît, pourvu que le niveau de contrainte ne dépasse pas la moitié de la limite d'élasticité (ce qui est le cas, en général). La rupture ne peut pas se propager.

c) Température NDT + 60° F (33° C) -

C'est la température d'arrêt de propagation pour des contraintes de l'ordre de la limite d'élasticité. Le critère peut être appliqué si l'on recherche une grande sécurité ou si l'appareil doit subir des essais de surpression.

d) Température NDT + 120° F (66° C) -

Ce critère n'a pas d'utilisation dans le domaine des appareils à pression.

L'emploi de l'un ou l'autre de ces critères peut être laissé à la discrétion du constructeur, imposé ou recommandé par le règlement, exigé dans un cahier des charges. Ces critères, qui sont des critères de non-propagation, "pénalisent" l'acier par rapport à l'amorçage, mais laissent une marge de sécurité plus grande.

On a observé la rupture d'appareils à pression, préalablement fissurés, gonflés pneumatiquement à des températures supérieures à la température d'arrêt de propagation correspondante.

Dans ces conditions, les enveloppes présentant de grands défauts, éclatent sous des contraintes faibles. On a des ruptures catastrophiques ductiles.

Il semble que ceci soit dû à une instabilité plastique locale (bombement).

Si le défaut est suffisamment long pour amorcer l'instabilité au niveau de contrainte existant, le processus devient cumulatif, et la déchirure ne peut être stoppée.

Il conviendra, dans ces cas, d'être plus attentif aux dimensions des défauts.

4° - Appréciation -

Le diagramme de PELLINI et les critères qui s'en déduisent sont entièrement déterminés quand la température NDT a été évaluée.

L'essai au mouton est plus aisé que l'essai ROBERTSON. S'il faut des éprouvettes assez larges, l'appareillage est beaucoup moins important.

Les essais (il faut passer huit à dix éprouvettes pour déterminer la température NDT) se font habituellement à l'aide d'éprouvettes dont l'épaisseur est très voisine de celle de la plaque. Il ne semble pas, cependant, que l'on ait testé des éprouvettes d'épaisseur supérieure à 40 mm.

Pour obtenir la température NDT pour de plus fortes épaisseurs (de l'ordre de 100 mm, par exemple), on devra soit tenir compte de la variation de cette température en fonction de l'épaisseur et extrapoler, soit se résoudre à tester des éprouvettes de cette épaisseur.

Les dimensions de l'éprouvette font qu'il peut être difficile de la prélever sur l'appareil ayant subi ses différents traitements thermiques ou même de simuler ces traitements. Il est donc intéressant de pouvoir établir des corrélations entre les différents essais sur grosses éprouvettes (ROBERTSON - drop weight test) et les essais sur petites éprouvettes (résilience Charpy V).

VI - CORRELATIONS ENTRE LES DIFFERENTS ESSAIS -

De nombreuses études de corrélation entre les résultats des différents essais ont été effectuées. Nous distinguerons les corrélations entre les essais sur éprouvettes de grandes dimensions et celles entre les essais sur éprouvettes de grandes dimensions et de petites dimensions (qui permettent, si elles sont significatives, d'apprécier les propriétés de résistance à la rupture des aciers par des essais peu coûteux, consommant peu de métal et faciles à réaliser).

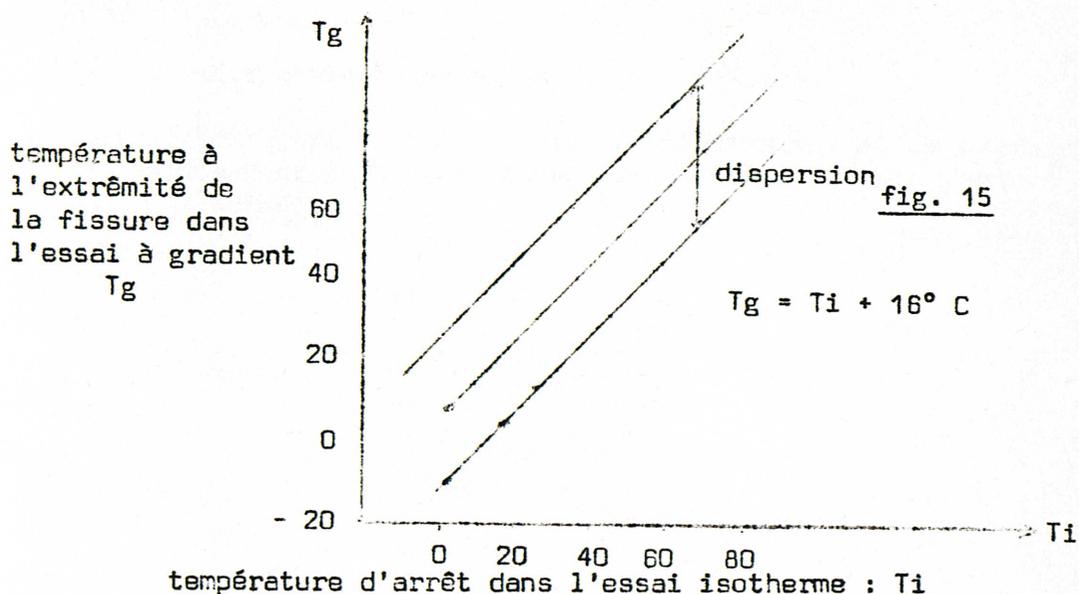
Ces corrélations (statistiques⁽¹⁾) ne valent que pour la classe (ou quelquefois les classes) d'acier pour laquelle elles ont été établies. Il semble qu'elles soient plus faciles à établir, en considérant séparément les températures de transition d'amorçage et celles de transition de propagation.

...

(1) Les résultats expérimentaux sont analysés statistiquement sur ordinateur. L'équation de corrélation est calculée par la méthode des moindres carrés en supposant qu'il existe une relation linéaire entre les températures de transition respectives. L'intervalle de confiance à 95 % est également déterminé.

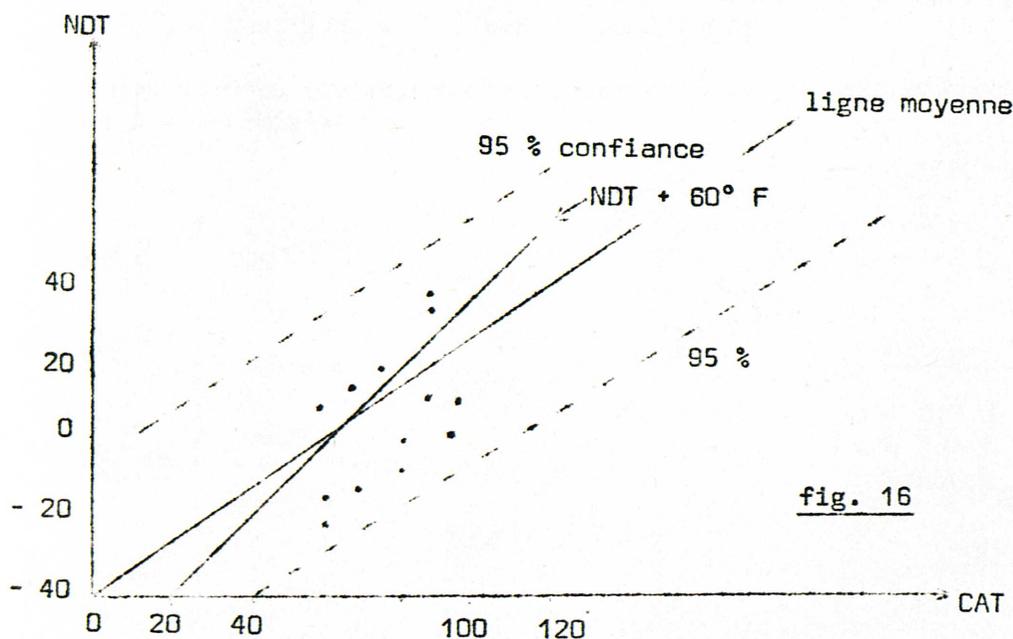
1° - Essais sur éprouvettes de grandes dimensions -

a) Corrélation entre température CAT dans les essais ROBERTSON isothermes et à gradient de température (NICHOLS et COWAN).



De même, si T_g' est la température à l'apparition des lèvres ductiles (voir fig. 10 - essai ROBERTSON), $T_i = T_g' + 20^\circ C$.

b) Corrélation entre les températures NDT et CAT (FEARNEHOUG et VAUGHAN)



Si la température CAT n'est pas très différente, en moyenne, de la température NDT + 60° F (température FTE), il apparaît que la dispersion s'étend de NDT + 10° F à NDT + 100° F. La corrélation ne semble pas très bonne.

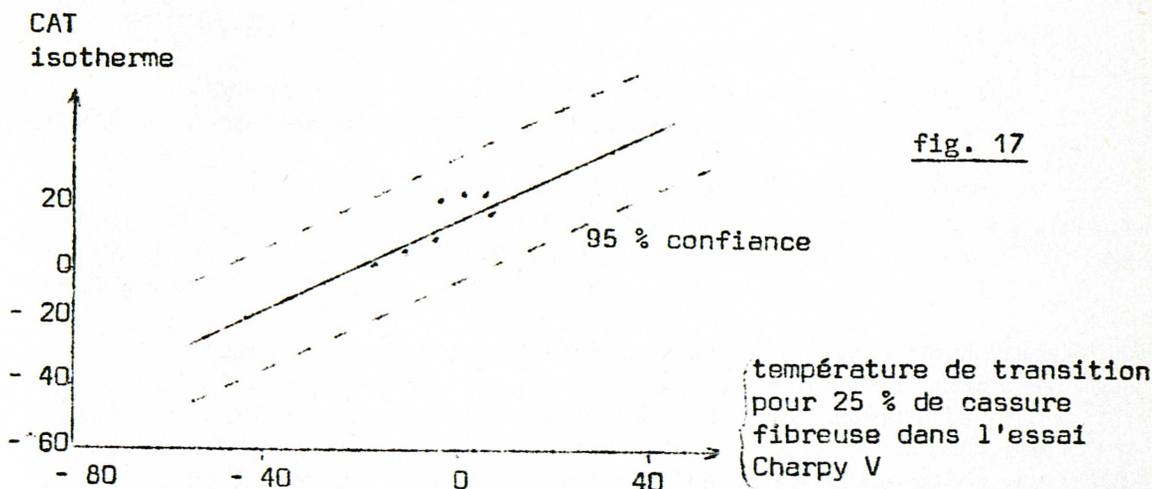
...

2° - Corrélation entre essais sur grandes éprouvettes et essais sur petites éprouvettes -

Les dispersions sont souvent très grandes ($\pm 30^{\circ} \text{C}$ à 40°C parfois, autour de la valeur moyenne, pour l'intervalle de confiance à 95 %).

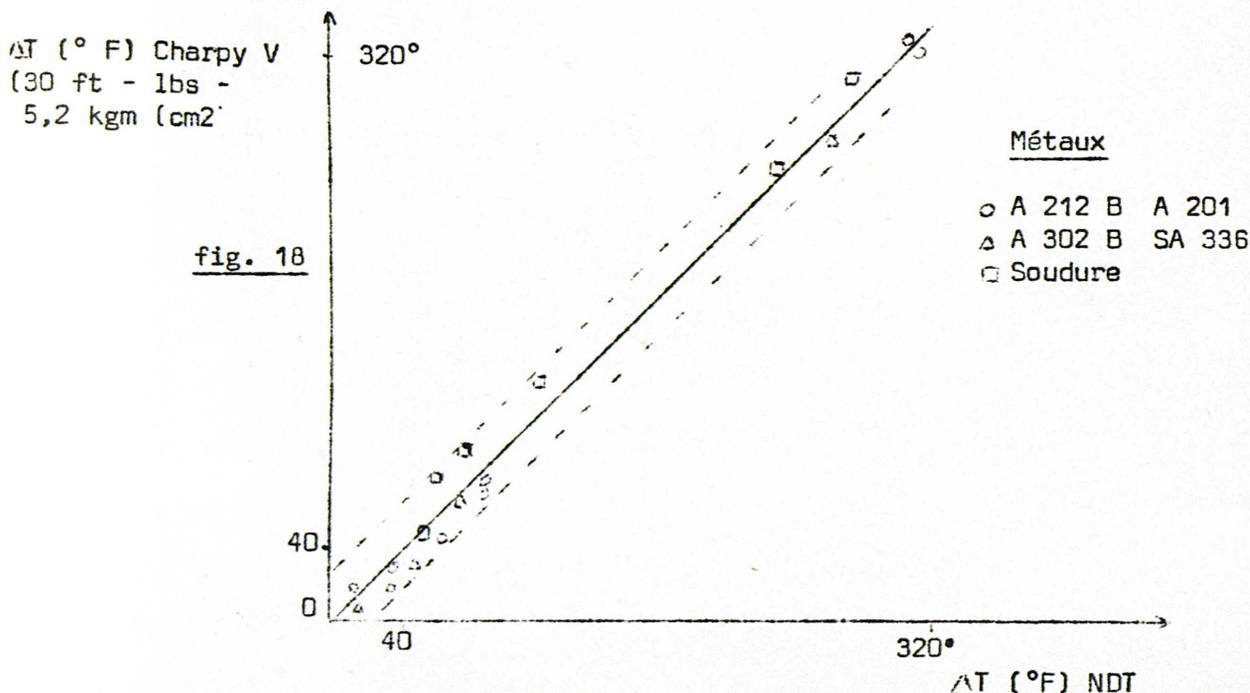
Voici quelques exemples de corrélations.

a) Corrélation entre la température CAT (isotherme) et la température de transition pour 25 % de cassure fibreuse dans l'essai Charpy V (VAUGHAN et COWAN).



L'intervalle de 95 % de confiance est de $\pm 20^{\circ} \text{C}$.
 Ces limites sont trop larges pour permettre une prévision précise de la CAT à partir de l'essai de résilience.

b) Equivalence des déplacements des courbes NDT et résilience, due à l'irradiation -



La corrélation trouvée ici par PELLINI et ses collaborateurs est bonne. Elle est très intéressante : il est beaucoup plus facile de soumettre à l'irradiation une éprouvette de résilience Charpy V qu'une éprouvette d'essai au mouton.

Bien d'autres corrélations ont été établies (voir références en bibliographie).

