

RAPPORTS DES LABORATOIRES

SÉRIE : *OUVRAGES D'ART*
OA-4

Comportement en torsion des fils tréfilés

Contribution à la modélisation de l'influence
des paramètres de fabrication des fils

Denise BERNAUD BUBLITZ

André RAHARINAÏVO

Avril 1988

MINISTÈRE DE L'ÉQUIPEMENT, DU LOGEMENT,
DE L'AMÉNAGEMENT DU TERRITOIRE ET DES TRANSPORTS
LABORATOIRE CENTRAL DES PONTS ET CHAUSSÉES

Conformément à la note du 04/07/2014 de la direction générale de l'Ifsttar précisant la politique de diffusion des ouvrages parus dans les collections éditées par l'Institut, la reproduction de cet ouvrage est autorisée selon les termes de la licence CC BY-NC-ND. Cette licence autorise la redistribution non commerciale de copies identiques à l'original. Dans ce cadre, cet ouvrage peut être copié, distribué et communiqué par tous moyens et sous tous formats.



(CC BY-NC-ND 4.0)



Attribution — Vous devez créditer l'Oeuvre et intégrer un lien vers la licence. Vous devez indiquer ces informations par tous les moyens possibles mais vous ne pouvez pas suggérer que l'Ifsttar vous soutient ou soutient la façon dont vous avez utilisé son Oeuvre.



Pas d'Utilisation Commerciale — Vous n'êtes pas autorisé à faire un usage commercial de cette Oeuvre, tout ou partie du matériel la composant.



Pas de modifications — Dans le cas où vous effectuez une adaptation, que vous transformez, ou créez à partir du matériel composant l'Oeuvre originale (par exemple, une traduction, etc.), vous n'êtes pas autorisé à distribuer ou mettre à disposition l'Oeuvre modifiée.

Le patrimoine scientifique de l'Ifsttar

Le libre accès à l'information scientifique est aujourd'hui devenu essentiel pour favoriser la circulation du savoir et pour contribuer à l'innovation et au développement socio-économique. Pour que les résultats des recherches soient plus largement diffusés, lus et utilisés pour de nouveaux travaux, l'Ifsttar a entrepris la numérisation et la mise en ligne de son fonds documentaire. Ainsi, en complément des ouvrages disponibles à la vente, certaines références des collections de l'INRETS et du LCPC sont dès à présent mises à disposition en téléchargement gratuit selon les termes de la licence Creative Commons CC BY-NC-ND.

Le service Politique éditoriale scientifique et technique de l'Ifsttar diffuse différentes collections qui sont le reflet des recherches menées par l'institut :

- Les collections de l'INRETS, Actes
- Les collections de l'INRETS, Outils et Méthodes
- Les collections de l'INRETS, Recherches
- Les collections de l'INRETS, Synthèses
- Les collections du LCPC, Actes
- Les collections du LCPC, Etudes et recherches des laboratoires des ponts et chaussées
- Les collections du LCPC, Rapport de recherche des laboratoires des ponts et chaussées
- Les collections du LCPC, Techniques et méthodes des laboratoires des ponts et chaussées, Guide technique
- Les collections du LCPC, Techniques et méthodes des laboratoires des ponts et chaussées, Méthode d'essai