La dispersion de résultats semble telle, toutefois, qu'il sera souvent nécessaire, pour une plus grande sûreté et si l'on ne veut pas se placer dans l'hypothèse la plus pessimiste, d'effectuer l'essai sur grande éprouvette, ce qui lèvera les doutes et objections.

VII - REMARQUES -

Les critères que nous avons décrits, tous fondés sur l'existence de températures de transition, sont bien connus.

La résilience Charpy V est très largement utilisée. L'usage de la température NDT est recommandé pour le choix des aciers devant servir à la fabrication de cuves nucléaires. L'essai ROBERTSON reste plutôt un essai de laboratoire.

L'application de ces critères, se rapportant directement à la transition de propagation, conduirait sans doute à réprover l'emploi d'aciers qui ne donneraient lieu à aucun accident, à condition bien sûr que les conditions d'amorçage ne soient pas remplies, ou à limiter les conditions de service de certains appareils.

MECANIQUE LINEAIRE DE LA RUPTURE

L'emploi croissant de métaux et alliages à haute résistance, qui ne présentent pas de température de transition très marquée, ainsi que la nécessité d'utiliser certains matériaux dans leur domaine "fragile" ont conduit à rechercher un instrument plus quantitatif, qui permettrait, en particulier, de prévoir les charges de rupture.

C'est ce qui a conduit au développement de la mécanique de la rupture et à la recherche de méthodes d'essais permettant d'en utiliser quantitativement les résultats.

La mécanique de la rupture peut s'appliquer aux matériaux les plus divers (avec des restrictions, pour certains aciers, liées à l'importance des déformations plastiques).

Les concepts de la mécanique de la rupture peuvent être utilisés aussi à d'autres modes de rupture que la rupture brutale : rupture par fatigue (fissuration progressive sous sollicitation cyclique) par exemple.

I - GENERALITES -

1° - Types de déchirures -

Le mode effectif de propagation de la déchirure dépend du champ de contraintes existant au voisinage de la fissure.

On distingue trois types principaux (fig. 17) :

- type I (opening mode) = déchirure par ouverture,
- type II (edge sliding) = déchirure par glissement vers l'avant,
- type III (screw sliding) = déchirure par glissement parallèle.

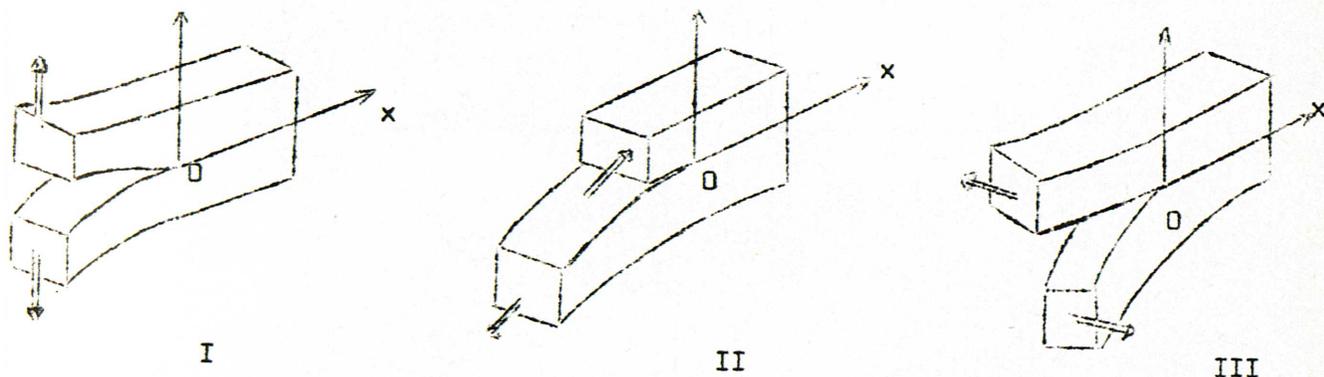


fig. 17

Les flèches indiquent le sens de déplacement des points de la surface fissurée. La fissure se propage dans la direction Ox.

Les formes des profils de cassure sont schématisées ci-dessous (fig. 18).

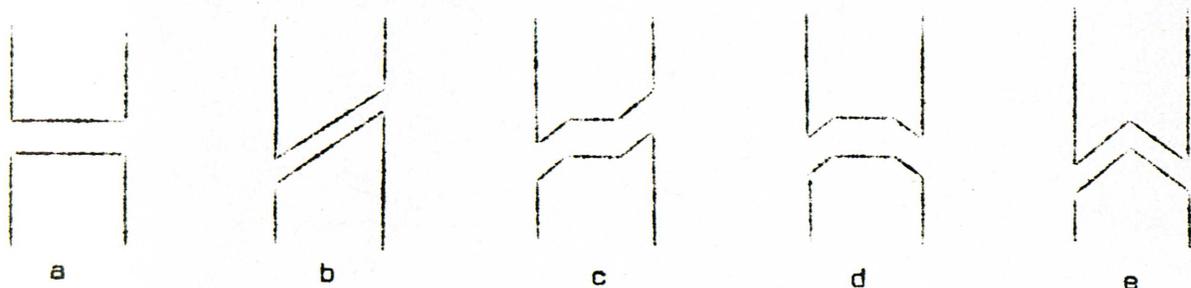


fig. 18

- a - "square" ou plat. Il correspond au type I de déchirure. C'est celui que l'on obtient pratiquement dans le cas d'une rupture fragile par clivage.
- b - "slant" ou oblique. Il correspond au type III de déchirure.
- c-d-e - ce sont des combinaisons des profils a et b. On peut définir le pourcentage de profil a par le rapport $\frac{x}{B} \times 100$, B étant l'épaisseur de l'éprouvette (fig. 19).

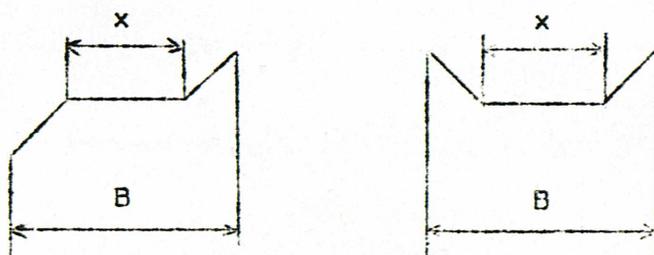


fig. 19

2° - Contraintes et déformations à fond de fissure - facteur d'intensité de contraintes -

En supposant que le corps est homogène et isotrope, et que l'on ne soit nulle part du domaine élastique, il est possible de déterminer les expressions des contraintes et des déformations. Au voisinage de l'arête de la fissure ($\frac{r}{a} \ll 1$), pour la déchirure par ouverture (type I), par exemple, on obtient les expressions ci-après. Pour les notations, on consultera la figure 20.

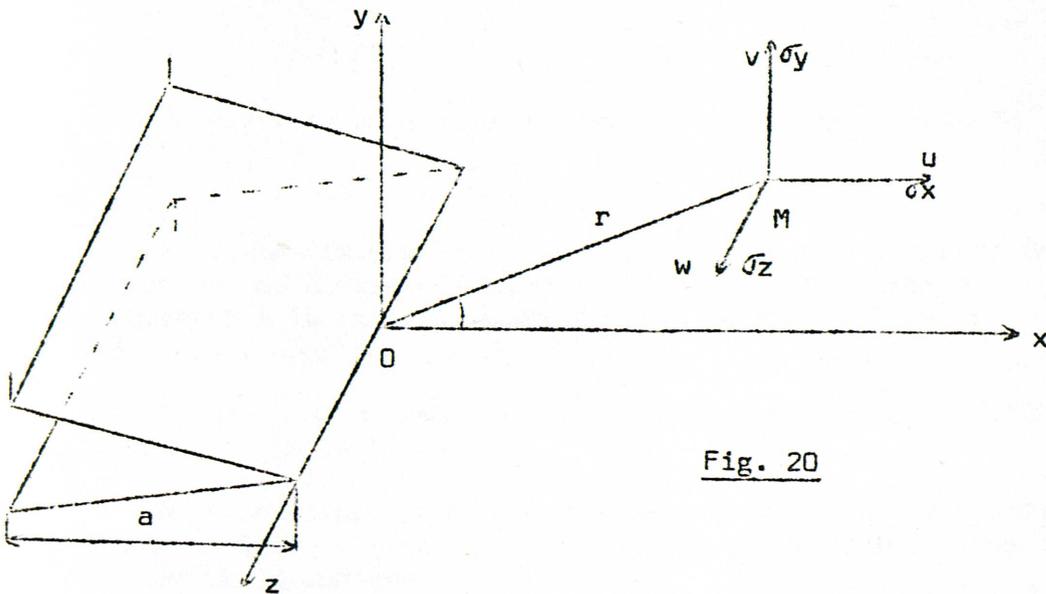


Fig. 20

$$\left[\begin{array}{l} \sigma_x = \frac{K_I}{(2\pi r)^{1/2}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \cdot \sin \frac{3\theta}{2} \right] \\ \sigma_y = \frac{K_I}{(2\pi r)^{1/2}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \left[1 + \sin \frac{\theta}{2} \cdot \sin \frac{3\theta}{2} \right] \\ \sigma_z = \nu (\sigma_x + \sigma_y) = 2\nu \frac{K_I}{(2\pi r)^{1/2}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \\ \tau_{xy} = \frac{K_I}{(2\pi r)^{1/2}} \cdot \sin \frac{\theta}{2} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \cos \frac{3\theta}{2} \end{array} \right.$$

$$\left[\begin{array}{l} u = \frac{K_I}{g} \cdot \left(\frac{r}{2\pi}\right)^{1/2} \cdot \cos \frac{\theta}{2} (1 - 2\nu + \sin^2 \frac{\theta}{2}) \\ v = \frac{K_I}{g} \cdot \left(\frac{r}{2\pi}\right)^{1/2} \cdot \sin \frac{\theta}{2} (2 - 2\nu - \cos^2 \frac{\theta}{2}) \\ w = 0 \end{array} \right.$$

où ν représente le coefficient de POISSON et g le module de COULOMB (égal à $\frac{E}{2(1+\nu)}$).

K_I , facteur d'intensité de contrainte (de dimension $F \cdot L^{-3/2}$) est une constante. Il ne dépend ni de r , ni de θ .

Les expressions ci-dessus valent pour le régime de déformation plane. En régime de contrainte plane, on aurait $\sigma_z = 0$, w ne serait plus nul. Pour les déplacements, le coefficient de POISSON ν serait remplacé par $\frac{\nu}{1+\nu}$.

On trouvera en annexe une démonstration des résultats ci-dessus.

Pour une fissure traversante, rectiligne de longueur $2a$, dans une plaque de dimensions infinies soumise à une traction, orthogonalement à la fissure, sous une contrainte uniforme σ à l'infini, K_I a pour valeur $\sigma \sqrt{\pi a}$

K_I croît donc linéairement avec le chargement, et croît aussi avec la longueur de la fissure.

D'autres expressions des facteurs d'intensité de contraintes seront données lorsque nous nous intéresserons aux applications de la mécanique de la rupture.

3° - Considérations énergétiques - Energie libérée par la fissuration -

S'il n'y a pas de travail extérieur, l'énergie libérée par un accroissement dA de la surface de la fissure provient de la diminution de l'énergie élastique V du corps.

On a donc : $G = - \frac{dV}{dA}$

G est l'énergie dégagée par unité de surface de la fissure.

Relation entre G et K -

Le travail pour refermer la fissure de a est égal à la variation d'énergie élastique du matériau.

On a donc :

$$G = \frac{dV}{dA} = \lim_{\Delta a \rightarrow 0} \frac{2}{\Delta a} \int_0^{\Delta a} \left(\frac{\tau_{xy} \cdot v}{2} + \frac{\tau_{xy} \cdot u}{2} + \frac{\tau_{yz} \cdot w}{2} \right) dx$$

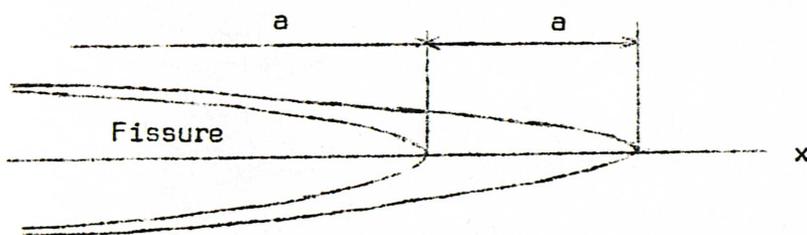


Fig. 21

En déformation plane,

$$G = \frac{1-\nu^2}{E} K_I^2 + \frac{1-\nu^2}{E} K_{II}^2 + \frac{1-\nu^2}{E} K_{III}^2$$

En contrainte plane,

$$G = \frac{1}{E} K_I^2 + \frac{1}{E} K_{II}^2 + \frac{1+\nu}{E} K_{III}^2$$

En pratique, dans le cas de déformation plane, les fissures se propagent suivant le mode I. L'énergie est alors G_I . Dans le cas de contrainte plane, on mesure l'énergie globale G .

4° - Correction due à la zone plastique -

Les formules des contraintes à fond d'entaille donnent des contraintes qui tendent vers l'infini lorsqu'on se rapproche de l'arête.

Cette impossibilité physique implique l'existence d'une zone plastifiée à l'extrémité de la fissure. Nous n'en avons pas tenu compte au paragraphe 3 ci-dessus (où nous nous étions placés dans l'hypothèse qu'on ne sortait pas du domaine élastique).

Il faut donc apporter une correction, due à l'existence d'une zone plastique. Cette correction augmentera la valeur des paramètres K et G .

Le terme correctif est introduit dans la longueur de la fissure.

Si a_m est la longueur mesurée, la longueur corrigée (dont on se servira pour évaluer K), vaudra :

$$a = a_m + r_y$$

avec $r_y = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K}{\sigma E} \right)^2$ en régime de contrainte plane

et $r_y = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K}{\sigma E} \right)^2$ en régime de déformation plane

(valeurs recommandées par le Comité E₂₄ de l'ASTM)

σ_E est la limite d'élasticité du matériau.

r_y représente le rayon de la zone plastique qu'IRWIN a supposé circulaire (fig. 22).