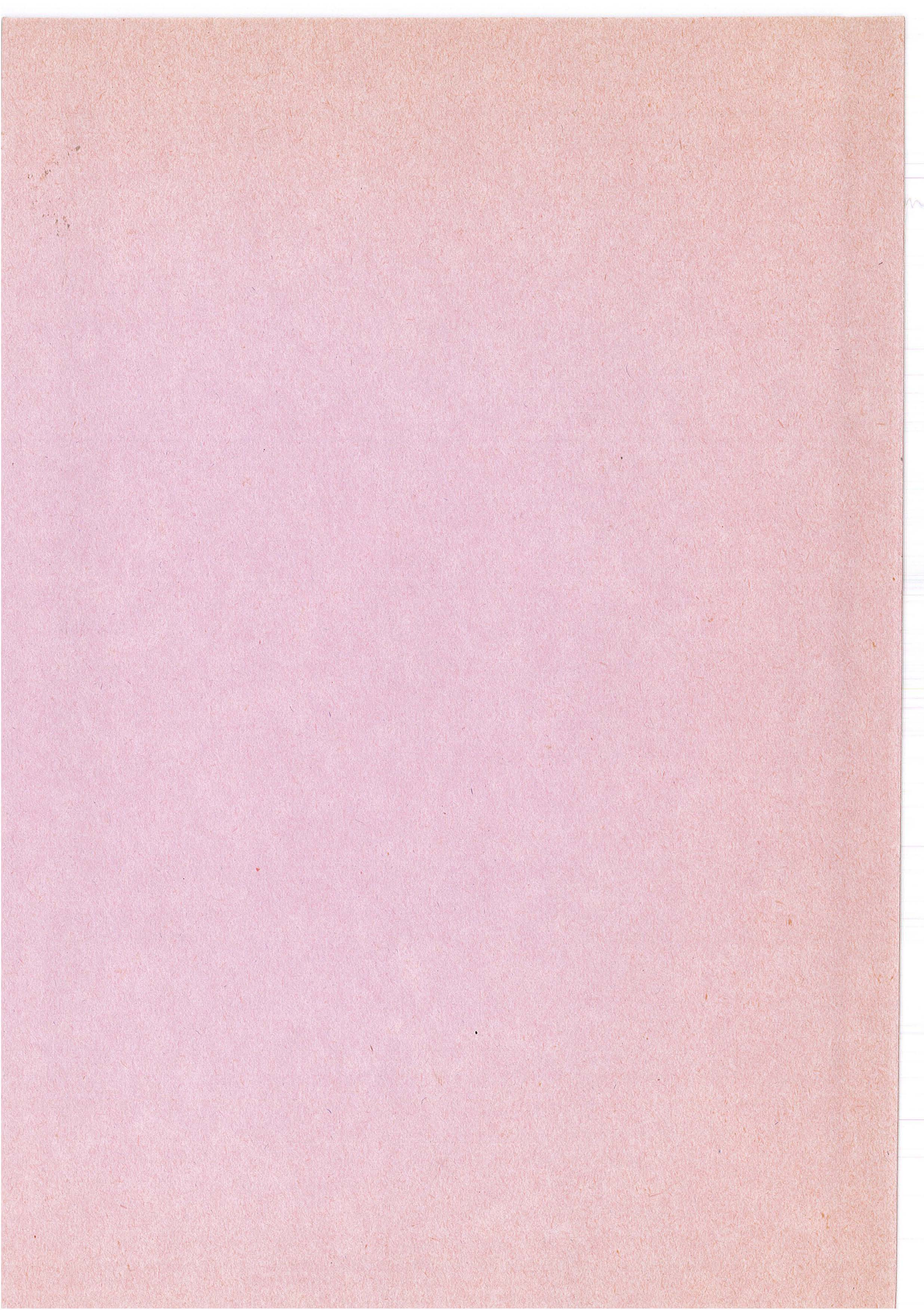


Institut Français des Sciences et Techniques des Réseaux,
de l'Aménagement et des Transports
14-20 Boulevard Newton, Cité Descartes, Champs sur Marne
F-77447 Marne la Vallée Cedex 2

Contact : diffusion-publications@ifsttar.fr

www.ifsttar.fr





RAPPORTS DES LABORATOIRES

SÉRIE : *OUVRAGES D'ART*
OA-4

Comportement en torsion des fils tréfilés

Contribution à la modélisation de l'influence
des paramètres de fabrication des fils

Denise BERNAUD BUBLITZ
André RAHARINAÏVO

Avril 1988

MINISTÈRE DE L'ÉQUIPEMENT, DU LOGEMENT,
DE L'AMÉNAGEMENT DU TERRITOIRE ET DES TRANSPORTS
LABORATOIRE CENTRAL DES PONTS ET CHAUSSÉES

Denise BERNAUD BUBLITZ
Ingénieur civil (Brésil)
Stagiaire au LCPC

André RAHARINAIVO
Docteur ès sciences
Direction scientifique
Laboratoire central des Ponts et Chaussées
58, boulevard Lefebvre, 75732 Paris Cedex 15

RESUME

Actuellement, un modèle pour décrire le comportement mécanique d'un fil est mis au point au LCPC. Ce travail fait partie de ces recherches. Son objectif a été l'étude du comportement mécanique d'un fil tréfilé sous le chargement de torsion et torsion avec traction.

Il a comporté deux étapes. Dans un premier temps, un programme de calcul pour valider le modèle en torsion ou torsion avec traction a été mis au point. Ensuite, une étude a été développée, en ce qui concerne l'effet des paramètres liés au processus de fabrication d'un fil.