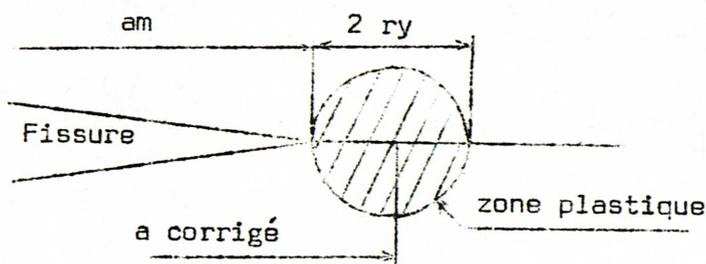


Fig. 22

5° - Instabilité -

L'énergie $\frac{dQ}{dA}$, ou R , absorbée par la création des surfaces de cassures était identifiée par GRIFFITH, à l'énergie superficielle de fissuration. IRWIN et OROWAN l'ont assimilée, pour les corps métalliques, à un travail de déformation plastique (énergie absorbée par la relaxation plastique, énergie dépensée pour l'écroutissage du métal du fait de la propagation de la fissure). Elle joue le rôle de résistance à la propagation.

En annexe, nous indiquerons les types de courbes de résistance à la rupture qui ont été envisagées pour les métaux.

A l'instabilité, point où la rupture catastrophique se déclenche, G a la valeur critique G_c - G_c est égal à R . Au delà de ce point, G augmente plus vite que R , la fissure se propage rapidement.

A G_c correspond naturellement K_c par les relations $K^2 = E.G$ ou $K^2 = \frac{E.G}{1-\nu^2}$

Les mesures expérimentales viseront, comme nous le verrons, à déterminer K_c .

6° - Influence de l'épaisseur sur G_c et K_c -

Des mesures de G_c ou K_c ont été faites en faisant varier l'épaisseur de l'éprouvette. On a noté aussi les variations de l'apparence de la cassure.

...

Les résultats obtenus sont présentés schématiquement sur la figure 23.

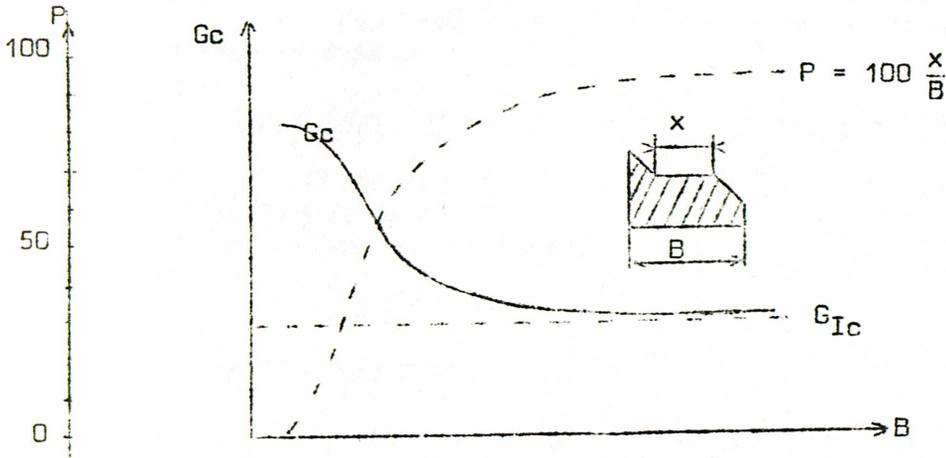


fig. 23

En même temps que la proportion de cassure "square" augmente, G_c diminue et tend vers une valeur asymptotique G_{Ic} .

Il est admis que cette valeur G_{Ic} (ou K_{Ic}) correspond au régime de déformation plane au voisinage de l'entaille.

La valeur maximum de K_c correspondrait au régime de contrainte plane.

7° - Influence de la température -

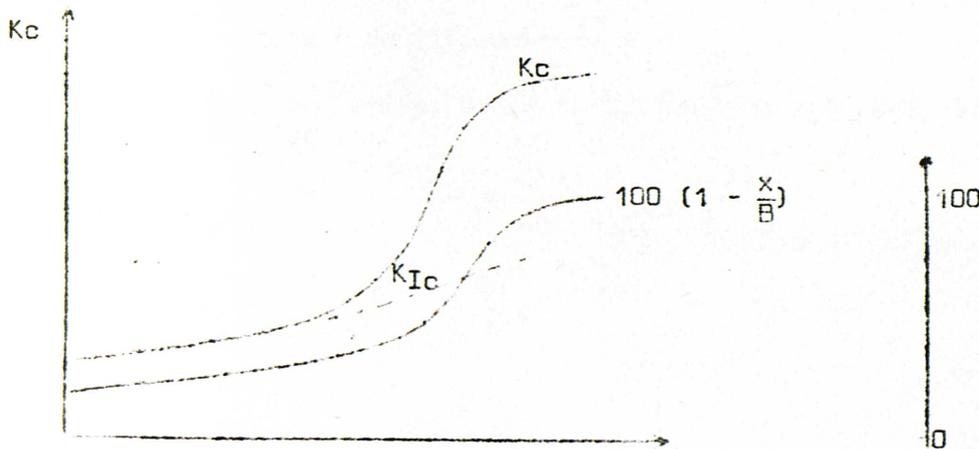


fig. 24

Sur le graphique ci-dessus (fig. 24), sont reportées les variations de K_c et du pourcentage de cassure "square" (on a pris en fait : $100 (1 - x) / \bar{B}$).

K_c , aux basses températures correspond à K_{Ic} , ce qui n'est plus le cas aux hautes températures. La valeur de K_{Ic} peut être obtenue à ces températures là, en utilisant des éprouvettes de dimensions plus importantes (de façon à rester en déformation plane), elle est bien inférieure à K_c .

8° - Transition contrainte plane - déformation plane -

On considère le rapport $\beta = \frac{r_y}{B}$ du rayon de la zone plastifiée à l'épaisseur de la section. On aurait un régime de contrainte plane dès que ce rapport serait supérieur à 1, soit

$$K_c^2 \geq 2\pi B \sigma_E^2 \quad \text{ou} \quad G_c \geq \frac{2\pi B \sigma_E^2}{E}$$

II - DETERMINATION DE K_{Ic} - ESSAIS -

K_{Ic} est une grandeur caractéristique du matériau. Il dépend également de la température et de la vitesse de sollicitation (ou de déformation). K_{Ic} est appelé "plane strain fracture toughness".

Les essais se ramènent à la mesure de la charge de rupture et de la longueur de la fissure à l'instabilité. On en déduit K_c , qui est identifié à K_{Ic} si certaines conditions, visant à assurer le régime de déformation plane, sont réunies.

1° - Dimensions requises pour les éprouvettes -

Les spécifications indiquées par le comité E 24 de l'ASTM sont les suivantes :

- épaisseur B : $B \geq 2,5 (K_{Ic}/\sigma_E)^2$
- longueur de la fissure : $a \geq 2,5 (K_{Ic}/\sigma_E)^2$

la correction r_y de zone plastique reste inférieure à 2 % de a.

- largeur de l'éprouvette : W

elle est prise, en général, supérieure à deux fois la longueur de la fissure.

...

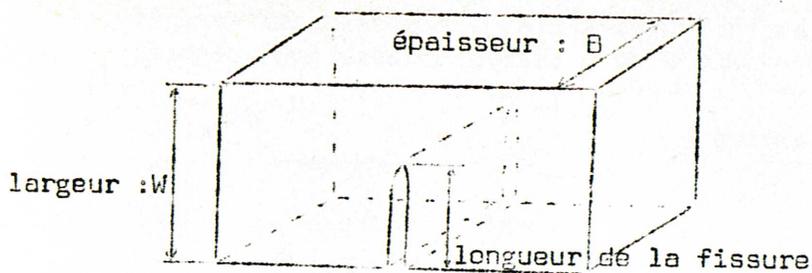


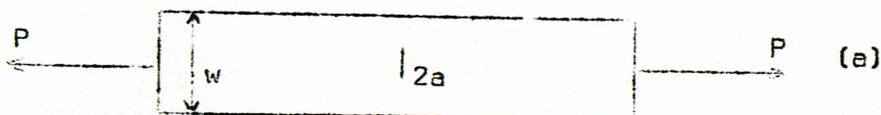
fig. 25

Ces spécifications sont respectées pour pratiquement toutes les éprouvettes.

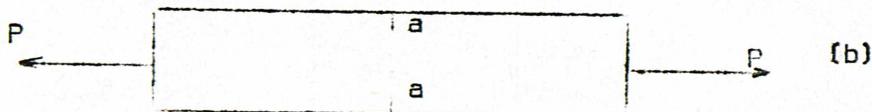
2° - Quelques types d'éprouvettes -

Schématiquement : (fig. 26)

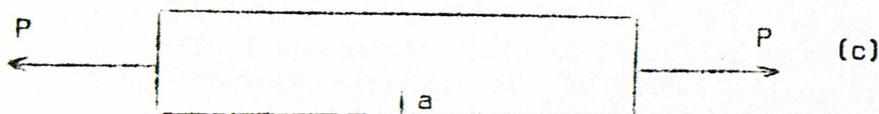
- éprouvette plane, symétrique, à entaille plane traversante (traction) (center cracked plate)



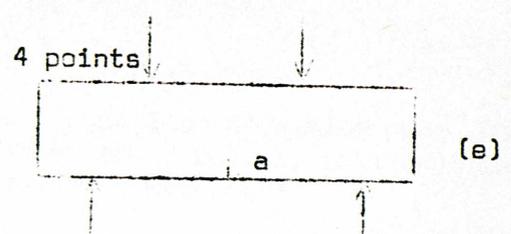
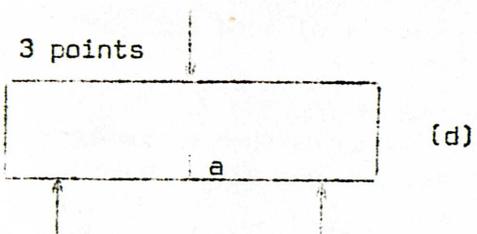
- éprouvette plate symétrique à entailles latérales traversantes (traction) (double edge cracked plate)



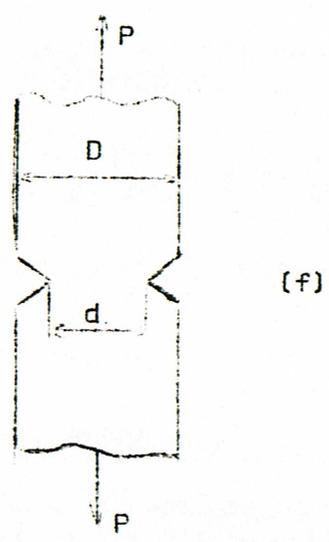
- éprouvette plate à entaille latérale (traction) (single edge cracked plate)



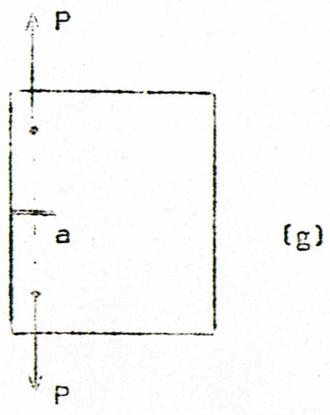
- éprouvettes plates à entaille latérale traversante (flexion)
(single edge cracked plate, 3 or 4 points bend)



- éprouvette ronde à entaille circulaire (traction)



- éprouvette CT de WESSEL (compact tension)



Les éprouvettes (a), (b), (c), (d), (e), (f) sont décrites dans l'ASTM 410, l'éprouvette (g) dans l'article de WESSEL, de la revue "Engineering Fracture Mecanics" vol. 1, 1968.

3° - Relations permettant de déterminer K_{Ic} -

K_I est mis sous la forme $K_I = Y \frac{P \cdot a^{1/2}}{B \cdot W}$

Y est une fonction de a et W, que l'on détermine pour chaque éprouvette sous forme polynomiale (soit par le calcul, soit expérimentalement, soit par une combinaison des deux méthodes).

L'on a, par exemple :

- éprouvette (a) : $Y = 1,77 \left[1 - 0,1 \left(\frac{2a}{W} \right) + \left(\frac{2a}{W} \right)^2 \right]$ pour $0 < \frac{2a}{W} < 0,6$

- éprouvettes (d) et (e) : Y est mis sous la forme : $Y = K_I \frac{B W^2}{6 M a^{1/2}}$
où M est le moment de flexion appliqué

- éprouvette (f) : $Y = K_I \frac{D^{3/2}}{P} = 1,72 \frac{D}{d} - 1,27$

- éprouvette (g) : $Y = K_I \frac{B \cdot W}{P \cdot a^{1/2}} = 23,12 - 67,67 \left(\frac{a}{W} \right) + 97,3 \left(\frac{a}{W} \right)^2$
pour $0,4 < \frac{a}{W} < 0,6$

4° - Performances de ces différents types d'éprouvettes -

Dans le tableau ci-dessous, sont comparés les dimensions minimales des différents types d'éprouvettes, ainsi que les chargements requis pour $(K_{Ic}/\sigma_E)^2 = 1 \text{ in.}$, soit environ 25 mm.

Pour d'autres valeurs de $(K_{Ic}/\sigma_E)^2$, les dimensions sont proportionnelles à ce facteur et les charges à son carré.

type d'éprouvette	épaisseur (in)	longueur de la fissure (in)	largeur ou diamètre (in)	longueur (in)	volume (in ³)	charge limite d'élasti. (in ²)
a	2,5	5 (2a)	10	40	1000	7,5
b	2,5	2,5	10	40	1000	7,9
c	2,5	2,5	5	20	250	1,6
d	2,5	2,5	5	21	262	0,50
e	2,5	2,5	5	41	512	0,33
f		2,5 $\left(\frac{D}{2} - \frac{d}{2}\right)$	10 (D)		3140	14,7
g	2,5	2,5	6,25	6	94	0,58

On se rendra aisément compte que pour des aciers de limite d'élasticité moyenne, on peut avoir besoin, pour la détermination de K_{IC} , de très grandes éprouvettes. La plus grande éprouvette de WESSEL a une épaisseur de 12 inches.

5° - Procédure opératoire -

L'éprouvette est soumise à une charge croissante. On enregistre une courbe charge-déplacement, qui servira à s'assurer que la rupture s'est bien produite dans la partie linéaire de la courbe (la rupture est bien "fragile"), et à déterminer la charge critique de rupture.

Le déplacement enregistré sera, par exemple, celui de l'écartement des lèvres de l'entaille.

Les spécifications de l'ASTM 410 précisent que K_{IC} est calculé à partir de la charge la plus faible qui produit une extension significative du front de la fissure. Nous précisons ce point en annexe (voir annexe 4), en indiquant comment calculer K_{IC} .