Il s'agit des paramètres métallurgiques : l'indice de malpropreté de l'acier qui représente la concentration volumique des particules dures autour desquelles se développent les cavités et aussi les décohésions initiales du fil machine qui peuvent changer de forme avec le tréfilage. Il s'agit aussi d'étudier les paramètres mécaniques que sont les contraintes résiduelles de tréfilage.

L'étude bibliographique de ce travail, a concerné, d'une part, le processus de fabrication du fil et les paramètres mécaniques correspondants et d'autre part, le comportement en torsion du fil.

Et il a conduit aux conclusions suivantes :

- quand la concentration de particules dures amorçant la décohésion augmente, la déformation et la contrainte à la rupture diminuent. Ceci est en accord avec le comportement physique du fil,

- la forme de la décohésion initiale joue un rôle très important sur le comportement mécanique du fil. Les calculs ont montré que les formes étudiées (défaut allongé ou sphérique) affectent de façon importante la réponse aux chargements avec une composante de traction. Les allongements à la rupture sont très différents selon que le défaut est allongé ou sphérique,

- beaucoup de résultats de calculs ont montré une bonne concordance avec les résultats expérimentaux,

- sur le plan pratique, cette étude a montré que le modèle permettrait de prévoir le comportement mécanique du fil. Ceci doit être intéressant pour les fabricants du fil qui pourraient optimiser leur production.

(Ce travail a été fait en collaboration avec
M. Mounzer MAHMOUD, thésard au LCPC)

juin 1987

Action de recherche pluriannuelle (AR): 30
Matériaux pour ouvrages d'art

Fiche d'action élémentaire de recherche (FAER): 130187
Mécanismes de rupture des aciers. Amorçage

SOMMAIRE

1 - INTRODUCTION	1
2 - ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE	2
2.1. Fabrication d'un fil de précontrainte : tréfilage	2
2.2. Variation des caractéristiques mécaniques	5
2.3. Détermination des contraintes internes	8
2.4. Torsion d'un fil fil tréfilé	13
3 - MODELISATION DU COMPORTEMENT MECANIQUE	16
4 - DEVELOPPEMENT D'UN ALGORITHME DE CALCUL	20
4.1. Introduction	20
4.2. Description de l'algorithme	20
5 - PROBLEMES ETUDIES ET RESULTATS	23
5.1. Introduction	23
5.2. Influence du mode de chargement	23
5.3. Influence de l'indice de malpropreté h	25
5.4. Influence d'un endommagement initial	28
5.5. Influence des contraintes internes	30
5.6. Comparaison de deux modèles d'endommagement	35
5.7. Comparaison avec les données expérimentales	36
6 - CONCLUSIONS	38
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	40
ANNEXES	42

Ce document est propriété de l'Administration et ne peut être reproduit, même partiellement,
sans l'autorisation du Directeur du Laboratoire central des Ponts et Chaussées
(ou de ses représentants autorisés).

© 1988 - LCPC

Publié par le LCPC, 58 bd Lefebvre - 75732 PARIS CEDEX 15 sous le numéro 3557
Dépôt légal : avril 1988

ISBN 2-7208-3557-9

Liste des symboles

- d - diamètre du fil
- D - tenseur d'endommagement
- $\dot{D}$ - vitesse d'endommagement
- $D_{XX}^0, D_{YY}^0, D_{ZZ}^0$ - composants de la diagonale du tenseur d'endommagement initial
- D_R - valeur limite de $\text{tr}(D_{ij})$ qui définit le critère d'endommagement
- $\hat{\sigma}$ - module de cisaillement avec l'effet d'endommagement
- h - indice de malpropreté d'acier
- K - rapport entre contrainte de torsion/contrainte de traction
- L - longueur du fil
- n_t - nombre de tours en torsion
- r - coordonnée suivant le rayon du fil
- R - rayon du fil
- s_0, s - section du fil avant et après tréfilage
- S - variation de la déformation volumique
- σ - tenseur de contrainte
- σ - contrainte normale (traction)
- σ_d - contrainte seuil d'endommagement
- σ_e - contrainte limite d'élasticité
- σ_{eq} - contrainte équivalente de Von Mises
- τ_{YZ}, τ_{YZR} - contrainte tangentielle, composante en YZ du tenseur et sa valeur à la rupture, respectivement
- τ_Z, τ_{ZR} - contrainte normale, composante en Z du et sa valeur à la rupture, respectivement
- τ, τ_R - contrainte tangentielle et sa valeur à la rupture
- ϵ - tenseur de déformation
- ϵ_e - tenseur de déformations élastiques
- ϵ_T - déformation tangentielle
- $\epsilon_X, \epsilon_Y, \epsilon_Z$ - composantes diagonales du tenseur, en coordonnées cartésiennes
- $\epsilon_{XR}, \epsilon_{YR}, \epsilon_{ZR}$ - déformations suivant la direction X, Y, Z à la rupture, respectivement
- ϵ_{YZ} - déformation tangentielle, composant en YZ du tenseur
- ϵ_{YZe} - valeur de ϵ_{YZ} à la sortie du domaine élastique
- ϵ_{YZd} - valeur de ϵ_{YZ} à la sortie du domaine élastique non linéaire
- ϵ_{YZR} - valeur de ϵ_{YZ} à la rupture
- ϵ_{Ze} - valeur de ϵ_Z à la sortie du domaine élastique
- ϵ_{Zd} - valeur de ϵ_Z à la sortie du domaine élastique non linéaire
- ϵ_{ZR} - valeur de ϵ_Z à la rupture
- $\dot{\epsilon}$ - vitesse de déformation
- $\dot{\epsilon}^0$ - vitesse de déformation sans endommagement