Pour assurer une grande "sévérité" à la fissure initiale, l'entaille usinée dans l'éprouvette est prolongée par une fissure de fatigue.

La réalisation de cette fissure est la partie délicate de la fabrication de l'éprouvette. La vitesse de croissance de la fissure de fatigue ne doit pas dépasser 0,05 in. par 50 000 cycles et la force moyenne appliquée doit être inférieure aux deux tiers de la force maximum.

Si un traitement thermique doit être appliqué à l'éprouvette, il est recommandé de le faire, si possible, après la fissuration de fatigue. La dispersion des résultats en est réduite.

III - APPLICATIONS -

La mécanique linéaire de la rupture, telle qu'elle est exposée, permet de calculer les longueurs critiques des fissures (au delà, l'amorçage se produit, et la propagation est brutale) pour un niveau de contraintes donné.

Les relations les plus utilisées sont les suivantes (σ est la contrainte d'emploi normale à la fissure).

• fissures traversantes :
$$a_c = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma} \right)^2 - \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_E} \right)^2$$

• fissure elliptique (surface) :

$$a_c = \frac{K_{Ic}^2 \left[\Phi^2 - 0,212 \left(\frac{\sigma}{\sigma_E} \right)^2 \right]}{1,21 \pi \sigma^2} \quad (1) \quad \text{ou} \quad \frac{a_c}{Q_c} = \frac{K_{Ic}^2}{1,21 \pi Q^2}$$

L'intérêt d'une telle relation est indiscutable : une fissure développée par fatigue, à partir d'un défaut de surface, a très généralement la forme d'une demi-ellipse.

• fissure elliptique encastrée :

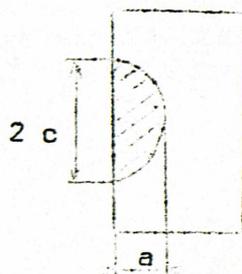
$$a_c = \frac{K_{Ic}^2 \left[\Phi^2 - 0,212 \left(\frac{\sigma}{\sigma_E} \right)^2 \right]}{\pi \sigma^2}$$

Des termes correctifs peuvent leur être apportés pour tenir compte du fait que la structure n'est pas un milieu indéfini.

Pour une fissure de forme quelconque, on déterminera les relations nécessaires par approximation (voir annexe 5).

...

$$(1) \quad \Phi = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \sqrt{1 - \frac{c^2 - a^2}{c^2} \sin^2 \theta} \, d\theta$$



Des vérifications ont été faites notamment par TIFFANY et MASTERS sur des aciers à haute résistance et haute limite d'élasticité ($\sigma_E = 120 \text{ kg/mm}^2$).

Leurs essais ont porté sur des ruptures de réservoirs sous pression. La contrainte appliquée était de l'ordre des deux-tiers de la limite d'élasticité.

Remarques :

1° - Il pourrait être tentant d'utiliser K_C au lieu de K_{IC} pour le calcul de la taille critique des défauts. Mais il faudrait être sûr que l'essai est représentatif des conditions réelles. On peut, naturellement, réaliser une éprouvette de même épaisseur que la tôle ou la pièce forgée. Mais la répartition des contraintes sera-t-elle identique à ce qu'elle est en réalité ?

Il est cependant des cas où il vaut peut-être mieux utiliser la valeur K_C déduite d'un essai sur éprouvette mince, plutôt que de fabriquer des éprouvettes épaisses (pour déterminer K_{IC}) et risquer d'avoir des propriétés métallurgiques différentes.

K_{IC} , pour des conditions d'essai données, représente une limite inférieure de la résistance à la propagation des fissures. Est-il pour cela un critère de non-fragilité ? M. de LEIRIS pense que non et que, dans la réalité, existent des conditions de sollicitation (et de triaxialité) plus sévères que celles d'éprouvettes plates, fissurées, en déformation plane (voir annexe 6). Seules, cependant, des expériences, pourraient montrer si ces conditions de triaxialité, a priori plus sévères, modifient profondément la valeur critique du facteur d'intensité de contrainte.

2° - K_{IC} est une caractéristique du matériau, mais dépend de la température et de la vitesse de sollicitation (ou de déformation).

- influence de la température -

Pour des métaux à haute résistance, K_{IC} varie peu en fonction de la température (croissance lente). Par contre, WESSEL a trouvé, pour certains aciers à caractéristiques moyennes (par exemple ASTM A 533 grade B - $\sigma_E = 75 \text{ ksi} = 54 \text{ kg/mm}^2$ - $R = 90 \text{ ksi} = 65 \text{ kg/mm}^2$) une forte croissance de K_{IC} (1) pour des températures voisines de 0° F (K_{IC} double entre 0 et 50° F , passant de 75 à $140 \text{ Ksi}\sqrt{\text{in}}$).

...

(1) K_{IC} est mesuré sur l'éprouvette CT de WESSEL, de 12 inches d'épaisseur, respectant les spécifications de l'ASTM (a et B $\geq 2,5 \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_E}\right)^2$).

- influence de la vitesse de sollicitation (déformation) -

K_{IC} diminue généralement lorsque la vitesse de sollicitation ou de déformation augmente.

KRAFFT a établi une relation entre K_{IC} et le coefficient d'érouissage n , soit $K_{IC} = nE \sqrt{2\pi d_T}$

d_T est une constante du matériau ne dépendant pas de la température ni de la vitesse de déformation.

Il importe donc, lors des applications, d'utiliser des valeurs de K_{IC} établies dans des conditions correspondant à celles qui prévau- dront dans l'application.

De même, la résistance à la rupture K_{IC} d'un métal de type donné, peut dépendre considérablement de variables métallurgiques (par exemple traitement thermique - microstructure - impuretés - inclusions - direction du laminage - etc...). Le constructeur devra y être attentif lors des essais de détermination de K_{IC} . En particulier, pour les structures soudées, il considèrera tous les composants inter- venant dans la soudure : métal de base, zone affectée par la soudure (HAZ) et métal déposé.

3° - Un cylindre n'est pas une plaque. Deux éléments contribuent à l'extension d'une fissure longitudinale traversante dans un cylindre : la contrainte tangentielle (qui joue le rôle de la traction uniaxiale dans une éprouvette plate fissurée) et la pression intérieure qui appuie sur les lèvres de la fissure (et qui n'a pas sa contrepartie dans l'essai sur éprouvette plate fissurée).

Cependant, dans ce cas là, un cylindre sous pression peut être traité comme une plaque chargée en traction, à condition de prendre comme contrainte, la contrainte tangentielle multipliée par un facteur M :

$$\sigma = M \sigma_H$$

$$\text{FOLIAS a trouvé pour } M : \quad M = \left(1 + 1,6 \frac{c^2}{R.t} \right)^{\frac{1}{2}}$$

où c est la longueur de la fissure, R le rayon du cylindre et t son épaisseur.

Les vérifications expérimentales se sont révélées satisfaisantes.

4° - La détermination des dimensions critiques de défauts, par les relations indiquées au début du paragraphe, n'est plus possible dès que la dimension de la zone plastifiée devient trop importante. La théorie développée jusqu'ici n'est plus applicable, nous verrons comment la théorie de l'ouverture de la fissure peut être utilisée.

5° - Il ne suffit pas de calculer les dimensions critiques des défauts, il faut aussi pouvoir détecter, dans l'appareil terminé, tout défaut de dimension supérieure. Or, aucune inspection "non destructive" n'est parfaite.

Il faudra tenir compte des erreurs sur la géométrie et sur l'orientation du défaut. En cas d'ignorance, on supposera les conditions les plus défavorables. Par exemple la longueur (L), indiquée par une inspection aux rayons X, sera prise comme le petit axe d'un défaut en forme d'ellipse dont le grand axe serait beaucoup plus grand (soit $L = 2a$, $Q \approx 1$).

6° - L'essai de surpression peut être considéré comme un bon moyen d'inspection.

Si α est le coefficient de surpression (1), le rapport entre la taille maximale des défauts existants et la taille critique des défauts à la pression de service (A_i/A_c - pour un défaut elliptique, $A = a/Q$), est $1/\alpha^2$.

La taille maximale des défauts existants est en effet égale à la taille critique des défauts à la pression d'essai (puisque l'appareil ne se rompt pas à l'essai).

Au cours de la vie de l'appareil, les défauts initiaux peuvent croître au minimum de :

$$A_c - A_i = (1 - 1/\alpha^2) A_c$$

Le rapport entre les facteurs d'intensité de contraintes initial et critique K_{Ii}/K_{Ic} vaut $1/\alpha$. Ceci peut permettre d'estimer la vie de l'appareil si l'on peut déterminer les courbes K_{Ii}/K_{Ic} en fonction du nombre de cycles que subit l'appareil - ou du temps de service (TIFFANY et MASTERS).

(Le concept de facteur d'intensité de contrainte K peut être utilisé pour l'étude de ruptures de fatigue sous sollicitation cyclique ou de rupture différée sous charge fixe).

Une sécurité supplémentaire peut être obtenue en effectuant l'essai de pression à une température inférieure à la température minimale de service ; car on a :

$$\frac{A_i}{A_c \text{ (service)}} = \frac{A_c}{A_c \text{ (essai)}} \times \frac{A_c \text{ (essai)}}{A_c \text{ (service)}}$$

soit :

$$\frac{A_i}{A_c \text{ (service)}} = \frac{1}{\alpha^2} \times \frac{1}{k^2} \quad \text{avec } k > 1.$$

...

(1) P étant la pression d'épreuve et p la pression de service (ou de calcul) : $P = \alpha p$.

où k est le rapport entre les valeurs de K_{Ic} (ou de K_c) à la température de service et à la température d'essai.

k dépend de la résistance à la rupture, ce n'est donc pas, généralement, une constante pour l'ensemble de l'appareil.

L'essai de pression est également considéré comme bénéfique puisqu'il réalise une relaxation mécanique des contraintes.

Par contre, certains le jugent nocif et voient en lui un facteur de fragilisation (par déformation plastique excessive à fond d'entaille - le risque existe - ou par agrandissement des défauts - le risque paraît négligeable).

IV - K_{Ic} = CRITERE ? -

Le concept K_{Ic} (facteur d'intensité de contrainte critique) permet de relier quantitativement les dimensions des défauts et les contraintes appliquées qui pourraient provoquer la rupture.

Ce serait mal l'utiliser que de s'en servir pour classer des métaux ; les "meilleurs" auraient la valeur de K_{Ic} la plus élevée tandis que celle des "bons" (déterminée sous des conditions données) serait supérieure à une valeur donnée.

Il s'agit plutôt de se fixer une taille α , de défaut, telle que celui-ci soit détectable ou ne puisse exister (ce serait le cas d'un défaut semi-elliptique très long et de profondeur supérieure à l'épaisseur du produit $a \gg t$, $Q \approx 1$). La taille critique sera inférieure à α et K_{Ic} inférieur à $k\alpha\sigma^2$ (k = coefficient de forme).

Si σ est fixé par ailleurs, par exemple par référence à la limite d'élasticité ($\sigma_{app} \leq \rho\sigma$) :

$$\left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_E}\right)^2 \leq (\rho k\rho^2)\alpha$$

où ρ serait un coefficient de sécurité prenant en compte les incertitudes dues à l'inspection non destructive, la croissance possible des défauts et les conditions de service.

Dans ce cas-là, il apparaît que la quantité $\frac{K_{Ic}}{\sigma_E}$ fait fonction de critère de non-fragilité.

Il semble que l'application pratique du critère K_{Ic} risque de rester limitée aux aciers à hautes caractéristiques, pour lesquels le concept a d'abord été développé. Pour les aciers de caractéristiques moyennes, la difficulté des essais ainsi que le grand nombre de mesures de K_{Ic} à effectuer, laissent à penser que le concept ne sera pas rapidement opérationnel.

...

Remarque -

Des études et des essais sont entrepris pour déterminer un K_{Ic} "dynamique" qui serait un critère de non-propagation.

On aurait ainsi une relation d'arrêt de propagation reliant dimension de la fissure et contrainte appliquée. L'intérêt en serait indéniable : il est des zones de la structure, en effet, où K_{Ic} critère de non-amorçage est de peu d'utilité (zones plastifiées, par exemple) et où une rupture peut bien se déclencher. On pourrait également accepter qu'une fissure s'amorce dans une zone fragile (soudure par exemple), à condition d'avoir choisi un métal de base d'une résistance suffisante pour arrêter une fissure d'une certaine dimension (ici, largeur de la soudure).

CHAPITRE IV

OUVERTURE DE LA FISSURE (C.O.D. - CRACK OPENING DISPLACEMENT)

I - GENERALITES -

La théorie de l'ouverture de la fissure, conçue par WELLS est développée - en particulier - par BURDEKIN, a pour but de prolonger la mécanique linéaire de la rupture, dans le cas où la zone plastifiée à fond de fissure devient trop grande (et la correction habituellement utilisée trop importante).

Dans ces conditions, l'existence de la zone plastifiée à fond de fissure rend possible l'écartement des lèvres de la fissure, sans accroissement de la longueur de la fissure. Ce mouvement relatif des deux lèvres de la fissure est appelé COD.

L'analyse en est faite à l'aide d'un modèle imaginé par DUGDALE et BARENBLATT.

1° - Calcul de l'ouverture de la fissure -

On considère une fissure réelle de longueur $2a$, dans une plaque infinie, soumise à une tension orthogonale au plan de fissure et de valeur uniforme à l'infini. Sous l'action de la contrainte, apparaissent des zones plastifiées, jusqu'aux abscisses $\pm c$. L'ensemble fissure-zone plastifiée est considéré comme une fissure unique de longueur $2c$, entourée d'une zone élastique, soumise à la tension mais aussi (cf. fig. 27) à une série de contraintes de valeur T (égalée à σ_E , limite d'élasticité du métal, s'il n'y a pas d'écrouissage).