Chapitre premier

INTRODUCTION

Les fils en acier à haute résistance sont utilisés dans les câbles tels que ceux qui servent d'armatures de précontrainte. Leur comportement mécanique est connu grâce à des essais conventionnels tels que celui de traction ou celui de torsion. Les résultats de ces essais permettent surtout d'évaluer un niveau de qualité ou de performance des produits. Ils ne sont pas utiles pour décrire le comportement précis sous diverses sollicitations.

Plus précisément, certains faits d'ordre mécanique ne s'expliquent pas à partir des essais conventionnels. En particulier l'effet des conditions de fabrication des fils sur leur comportement mécanique n'est guère prévisible d'une façon rationnelle.

La recherche menée actuellement et dont une partie est décrite dans ce document, vise à modéliser le comportement mécanique des fils en acier à haute résistance, tels que ceux qui sont utilisés comme armatures de précontrainte. Il s'agit, dans un premier temps (MAHMOUD 1987), d'étudier l'influence des caractéristiques métallurgiques ou mécaniques sur la courbe de traction, avec les valeurs caractéristiques telles que la résistance à la rupture, l'allongement maximal ou le coefficient d'écrouissage. Mais ce document porte sur des sollicitations simples ou mixtes de traction et torsion. Les facteurs qui ont été étudiés concernent essentiellement les décohésions au niveau de particules dures ou les contraintes résiduelles constatées après tréfilage.

Le programme de calcul qui a été utilisé est une adaptation d'un modèle en cours de mise au point à l'Université de Poitiers. Cette adaptation fait l'objet d'une recherche au LCPC (thèse de M. MAHMOUD). Ces travaux de mise au point de calculs ne seront ni discutés, ni même détaillés dans ce document qui est orienté vers les applications possibles de ces calculs. En particulier les paramètres qui entrent dans la loi de comportement mécaniques sont, autant que possible, reliés à des grandeurs mesurables ou observables qui caractérisent l'acier. En d'autres termes, il a fallu préciser les relations entre les caractéristiques physiques et mécaniques de l'acier, d'une part, et les paramètres de la loi de comportement, d'autre part. C'est pourquoi, les procédés de fabrication de ces fils tréfilés utilisés comme armatures de précontrainte sont rappelés, ainsi que les résultats obtenus par d'autres auteurs concernant les contraintes résiduelles dans les fils.

Chapitre 2

ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

2.1. TECHNIQUE DE FABRICATION D'UN FIL DE PRECONTRAINTÉ : TREFILAGE

2.1.1. Fil machine

La nuance d'acier de précontrainte la plus répandue en France est l'acier dur au carbone, voisin de l'eutectoïde ($C = 0,6$ à $0,8 \%$).

Par contre, en Allemagne, en URSS, au Japon, les aciers alliés, avec les nuances au silicium-chrome sont très utilisés.

L'acier dur au carbone est transformé en demi-produits puis en fil-machine. La norme NF A 35-054 comporte 9 nuances, désignées par les lettres FMP suivies d'un nombre indiquant la teneur moyenne en carbone, et un autre indiquant la qualité (teneur maximale en soufre et phosphore), c'est-à-dire la propreté liée à l'aptitude de l'acier à être tréfilé (voir le tableau 1 de l'annexe).

Le contrôle du fil-machine porte sur les dimensions, l'aspect de surface et l'absence de défaut interne. Un contrôle micrographique permet d'apprécier la propreté interne du métal et de vérifier l'absence de ségrégation, de décarburation superficielle et de fissures.

2.1.2. Tréfilage

a) Traitements avant tréfilage

Pour une partie très importante de la production, le durcissement des fils de précontrainte est obtenu par un cycle de déformation à froid du fil machine. L'importance et le mode de ces déformations sont fixés à la fois par les possibilités d'écrouissage de l'acier, les dimensions et les propriétés mécaniques finales à obtenir.

Les aciers non alliés eutectoïdes, (à environ $0,7 \%$ de carbone) utilisés après tréfilage, possèdent après déformation une limite d'élasticité et une charge de rupture élevées. Les propriétés mécaniques qui influent principalement sur la tréfilabilité à froid et conditionnent les propriétés mécaniques finales sont une bonne ductilité (striction) et ténacité élevée (allongement).

Le traitement thermique qui permet de conférer à l'acier une structure bien déformable à froid consiste à lui faire subir une transformation de l'austénite soit à température fixe, soit en refroidissement contrôlé. La technique à température fixe consiste d'une patentage au plomb.

La technique à température fixe consiste en un patentage au plomb.

Il s'agit d'une trempe isotherme classique : le fil est chauffé à

950-1000°C pendant 2 à 4 minutes, puis il est plongé dans un bain de plomb ou de sels, où il est maintenu à une température constante voisine de 500°C ; quand la transformation est terminée, le fil sort du bain pour être refroidi brutalement.

Les aciers sont aptes au tréfilage (THOMAS 1971) lorsque l'acier a des grains ferritiques assez gros, et une perlite lamellaire assez fine. Cette structure optimale qui est irrésoluble au microscope optique, (G = 500 X) s'appelle la troostite.

Sa très bonne tréfilabilité proviendrait du glissement facile des lamelles les unes par rapport aux autres et de la facilité avec laquelle elles s'orientent parallèlement au sens de l'étirage.

Les études effectuées sur les traitements en refroidissement continu sont peu nombreuses. Le tableau 2.1 donne les résultats de HOUIN J.P., SIMON A., BECK G. 1978 et permet de comparer les caractéristiques mécaniques d'un fil en acier eutectoïde ayant subi différents types de traitements thermiques.

0,8 % C	Fil machine refroidi à l'air. d = 5,5 mm	Fil patenté au plomb d = 5,5 mm
σ_e (MPa)	700	790
σ_r (MPa)	1180	1320

Tableau 2.1 : Caractéristiques mécaniques de fils d'après
(THOMAS 1971)

Ces auteurs ont montré les relations entre le processus thermique du refroidissement, la structure obtenue et ses propriétés mécaniques. Leurs principaux résultats sont les suivants :

- la morphologie de la perlite est déterminante pour les propriétés mécaniques des aciers à forte teneur en carbone,
- pour les aciers dont la teneur de carbone est comprise entre 0,5 et 0,8 % la limite d'élasticité σ_e dépend essentiellement de l'espacement interlamellaire de la perlite. Cet effet est moins net sur σ_r ,
- en revanche, la valeur de la striction dépend de la valeur en carbone de l'acier.

Le fil-machine après patentage ou refroidissement contrôlé est recouvert de calamine et son état de surface le rend impropre au tréfilage. Il doit subir un décapage chimique, qui consiste à immerger les couronnes dans des cuves d'acide chaud.

b) Opération de tréfilage

Le fil ainsi préparé est apte au tréfilage à froid. Il passe dans des filières qui sont des troncs des cônes et qui réduisent sa section. Il se produit un glissement des couches concentriques les unes par rapport aux autres et un allongement du fil, comme le montre la figure 1.

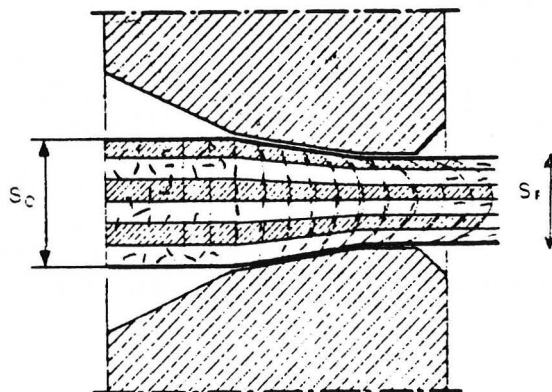


Figure 1 : Ecoulement du métal dans une filière

L'opération de tréfilage est faite en plusieurs passes, avec en général un taux d'écrouissage de 20 % à chaque passe (tableau 2 annexé). La force de traction est créée par enroulement du fil sur un tambour.