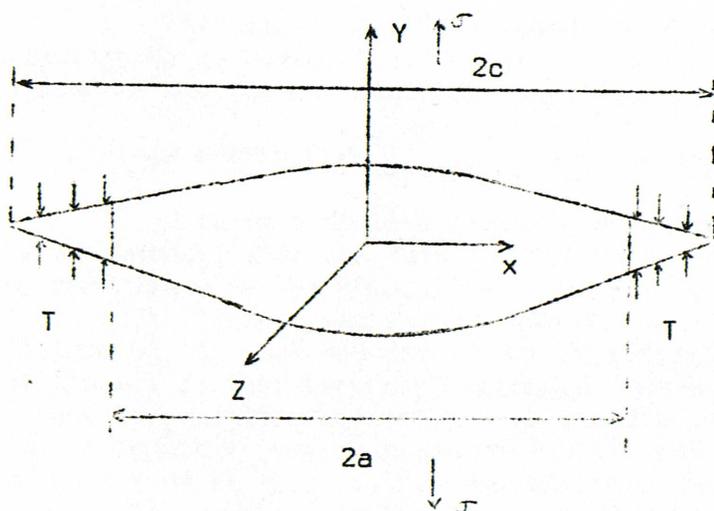


Fig. 27

L'ouverture de la fissure vaut (voir calcul en annexe) :

- pour un état de contrainte plane :

$$\delta = \frac{8 \sigma_E a}{\pi E} \text{Log} \left(\sec \frac{\pi \sigma}{2 \sigma_E} \right)$$

- pour un état de déformation plane : l'ouverture de la fissure ci-dessus est multipliée par le facteur $(1 - \nu^2)$.

WELLS indique qu'une analyse du champ de déformation, autour du fond de fissure, faite sur ordinateur par la méthode des éléments finis, a montré que les résultats du modèle étaient assez proches de la réalité.

Lorsque $\sigma \leq \sigma_E$, un développement limité est possible :

$$\delta = \frac{8 \sigma_E a}{\pi E} \left[\frac{1}{2} \left(\frac{\pi \sigma}{2 \sigma_E} \right)^2 + \frac{1}{12} \left(\frac{\pi \sigma}{2 \sigma_E} \right)^4 + \dots \right]$$

En s'arrêtant au premier terme :

$$\delta = \frac{\pi \sigma^2 a}{E \sigma_E}$$

En comparant à $G = \frac{\pi \sigma^2 a}{E}$, l'on trouve :
 $G = \sigma_E \delta$; la même relation reste valable en déformation plane, où l'on a alors :

$$\sigma_E \delta = (1 - \nu^2) \frac{\pi \sigma^2 a}{E} = \bar{G}$$

Cette relation peut d'ailleurs être trouvée à partir de considérations énergétiques.

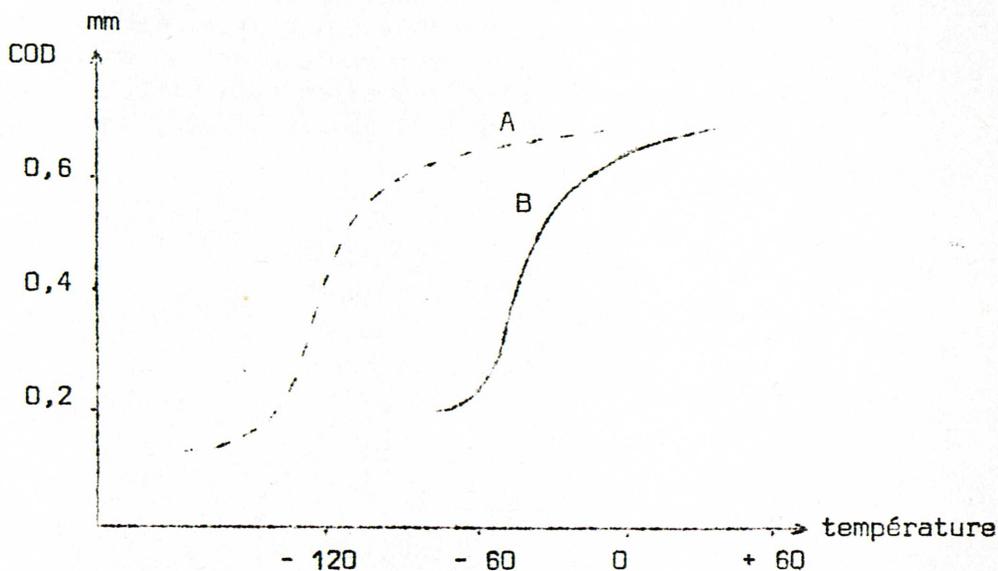
Elle confirme l'identité de l'approche "mécanique linéaire de la rupture" et "ouverture de la fissure", lorsque l'étendue des zones plastifiées est faible.

2° - Valeur critique de l'ouverture de la fissure -

Dans la mécanique linéaire de la rupture, la rupture se déclenchait pour une valeur critique du facteur d'intensité de contrainte K_c . De même, l'on admet que la rupture se déclenche lorsqu'est atteinte une valeur critique de l'ouverture de la fissure δ_c . (Le but des essais est de déterminer cette ouverture critique). Il faut cependant remarquer que δ_c n'est pas nécessairement le paramètre déterminant de la rupture ; il indique plutôt que la condition fondamentale de rupture est atteinte au voisinage du sommet de la fissure. δ_c est considéré comme une constante pour un matériau particulier, sous des conditions de température, de vitesse de déformation et d'épaisseur de plaque données.

3° - Facteurs influençant δ_c -

Les résultats expérimentaux (notamment ceux de WELLS et BURDEKIN) ont montré que la température, la vitesse de déformation et le degré de triaxialité des contraintes, affectaient profondément la valeur critique du C.O.D.



- les éprouvettes B ont une épaisseur plus forte que les éprouvettes A.

Pour les aciers à basses et moyennes caractéristiques, on retrouve la classique température de transition. Cette température de transition varie avec l'épaisseur (c'est-à-dire avec le degré de triaxialité des contraintes).

La mécanique linéaire de la rupture est utilisable en dessous de la température de transition, le C.O.D. est utile dans la zone de transition et au dessus.

II - ESSAIS -

Les essais ont donc pour but la détermination de l'ouverture critique de la fissure. Divers procédés ont été utilisés.

1° - C.O.D. meter -

Le premier procédé mis au point par WELLS et BURDEKIN fait appel au "paddle C.O.D. meter", appareil comportant une palette introduite au fond de la fente qui constitue l'amorce de la fissure. L'éprouvette est sollicitée en traction ou en flexion, la fente s'ouvre et la palette tourne. Son mouvement est amplifié électriquement. On mesure ainsi c . La plus petite valeur décelable est de l'ordre de 0,025 mm.

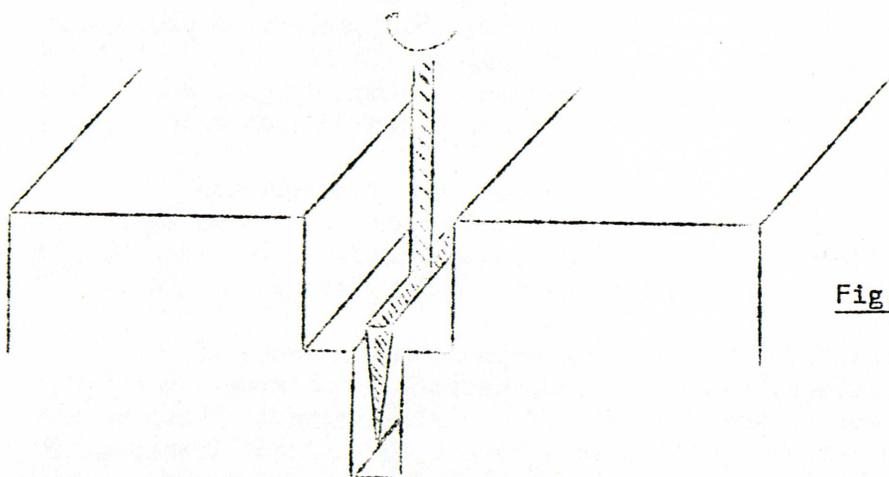


Fig. 29

L'ouverture de la fissure n'est mesurable ainsi que lorsque les déformations plastiques sont importantes à fond d'entaille.

Ce procédé a été trouvé peu pratique par de nombreux laboratoires, à cause de nombreuses difficultés opératoires. En particulier, s'il y a fissure de fatigue, elle doit être de faible longueur par rapport à l'entaille, ce qui peut être incompatible avec d'autres considérations.

2° - Utilisation de jauges - procédure recommandée -

Pour éviter les problèmes posés par l'utilisation de la "palette", un nouveau procédé a été proposé (et recommandé) par le comité NDACSS CODA (Crack Opening Displacement Application Panel of the Navy Department Advisory Committee on Structural Steels groupant de nombreux laboratoires et organisations de Grande-Bretagne).

Il s'agit de mesurer, à l'aide de jauges, l'écartement des lèvres de l'entaille sur la face de l'éprouvette et de convertir ces mesures en le véritable C.O.D. au fond de la fissure.

La relation de conversion est déduite de considérations théoriques ou de données expérimentales.

L'appareillage est identique à celui utilisé pour les mesures de K_{IC} .

L'on peut utiliser une éprouvette entaillée latéralement, sollicitée en flexion (du type de celles utilisées pour les mesures de K_{IC}). L'entaille est prolongée par une fissure de fatigue. (Pour tous détails, on se reportera au rapport du comité NDACSS CODA, au Symposium de CULCHETH - avril 1969).

Les résultats de l'essai peuvent être interprétés soit en termes de K_{IC} , si la rupture intervient dans la partie linéaire (élastique) de la courbe chargement-déplacement, soit en terme de C.O.D. si la plastification est importante.

Il convient de prendre garde à l'éventualité de la croissance lente de la fissure ; il n'est pas possible, actuellement, sur la courbe charge-déplacement, d'en distinguer les effets de ceux de la plastification. Or l'ouverture critique de la fissure est définie comme la valeur à laquelle commence l'extension de la fissure, qu'elle soit lente ou brutale.

La précision nécessaire, dans les techniques d'essai, est la même que celle requise pour la détermination de K_{IC} ; et l'appareillage a le même degré de "sophistication".

...

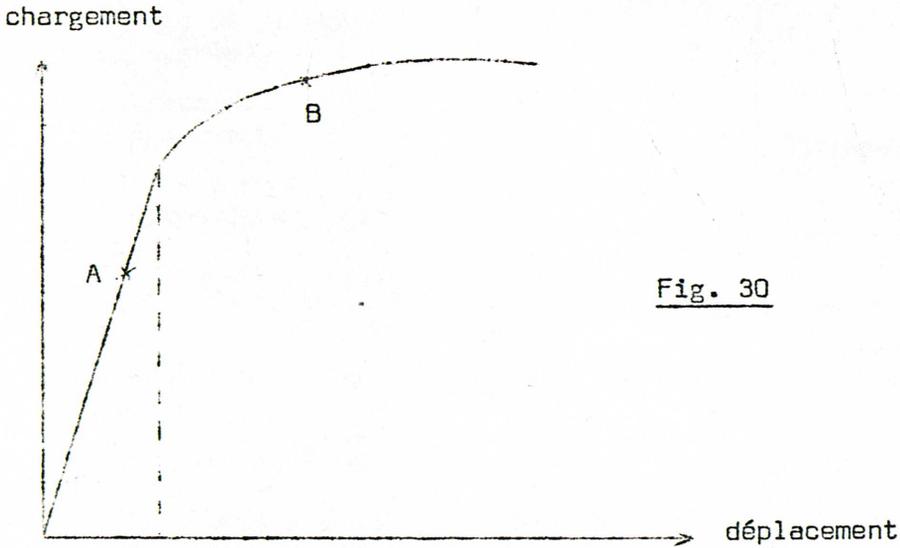


Fig. 30

- { rupture en A = mécanique linéaire K_{Ic}
- { rupture en B = théorie de l'ouverture de la fissure

3° - Autres procédés -

D'autres procédés, plus simples à mettre en oeuvre, mais donnant des résultats plus grossiers et avec une dispersion plus grande, sont également utilisés.

- On peut utiliser une relation entre le C.O.D. et la contraction latérale à fond de fissure.

- Une autre méthode est d'utiliser les relations entre le C.O.D. et l'angle de pliage des éprouvettes sollicitées en flexion. Les relations théoriques sont de la forme :

$$\delta = 0,5 (w - a) \frac{\pi}{180} \cdot \theta$$

en supposant que le centre de rotation se trouve au milieu du "ligament".

...

avec :

δ = C.O.D.

θ = angle de pliage
en degrés

w = largeur de
l'éprouvette

a = longueur de
l'éprouvette

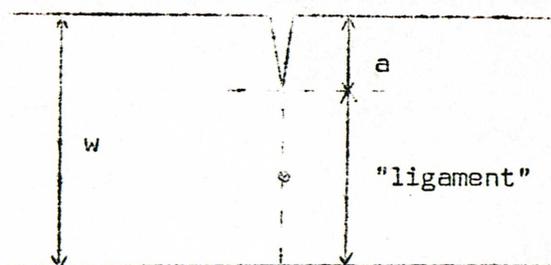


Fig. 31

. l'éprouvette Charpy V (en flexion lente) est fréquemment utilisée

$$(\delta = 2,74 \times 10^{-3} \theta \text{ in.})$$

Cette méthode donne des résultats assez peu satisfaisants.

III - UTILISATION -

δ_c , ouverture critique de la fissure est considéré comme une constante du matériau, à des conditions de température, de vitesse de déformation et d'épaisseur du produit (ou du degré de triaxialité) données.

Cette valeur critique est mesurée à l'aide de l'un des essais que nous avons cités précédemment. Les résultats obtenus permettant de calculer les conditions de la rupture (dimension critique du défaut ou contrainte de rupture) pour une structure comportant des défauts. On utilise pour cela des relations théoriques comme celle citée en début de chapitre

$$\delta = \frac{B}{R} \frac{\sigma_E a}{E} \text{ Log } \left(\sec \frac{\pi \sigma}{2 \sigma_E} \right)$$

pour une fissure rectiligne traversante soumise à des contraintes orthogonales

$$\text{ou } \delta = \frac{B}{R} \frac{\sigma_E a}{E} \text{ Log } \left(\sec \frac{\pi \sigma}{2 \sigma_E} \right) \left[1 + 1,61 \frac{a^2}{Rt} \right]$$

formule modifiée valable pour une fissure longitudinale traversante dans un cylindre de rayon R et d'épaisseur t.

...

On peut tenir compte de l'écroûissage en remplaçant σ_E par une valeur supérieure (on prend quelquefois $\frac{\sigma_E + R}{2}$, R étant la résistance à la rupture en traction uniaxiale).

Enfin, on peut passer de δ_c à K_c par la formule :

$K_c^2 = E G_c = E \delta_c \sigma_E$, et utiliser les relations de la mécanique linéaire, si celle-ci peut s'appliquer.

D'autres relations peuvent être déterminées expérimentalement.

Les valeurs obtenues pour l'ouverture critique de la fissure présentent parfois une grande dispersion (+ 25 %). En particulier une plus grande "sévérité" de l'entaille peut abaisser δ_c . Il vaudra mieux faire les essais avec des entailles prolongées par des fissures de fatigue.

De nombreuses mesures ont été effectuées (elles sont citées dans le rapport du comité NDACSS-CODA). Une bonne concordance a été établie entre résultats expérimentaux et valeurs calculées à partir d'essais sur éprouvettes conventionnelles. L'accord est moins bon lorsque la rupture se produit après une grande déformation plastique.

L'application pratique du concept du C.O.D. se heurte à des difficultés semblables à celles évoquées à propos de l'application de K_{Ic} . Citons notamment :

- la difficulté de mesurer les dimensions des défauts,
- la procédure de mise en oeuvre d'essais délicate, pour obtenir des résultats précis,
- la nécessité d'effectuer l'essai sur une éprouvette de pleine épaisseur, à une vitesse de chargement correspondant aux conditions de service,
- l'élaboration d'une éprouvette représentative des conditions réelles, mécaniques et métallurgiques (simulation ou non des traitements thermiques).

IV - δ_c = CRITERE ? -

L'utilisation du critère δ_c telle qu'elle est indiquée au paragraphe précédent nécessite la connaissance en tous points des contraintes et des déformations qui peuvent se produire en service, ainsi que la connaissance de δ_c dans les conditions de service pour les différents matériaux composant la structure.

En général, il n'est pas possible d'utiliser cette méthode de façon détaillée, les incertitudes sur l'environnement et la charge pendant le service peuvent être grandes ; la détermination des contraintes et des déplacements dans les zones de géométrie complexe est difficile.

On peut utiliser le critère δ_c d'une façon analogue à l'approche "température de transition". On sélectionne alors un matériau qui, dans les conditions de service (et en particulier à la température de service), a une résistance à la rupture (δ_c) suffisante pour que la rupture intervienne en régime de contrainte plane⁽¹⁾; aux niveaux habituels de contrainte, la rupture ne se produira qu'en présence de défauts de grandes dimensions (longueur supérieure à deux fois l'épaisseur du produit).

La détermination de la courbe "ouverture critique de la fissure en fonction de la température" (par des mesures de δ_c à différentes températures sur des éprouvettes à pleine épaisseur) permettra de définir la "température minimale de service".

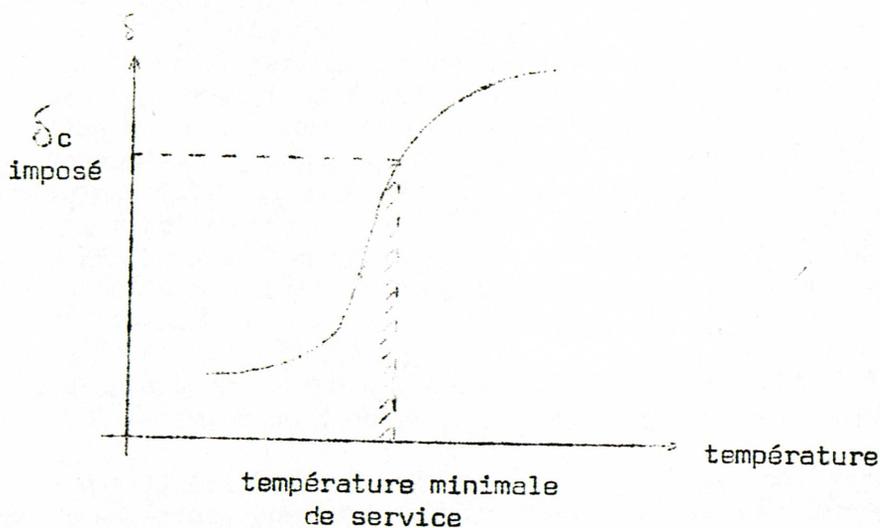


Fig. 32

Remarque :

Il semble également (cf. K_{IC}) que l'on cherche à déterminer une ouverture de la fissure "dynamique" qui pourrait servir de critère d'arrêt de propagation. L'intérêt d'une telle approche a déjà été mentionné.

...

(1) WELLS propose $\delta_c \geq \frac{2\pi\sigma_c e}{E}$ où e est l'épaisseur.
 la dimension de la zone plastique est $2ry = \frac{Kc^2}{\pi\sigma_c^2} = \frac{E\delta_c}{\pi\sigma_c}$
 $2ry \geq 2e$ entraîne bien $\delta_c \geq \frac{2\pi\sigma_c e}{E}$

CONCLUSIONS

Nous avons présenté, dans ce dossier, différentes approches du problème de la rupture fragile

- approche "température de transition",
- approche mécanique de la rupture, mécanique linéaire (K_{IC}) et ouverture de la fissure (Δc).

I - Nous croyons utile d'en résumer brièvement quelques caractéristiques.

1° - L'approche "température de transition" semble être d'application simple : on choisit le matériau de sorte que la température minimale de service ne soit pas inférieure à une température à laquelle le matériau est jugé exempt de fragilité. Simplicité apparente ! La détermination de cette température, nous l'avons vu, est passablement arbitraire. Chaque type d'essai en fournit une : Des corrélations existent entre ces diverses températures. Le choix sera affaire d'expérience ou d'habitude ; il convient de se garder de généraliser : tel niveau de résilience, bon critère pour un acier à basse limite d'élasticité, n'offre qu'une faible garantie dans le cas d'un acier à haute caractéristique.

Cette approche ne fournit aucun critère permettant l'utilisation du matériau en dessous de la température de transition.

2° - La mécanique linéaire de la rupture introduit K_{IC} , caractéristique intrinsèque du matériau. Son application permet de calculer les chargements admissibles ou les dimensions des défauts tolérés.

K_{IC} peut ne pas être le critère absolu de non fragilité.

On risque en l'utilisant de se priver des possibilités qu'offre la transition $K_{IC} - K_c$ lorsque varie la température ou l'épaisseur du produit (à moins d'adopter les conclusions de PELLINI, voir annexe sur le chapitre III).

Cette théorie a jusqu'à présent été utilisée pour des matériaux à hautes et très hautes caractéristiques (et aux Etats-Unis). Des développements notables sont entrepris, en particulier dans le domaine des aciers à moyennes caractéristiques.

3° - Le concept d'ouverture critique de la fissure (C.O.D. développé en Grande-Bretagne) offre un prolongement de la mécanique linéaire.

Le C.O.D. n'est pas une caractéristique intrinsèque du matériau. On ne peut valablement l'utiliser que si l'essai qui a permis de le déterminer est représentatif des conditions réelles ; il permet alors une approche quantitative sur une large gamme de température de part et d'autre de la transition.

Les déterminations expérimentales de K_{IC} et δ_c , récemment codifiées et normalisées, sont délicates (appareillage "sophistiqué" - éprouvettes de grandes dimensions pour des aciers de moyenne caractéristique). Il ne semble pas que des corrélations aient été établies avec les résultats d'essais sur éprouvettes de petites dimensions.

II - Des moyens nombreux et variés sont donc à la disposition des laboratoires, des bureaux d'étude et des fabricants, qui leur permettront d'apprécier des matériaux élaborés, de calculer les structures (détermination de sollicitation admissible, de la durée de vie minimale) de les fabriquer et de les contrôler au moindre coût tout en réduisant à un très faible niveau le risque de rupture brutale. Pour donner un exemple, s'il s'agit de fabriquer un réservoir à pression fonctionnant à basse température, le constructeur pourra limiter la contrainte de service à un niveau tel qu'une fissure ne puisse se propager ; il pourra choisir un matériau de résistance suffisante pour empêcher l'amorçage ou la propagation d'une rupture fragile (il fera également attention à éliminer les défauts, les discontinuités et les contraintes résiduelles élevées).

Dans la lutte contre la rupture fragile, dans les années à venir, il apparaît que rien ne vaudra le bon jugement de l'ingénieur (conclusion de l'ouvrage "Brittle Fracture of Welded Plate" de Hall-Kihara-Soete-Wells).

Il va de soi que ce bon jugement ne peut s'exercer que si le client a fait l'effort de fournir des données précises et exactes concernant la pression et la température de service, les régimes transitoires envisagés, la nature des gaz qui seront contenus dans l'appareil.

III - Il apparaît bien difficile actuellement de déduire des différentes approches que nous avons évoquées un critère précis d'absence de fragilité qui puisse permettre de préciser les dispositions réglementaires en vigueur.

1° - Il semble préférable d'attendre que les concepts de la mécanique de la rupture (K_{IC} et δ_c) fassent leurs preuves et que les constructeurs aient l'habitude de les utiliser (l'un des problèmes est de se familiariser avec les techniques expérimentales permettant de les déterminer - nous avons brièvement évoquées celles-ci au cours de ce dossier).

Le développement de la mécanique de la rupture, d'autre part, n'est sans doute pas achevé. Les critères K_{IC} et δ_c sont des critères d'amorçage ; un effort est entrepris pour déterminer des critères "dynamiques" qui seraient des critères de propagation.

2° - Si l'on veut introduire dans le règlement un (ou des) critères chiffrés de non fragilité, on sera amené à s'appuyer sur l'approche "température de transition". La résilience pourrait être utilisée - encore conviendrait-il, pour assurer une même sécurité, de fixer des niveaux de résilience différents suivant la nuance du métal ou l'épaisseur du produit. La circulaire ministérielle du 12 août 1943 laissait ce soin aux cahiers des charges.

Le respect d'un critère chiffré comme la résilience ne saurait être imposé à toutes les catégories d'appareil.

Si cela était, aucun appareil ne pourrait plus, de par le règlement, fonctionner à une température inférieure à la température de transition, même si la sécurité était amplement assurée, par exemple par une limitation sévère du niveau des contraintes de service (au dessous du niveau de contrainte critique de propagation).

Il n'est pourtant pas inconcevable que pour certaines catégories d'appareils, où les accidents pourraient avoir de lourdes conséquences (cuves de réacteurs nucléaires où le risque de rupture fragile est accru par suite de l'irradiation), le règlement contienne l'indication de résiliences minimum. Ces règles dont le respect par le constructeur conditionnerait la mise en service de son appareil ne devraient en aucun cas être considérées comme des conditions suffisantes garantissant l'absence de risque de rupture fragile.

3° - Il existe une prescription réglementaire qui joue un grand rôle dans la prévention des ruptures fragiles en service. Il s'agit de l'épreuve hydraulique. Nous ne considérons pas le rôle bénéfique que peut avoir une surpression par effet de relaxation mécanique des contraintes résiduelles (1), mais bien l'assurance que fournit l'épreuve hydraulique : la structure ne contient pas de défauts de dimension suffisante pour causer la rupture en service. Nous avons déjà évoqué ce point au chapitre III. Indiquons que l'épreuve hydraulique doit être effectuée sous des conditions au moins aussi sévères que les conditions de service. Cette épreuve ne doit pas être confondue avec le procédé de fabrication que peut être la surcharge préalable.

Il convient de limiter le taux de surpression pour éviter de trop importantes déformations plastiques qui peuvent avoir un effet néfaste. Par contre un taux élevé paraît assurer une plus grande sécurité (le rapport de la dimension critique à la dimension maximum des défauts existants est égal au carré de ce taux : en France le taux est 1,5, le rapport entre dimension critique et défaut existant supérieur à 2,25). La détermination d'un taux optimal nécessiterait une meilleure connaissance du phénomène de croissance lente des défauts sous contraintes statique et cyclique.

(1) Cette surcharge préalable, dans le but précis de relaxation des contraintes est effectuée à une température supérieure à la température de transition du métal.

Voir le rapport présenté par M. NICHOLS à la commission X de l'Institut International de la Soudure

"The use of overstressing techniques to reduce the risk of subsequent brittle fracture" -

ANNEXE SUR LE CHAPITRE II

ESSAI S.O.D. -

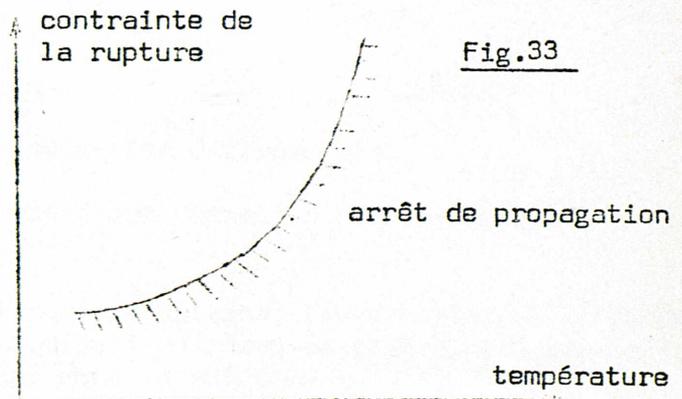
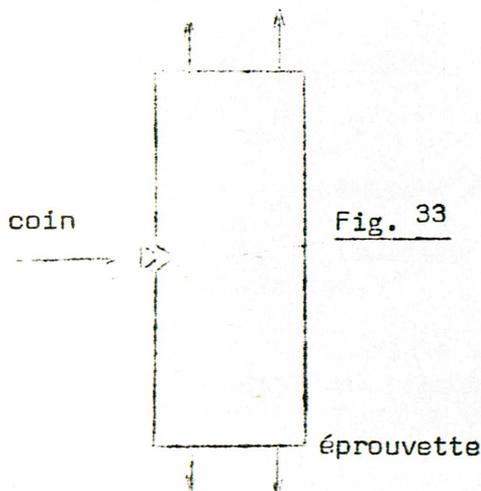
C'est un essai de propagation isotherme. L'éprouvette est une plaque ayant l'épaisseur du produit à essayer. Elle est entaillée latéralement. Un coin est enfoncé dans l'entaille. L'amorçage de la fissure est produit par un choc sur le coin.

Les dimensions de l'éprouvette doivent être suffisantes pour :

- 1° - que la zone intéressée par la propagation soit grande devant la zone perturbée par l'amorçage.
- 2° - qu'il n'y ait pas de modification de la distribution des contraintes au cours de la propagation.

L'éprouvette standard S.O.D. avait 1,80 m de long, 40 cm de large et 2,5 cm d'épaisseur.

On détermine la contrainte critique de propagation en fonction de la température.