Pendant son passage dans la filière le fil est lubrifié par un savon sodique. L'énergie dissipée par l'écoulement du métal et le frottement est évacuée par un refroidissement énergique du porte-filière, du fil et de la bobine d'entraînement.

Il résulte de cette opération un écrouissage très important. La texture obtenue est extrêmement fibreuse, les lamelles de perlite tendant à s'aligner dans le sens de l'allongement.

Au cours du tréfilage, les lamelles de cémentite (Fe_3C) glissent : une contrainte de cisaillement apparaît aux interfaces. Parfois de petites décohésions se forment autour des particules dures de l'acier (ZIMMERMAN, AVITZUR 1970).

Le frottement fil-filière provoque un ralentissement important de l'écoulement des fibres extérieures par rapport aux fibres internes, ce qui entraîne une déformation plastique très hétérogène dans la section. Le fil ainsi déformé est siège de contraintes internes très importantes.

Le fil obtenu est fortement durci et présente une résistance à la rupture très élevée, croissant avec le taux d'écrouissage. Mais à l'échelle macroscopique il présente un faible allongement avant rupture (1 à 2,5 %) et il n'a ni limite d'élasticité apparente ni module d'élasticité. Il est donc, le plus souvent, inutilisable dans cet état.

c) Traitements après tréfilage

- Crantage

Pour les fils destinés à la préfabrication d'éléments en béton précontraint par adhérence, il est possible d'imprimer à froid, des dessins en creux, des crans dans le métal tréfilé.

- Dressage

Le fil enroulé sur les bobines d'entraînement entre passes et à la fin du tréfilage, est soumis à une flexion importante et il prend une forme courbe. Cette courbure est éliminée par un dressage, qui est fait en déformant le fil entre des galets donnant des cycles de flexion successifs.

- Vieillissement

Le but du traitement de vieillissement, après le processus de tréfilage est d'obtenir une très haute résistance mécanique, accompagnée d'une très haute limite d'élasticité, d'une faible relaxation et d'un grand allongement à rupture.

Il consiste à chauffer le fil d'environ 200°C pendant une courte durée (de l'ordre de 20 min en l'absence de traction imposée). L'échauffement du fil conduit à une modification de la distribution des contraintes internes, comme le montre l'étude de VANNES, CHICOIS, FOUGERES, THEOLIER 1973, qui se traduit par un détensionnement.

A l'échelle macroscopique il s'ensuit l'apparition d'un module d'élasticité défini et le relèvement de l'allongement à rupture.

2.2. VARIATION DES CARACTERISTIQUES MECANQUES EN FONCTION DE L'ECROUISSAGE

La déformation par tréfilage du fil a pour conséquence une modification de la plupart de ses propriétés.

La direction et la valeur des effets de l'écrouissage sont liées aux déformations qui les ont provoquées.

L'écoulement plastique des fils d'acier à travers les filières est dû à la formation et au mouvement de dislocations dans le réseau cristallin provoquant des glissements dans les grains.

La consolidation au cours de la déformation plastique est un phénomène essentiellement introcristallin lié à des dislocations. Le seuil de plasticité est fortement affecté par la grosseur des grains et par la configuration initiale des dislocations.

La figure 2 montre la variation de la résistance en traction avec le taux d'écrouissage, d'après le tableau 2.2.

Passe n°	Diamètre (mm)	Essai de traction			Torsion N _t	Pliage alterné N _b
		R _m (MPa)	A(%)	Z(%)		
0	11	1290	8,3	26,6	8	3
1	9,88	1420	4,2	19,4	7	5
2	8,84	1550	5,5	34,2	12	7
3	7,91	1640	5,0	39,0	8	8
4	7,08	1700	6,4	47,1	11	9
5	6,33	1800	6,4	52,6	27	15
6	5,65	1890	6,0	54,9	26	10
7	5,05	1990	6,6	50,9	25	10
8	4,51	2200	6,2	44,4	27	12
9	4,09	2310	4,5	44,8	25	10
10	3,69	2430	5,2	42,7	23	8

R_m : Résistance à la traction
A : Allongement sous charge maximale
Z : Coefficient de striction

Tableau 2.2. : Exemple d'évolution des caractéristiques d'un fil en eutectoïde après diverses passes de tréfilage (JALLON 1987)

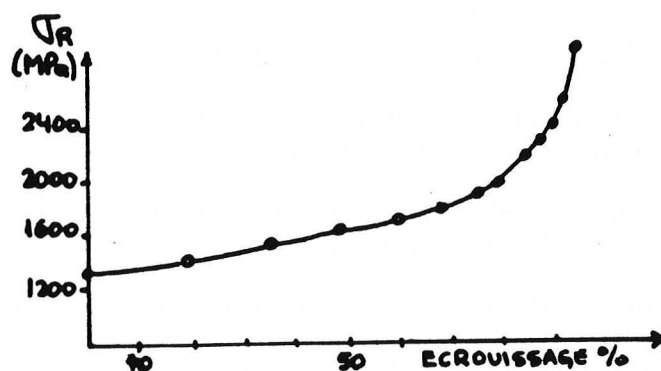


Figure 2 : Résistance à la traction en fonction de l'écroûissage

Pour déterminer les caractéristiques mécaniques des fils tréfilés, les essais couramment réalisés sont les suivants :

- Essai de traction : qui consiste à mesurer la charge de rupture, la limite élastique, l'allongement par tréfilage et le coefficient de striction après rupture.

- Essai de torsion : qui consiste à mesurer le nombre de tours de torsion avant rupture, sur une longueur normalisée égale à 100 fois le diamètre du fil. Une variante de cet essai consiste à soumettre une éprouvette à des torsions dans un sens puis dans l'autre. C'est l'essai de torsion alternée qui conduit à un nombre de cycles à rupture beaucoup plus petit que le nombre de tours de l'essai de simple torsion.
- Essai de pliage alterné : qui consiste à mesurer le nombre de pliages avant rupture et donne une appréciation sur la malléabilité et la qualité (santé) des fils.
- Essai de fatigue : cet essai n'est pas fréquent ; il permet de déterminer la limite d'endurance de l'acier. Le taux d'écrouissage influe sur cette endurance (figure 3)

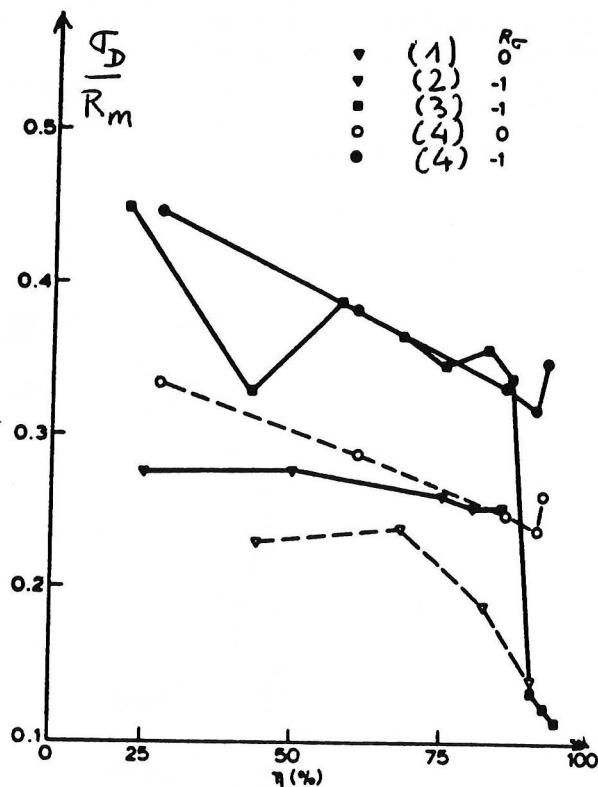


Figure 3 : Variation de la limite d'endurance (divisée par la résistance à la traction R_m) en fonction du taux d'écrouissage d'après (1) POMP, DUCKWITZ (1931), (2) GILL, GOODACRE (1934), (3) BECKER (1978), VERPOEST, AERNOUDT, DERUYTTERE, DE BOND (1985)
 R_{σ} est le support entre la contrainte minimale et la contrainte maximale d'un cycle de fatigue

2.3. DETERMINATION DES CONTRAINTES INTERNES DANS UN FIL TREFILE

Le niveau des contraintes résiduelles dans un fil tréfilé à froid constitue l'un des paramètres qui déterminent sa qualité. Un haut niveau de contraintes internes entraîne un abaissement de la résistance, en particulier sous des chargements variables et cycliques et diminue la tenue à la corrosion.

La valeur des contraintes résiduelles dans les fils a été étudiée par différents auteurs aussi bien par des calculs que par des mesures expérimentales.