Des essais semblables ont été effectués par l'AIR LIQUIDE sur des éprouvettes beaucoup plus petites (largeur 10 cm), sur une gamme de températures très étendue.

Pour des températures de -150°C , la contrainte critique est de l'ordre de 3 à 4 kg/mm².

ANNEXE SUR LE CHAPITRE III

I - DETERMINATION DES CONTRAINTES A FOND D'ENTAILLE -

On se reportera à la figure 20 du chapitre III.

Dans un problème d'élasticité plane, la distribution des contraintes est définie par une fonction bi-harmonique $\Phi(x, y)$, avec $\Delta(\Delta\Phi) = 0$, appelée fonction d'AIRY, et telle que :

$$\sigma_x = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2}$$

$$\sigma_y = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2}$$

$$\tau_{xy} = - \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x \partial y}$$

Soit Z une fonction analytique de la variable complexe z ($z = x + iy$).

Sa partie réelle $\text{Re}Z$ et sa partie imaginaire $\text{Im}Z$ sont des fonctions harmoniques de x et y .

Si Z' , \bar{Z} , \overline{Z} sont la dérivée et les deux premières intégrales de Z , la fonction d'AIRY $\Phi(x, y)$ est alors : $\Phi(x, y) = \text{Re}\bar{Z} + y \text{Im}\bar{Z}$ et les contraintes :

$$\sigma_x = \text{Re}Z - y \text{Im}Z'$$

$$\sigma_y = \text{Re}Z + y \text{Im}Z'$$

$$\tau_{xy} = - y \text{Re}Z'$$

On peut également calculer les déplacements.

Le choix de la fonction Z est déterminé par les conditions aux limites.

Dans le cas d'une fissure rectiligne, traversante, de longueur $2a$, dans une plaque infinie, soumise à un champ de contraintes biaxiales, à grande distance de la fissure, on a la solution :

...

$$Z = \frac{\sigma}{\sqrt{1 - \left(\frac{a}{z}\right)^2}} \quad (1)$$

$$Z = \frac{\sigma \sqrt{a}}{\sqrt{2z}} \frac{1 + \frac{z}{a}}{\sqrt{1 + \frac{z}{2a}}} \quad (2)$$

(origine 0 au-milieu de la fissure)

(origine 0 à l'extrémité de la fissure)

On voit que sur l'axe Ox

$$\sigma_x = \sigma_y = \frac{\sigma \cdot x}{\sqrt{x^2 - a^2}} \quad \tau_{xy} = 0 \quad |x| > a$$

$$\sigma_x = \sigma_y = \tau_{xy} = 0 \quad |x| < a$$

ce qui vérifie bien les conditions imposées sur la fissure ($\sigma_y = \tau_{xy} = 0$)

Pour (z) infini, on a bien $\sigma_x = \sigma_y = \sigma$

(Par superposition du champ uniforme $\sigma_x = -\sigma$ on en déduit le cas d'une traction uniaxiale).

L'équation (2) donne bien, lorsque $r = |z|$ tend vers zéro, les expressions indiquées au chapitre III.

$$K_I \quad \text{a pour valeur} \quad K_I = \pi \cdot \sigma \sqrt{a}$$

II - AUTRE EXPRESSION DE G. COMPLIANCE -

Les déplacements d'un corps, en élasticité, sont reliés au chargement par $\Delta = CP$, où C est la compliance (qui ne dépend que de la forme).

L'énergie élastique emmagasinée est donc $V = \frac{P\Delta}{2} = \frac{P^2 C}{2}$ (travail du chargement).

On déduit de $G = P \cdot \frac{d\Delta}{dA} = \frac{dV}{dA}$ la formule :

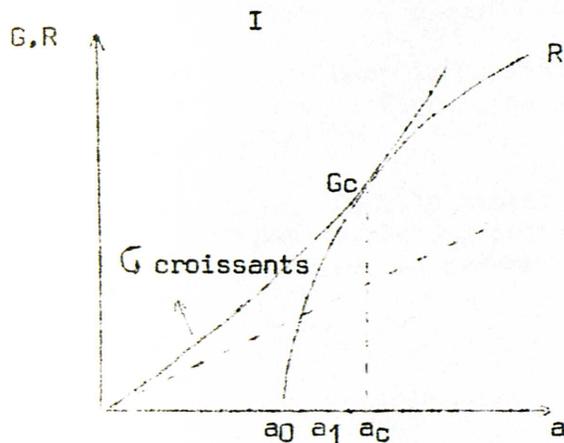
$$G = \frac{P^2}{2} \cdot \frac{\partial C}{\partial A}$$

en tenant compte de ce que $\frac{d}{dA} = \frac{\partial}{\partial A} + \frac{dP}{dA} \cdot \frac{\partial}{\partial P}$

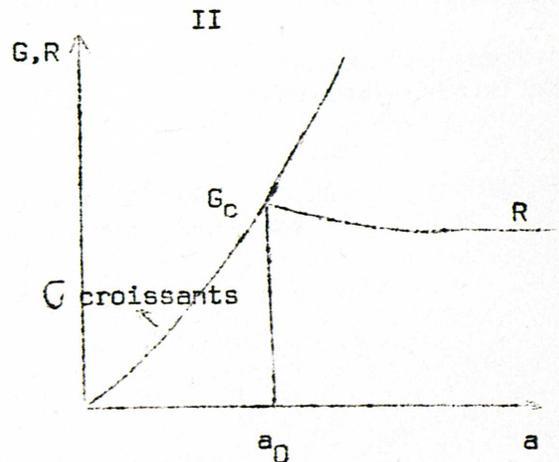
$\frac{\partial C}{\partial A}$ peut parfois être plus facile à déterminer que K.

III - COURBES DE RESISTANCE A LA TRACTION -

Trois types de courbes ont été envisagées par STRAWLEY et BROWN.



métal ductile



métal "fragile"

...

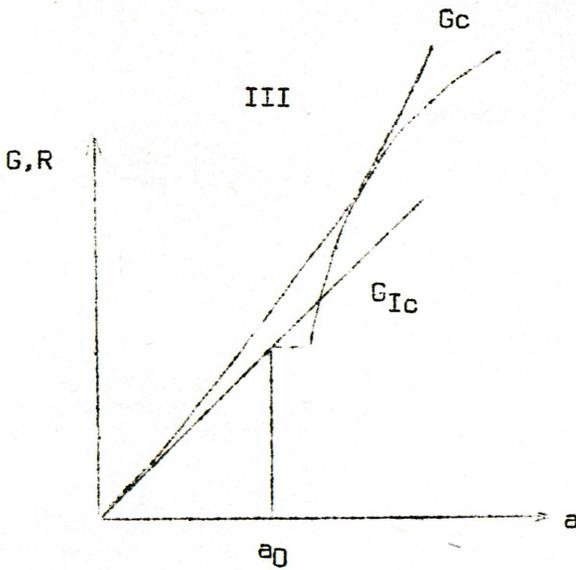


Fig. 34

a_0 est la longueur initiale de la fissure.

Dans le premier cas, pour la valeur G_c , les courbes G et R sont tangentes (à la longueur critique a_c). Pour toute valeur inférieure, il y a croissance lente de la fissure, G et R s'équilibrent.

Dans le deuxième cas, tout se passe comme pour les substances fragiles, la fissure ne se développe pas tant que la valeur G_c n'est pas atteinte.

Dans le troisième cas, il y a un début de déchirure brutale pour une valeur G_{Ic} inférieure à G_c . Cette valeur correspond à une déchirure en déformation plane.

IV - DETERMINATION DE K_{Ic} -

Les courbes charge-déplacement ont, en général, les formes suivantes : (fig. 35)

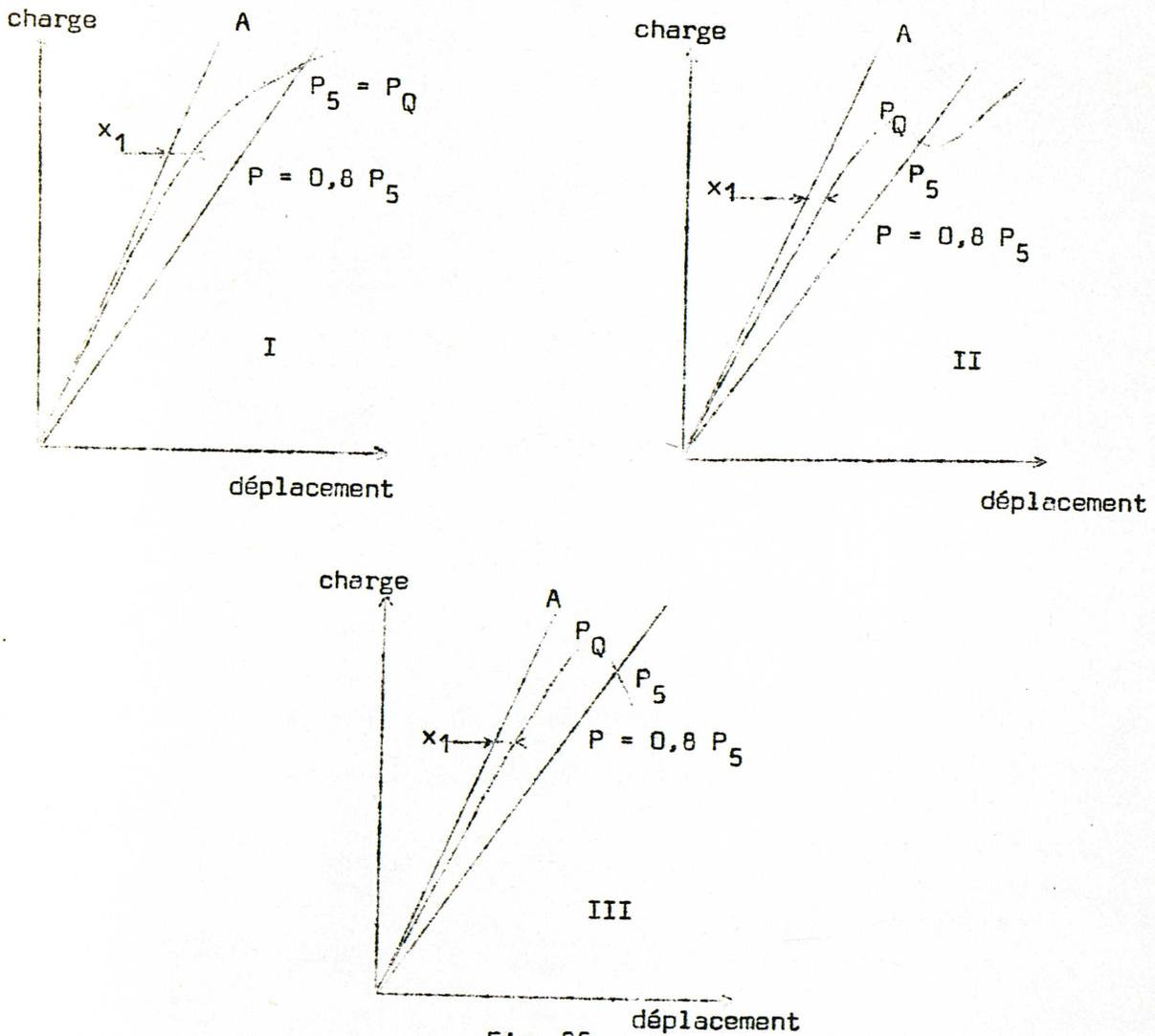


Fig. 35

(la sécante OP_5 a une pente 5 % plus faible que la pente OA de la tangente à l'origine).

PQ est soit la charge P_5 , soit la charge maximum précédent P_5 , qui la dépasse.

x_1 représente l'écart par rapport à la tangente, à la charge $0,8 P_5$.

Si x_1 est supérieur au quart de l'écart correspondant en P_5 , l'essai n'est pas valable pour la détermination de K_{Ic} .

Dans le cas contraire, on calcule K_Q par la formule correspondant à l'éprouvette $(K_Q = Y \cdot \frac{PQ \cdot a^{1/2}}{B \cdot W})$; a est mesuré sur la cassure).

Si $2,5 (K_Q/\sigma_E)^2$ est inférieur à l'épaisseur B et à la longueur a de la fissure, K_Q égale K_{Ic} .

V - LONGUEUR CRITIQUE DE FISSURE, DANS LE CAS D'UNE FISSURE DE FORME QUELCONQUE -

On détermine les relations par approximation.

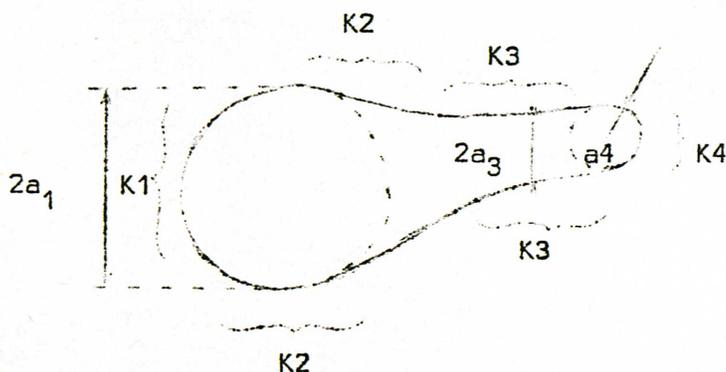


Fig. 36

$K_I = K_1 \text{ ou } K_2 \text{ ou } K_3 \text{ ou } K_4.$

Par exemple pour K_1 , on aura :

$$\frac{2}{\pi} \sigma (\pi a_1)^{1/2} \underset{\text{disque}}{<} K_1 \ll \sigma (\pi a_1)^{1/2} \underset{\text{fissure rectiligne}}{>}$$

Soit :

$$K_1 \simeq 0,75 \sigma (\pi a_1)^{1/2}$$

$$K_2 \simeq 0,85 \sigma (\pi a_1)^{1/2}$$

$$K_3 \simeq 1,05 \sigma (\pi a_3)^{1/2}$$

$$K_4 \simeq 0,75 \sigma (\pi a_4)^{1/2}$$

...

VI - TRIAXIALITE -

M. de LEIRIS considère une enveloppe cylindrique, pourvue de fonds, et soumise à une pression interne et une fissure dans la paroi, selon un parallèle (fig. 37).

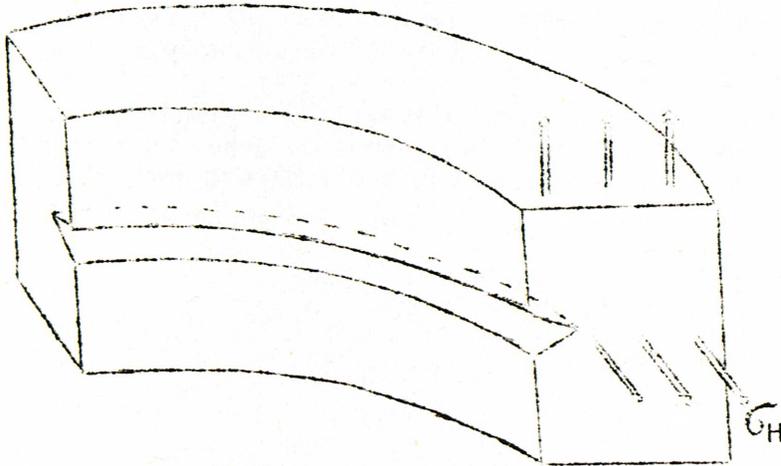


Fig. 37

Le régime de contraintes, dans la région du front de fissure, est celui d'une lame plane fissurée, si ce n'est que la contrainte transversale est augmentée de σ_H . Les contraintes sont alors :

$$\sigma_x = \sigma_y = Y \text{ et } \sigma_z = 2 \sqrt{Y} + \sigma_H$$

Il en résulte un accroissement du degré de triaxialité qui permet, à la contrainte Y , avant déformation plastique, de prendre une valeur plus élevée.

Applicant le critère de Von MISES, avec $\sigma_H = 0,3 \sigma_E$ M. de LEIRIS trouve pour valeur de Y , $3,25 \sigma_E$ au lieu de $2,55 \sigma_E$ en régime de déformation plane ; en ce qui concerne le degré de triaxialité (rapport de l'énergie de variation de volume à l'énergie élastique totale), il passe de 86,7 % (déformation plane) à 92,1 %.

VII - COURBE OMTL (Optimum Material Trend Line) -

Courbe de tendance limite optimale des matériaux.

DIAGRAMME D'ANALYSE -

PELLINI et ses collaborateurs (1) ont établi la courbe OMTL pour les meilleurs aciers. Cette courbe représente les caractéristiques maximales de résistance au choc, à la température ambiante, pour des tôles de 1 et 3 in. d'épaisseur (cette courbe n'est pas définitive, elle est constamment améliorée).

L'énergie DT (dynamic tear) en ordonnée est obtenue à l'aide d'un essai par choc d'un mouton vertical sur une éprouvette entaillée dont l'entaille a été fragilisée. On mesure l'énergie perdue par le mouton.

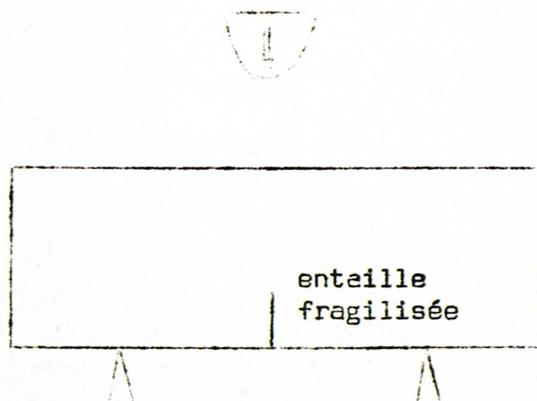


Fig. 38

Une éprouvette de 1 in. d'épaisseur a pour longueur 18 in., pour largeur 4,75 in. L'entaille mesure 1,75 in.

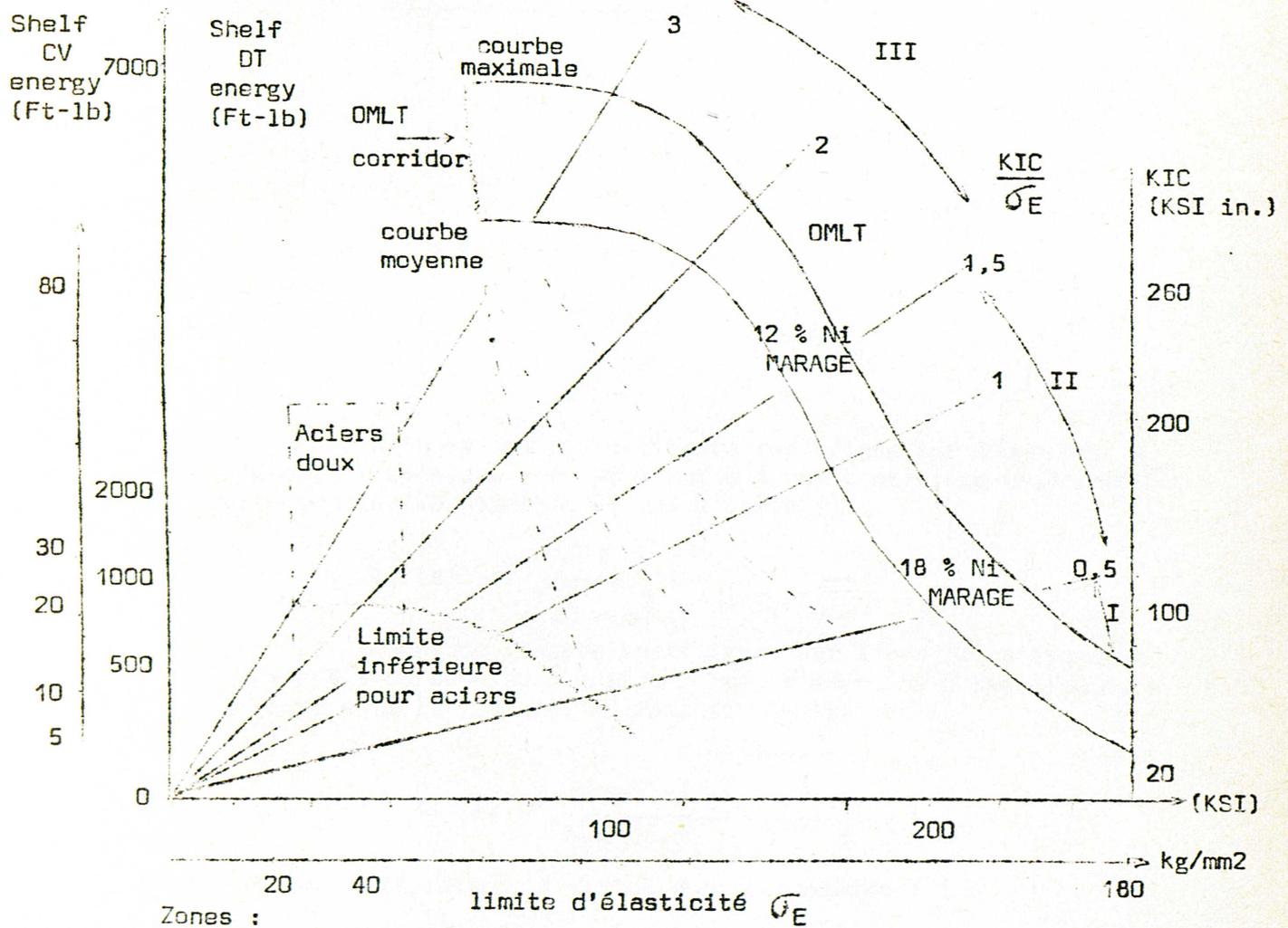
...

(1) Advance in Fracture Toughness Characterization Procedures and in quantitative interpretation to fracture. Safe Design for Structural Steels - NRL Report 6713 - Avril 68 -

En superposant au diagramme résistance au choc - résistance à la traction un faisceau de courbes K_{IC}/σ_E , il est possible de déterminer des dimensions critiques de défauts.

PELLINI indique que :

- pour $K_{IC}/\sigma_E < 0,5$, la taille critique est en général inférieure au seuil de détection des méthodes non destructives.
- pour $K_{IC}/\sigma_E > 1,5$, il n'est pas nécessaire de calculer la taille critique. La rupture se produit en régime de contrainte plane ; pour une plaque de 3 in. d'épaisseur, une contrainte supérieure à la limite d'élasticité et une fissure traversante de 12 in. de longueur seraient nécessaires.



Zones :

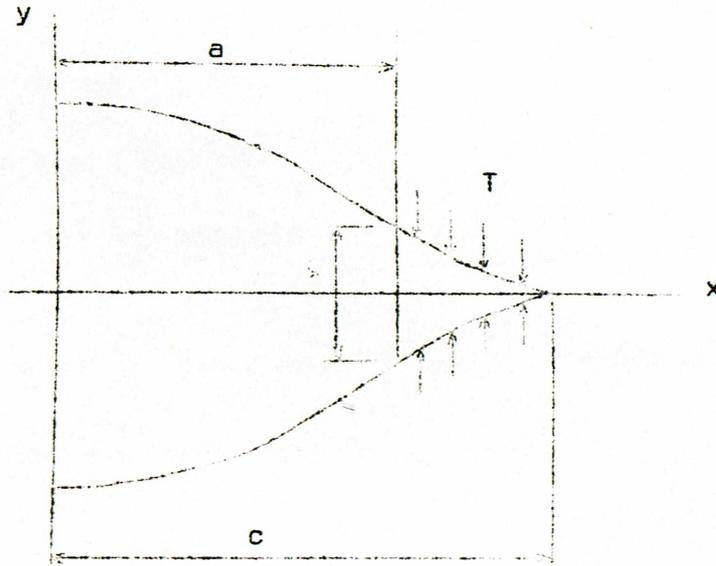
- I - défauts critiques pour niveaux de contraintes élevés trop petits pour une inspection non destructive
- II - calcul possible
- III - grande déformation nécessaire pour la rupture

ANNEXE SUR LE CHAPITRE IV

CALCUL DU C.O.D. -

(SANZ et RABBE - ouv. cité bibliographie)

Fig. 39



Dans le cas d'une fissure rectiligne sur l'axe Ox, s'étendant de + c à - c, et soumise à une contrainte uniforme σ , orthogonale, la fonction $Z_1(z)$ s'écrit :

$$Z_1(z) = \frac{\sigma z}{\sqrt{z^2 - c^2}}$$

Pour une fissure rectiligne, sur l'axe Ox, s'étendant de + c à - c, soumise à quatre forces s'exerçant à des distances $\pm b$ du centre de la fissure, la fonction $Z_2(z)$ est :

$$Z_2(z) = \frac{2 Pz \sqrt{c^2 - b^2}}{\pi (z^2 - b^2) \sqrt{z^2 - c^2}}$$

d'où par intégration, l'action des contraintes T :

$$Z_2 = - \int_a^c \frac{2 Tz \sqrt{c^2 - b^2}}{\pi (z^2 - b^2) \sqrt{z^2 - c^2}} db$$

$$Z_2(z) = - \frac{2 T}{\pi} \left[\frac{z}{\sqrt{z^2 - c^2}} \text{Arc cos} \frac{a}{c} - \text{Arc cotg} \left(\frac{a}{z} \sqrt{\frac{z^2 - c^2}{c^2 - a^2}} \right) \right]$$

...

Pour éviter, pour $x = \pm c$, une contrainte σ_y infinie ($\sigma_y = \text{Re}Z$ avec $Z = Z_1 + Z_2$), il faut $\sigma = \frac{2T}{\pi} \text{Arc cos } \frac{a}{c}$

$$\frac{a}{c} = \cos \frac{\pi \sigma}{2T} = k$$

La fonction Z devient :

$$Z = \frac{2T}{\pi} \text{Arc cotg} \left[\frac{k}{z} \sqrt{\frac{z^2 - c^2}{1 - k^2}} \right]$$

$$\bar{Z} = \frac{2T}{\pi} \left[z \text{Arc cotg} \sqrt{\frac{1 - (\frac{c}{z})^2}{(\frac{c}{a})^2 - 1}} - a \text{Arc cotg} \sqrt{\frac{z^2 - c^2}{c^2 - a^2}} \right]$$

d'où le déplacement v suivant l'axe des y pour $y = 0$,

$$v (y = 0) = \frac{2}{E} \text{Im } \bar{Z}$$

$$v = \frac{4T}{\pi E} \left[a \text{Arg coth} \left[\frac{1}{c} \sqrt{\frac{c^2 - z^2}{1 - k^2}} \right] - z \text{Arg coth} \left[\frac{k}{z} \sqrt{\frac{c^2 - z^2}{1 - k^2}} \right] \right]$$

en faisant tendre z vers a dans cette expression,

$$\delta = \lim_{z \rightarrow a} 2v (y = 0) = \frac{8Ta}{\pi E} \text{Log } \frac{1}{k}$$

$$\text{d'où } \delta = \frac{8Ta}{\pi E} \text{Log sec} \left(\frac{\pi \sigma}{2T} \right)$$

BIBLIOGRAPHIE

1ère partie : on pourra consulter les codes et règlements français et étrangers et en particulier l'ASME section III et section VIII.

2ème partie :

ensemble :

Brittle Fracture of Welded Plate - HALL-KIHARA-SOETE-WELLS

chapitre II :

- . Cours de métaux et alliages - 1ère partie - compléments relatifs aux méthodes d'essai - fasc. 1 et 2 - M. de LEIRIS
- . Fracture analysis diagram procedures for the fracture-safe engineering design of steel structures - NRL Report 5920-1963 W.S. PELLINI et P.P. PUZAK
- . Essais de fragilité - Centre de documentation sidérurgique 1968 - CIT n° 9

chapitres III et IV :

- . Fracture toughness - an examination of the concept in predicting the failure of material - Progress in materials science - vol. 13 - n° 3 - 1967 KENNY
- . Fracture toughness testing and its applications - ASTM STP 381
- . Plane strain crack toughness testing of high strength metallic materials - ASTM STP 410
- . Engineering Fracture mechanics (revue - dans le 1er numéro 1968 - article de WESSEL : state of the art of the WOL specimen for K_{IC} fracture toughness testing)
- . Resistance à la propagation brutale des fissures - Rapport IRSID - 24 octobre 1967 - SANZ et RABBE
- . Notions sur la mécanique de la rupture - complément au cours de résistance et stabilité des constructions - M. de LEIRIS
- . The use of the critical crack opening displacement techniques for the selection of fracture resistant materials first report of the CODA Panel of the NDACSS
- . Assessment of toughness in Low strength steel - Metallurgia 77 (461) KNOTT - Mars 1968

Tous ces ouvrages, rapports et articles comportent également une abondante bibliographie.