2.3.1. Etude d'AVITZUR 1964, 1967

AVITZUR a étudié seul (1964, 1967) ou avec ZIMMERMAN 1970 le processus de tréfilage et l'extrusion d'un métal en utilisant la méthode d'analyse limite par une approche par l'extérieur. Les résultats de calculs ont conduit à un champ de contrainte après tréfilage où les composantes axiale, radiale et circonférentielle sont constantes dans la section. Ils ont montré l'influence d'angle de la filière sur la force de tréfilage et sur la qualité du produit final (figure 4). En particulier ces calculs ont permis de définir l'apparition de décohésion interne en fonction du taux d'écrouissage et angle de la filière.

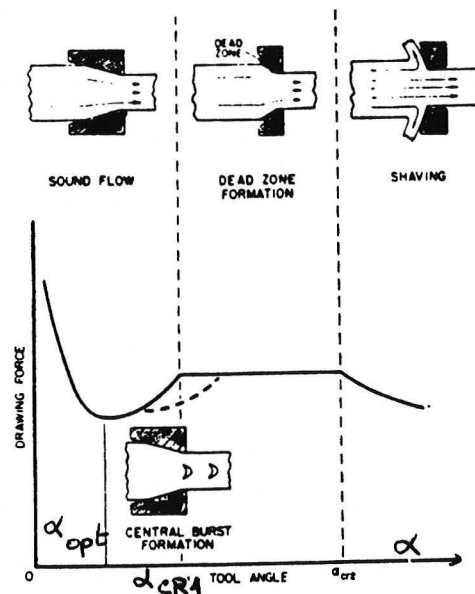


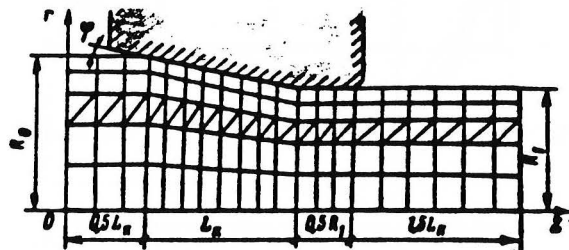
Figure 4 : Influence de l'angle de la filière sur la force de tréfilage et la qualité (absence de "chevrons" centraux) d'un fil (d'après ZIMMERMAN, AVITZUR 1970)

Il peut être observé que dans la première zone, la force de tréfilage varie continuellement avec l'angle α et possède un minimum pour une valeur de α , dénommée angle optimal α_{opt} de l'angle de filière. A partir de la valeur α_{CR1} la force se maintient constante et il peut se former des décohésions internes en chevrons ("central burst").

2.3.2. Etude de NYASHIN 1982

Des études antérieures à 1982 ont montré que les sections transversales du fil gauchissent pendant le passage du fil, mais qu'ensuite, lors du déchargement entre passes, la section transversale redevient plane. Les couches périphériques du fil sont en arrière des couches centrales. Ceci provoque l'apparition des contraintes longitudinales, tangentielles et radiales en compression dans le centre alors que les contraintes tangentielles et longitudinales sont en traction dans les couches superficielles.

L'étude analytique de NYASHIN 1982, utilisant la méthode des éléments finis, a confirmé l'analyse précédente. Dans ces calculs, il est supposé que tous les éléments du fil se déplacent suivant les lignes de courant (figure 5).



Approximation par éléments finis du domaine de calcul, dans la zone de tréfilage. R_0 : rayon initial, R_1 : rayon final
 φ : demi-angle de filière L_k : longueur de la zone de réduction du diamètre.

Figure 5 : Calcul de l'écoulement pendant le tréfilage d'après NYASHIN 1982

Les contraintes σ_{ij} , les déformations ϵ_{ij} et la température T sont calculées par un problème de thermoplasticité.

Les résultats obtenus sont montrés dans la figure 6.

A la surface du fil, les contraintes résiduelles σ_z et σ_θ sont de traction et atteignent la valeur de 0,7 à 0,8 fois la limite d'élasticité. La contrainte radiale à la surface est nulle. Au centre du fil, toutes les composantes des contraintes résiduelles sont de compression.

Pour $r/R \leq 0,4$ les contraintes σ_r et σ_θ sont pratiquement constantes et σ_z est maximum en compression. Vers le centre du fil σ_z diminue de 50 % et s'annule pour $r/R = 0,7$.

La comparaison des résultats de cette méthode avec les résultats expérimentaux a montré une bonne concordance.

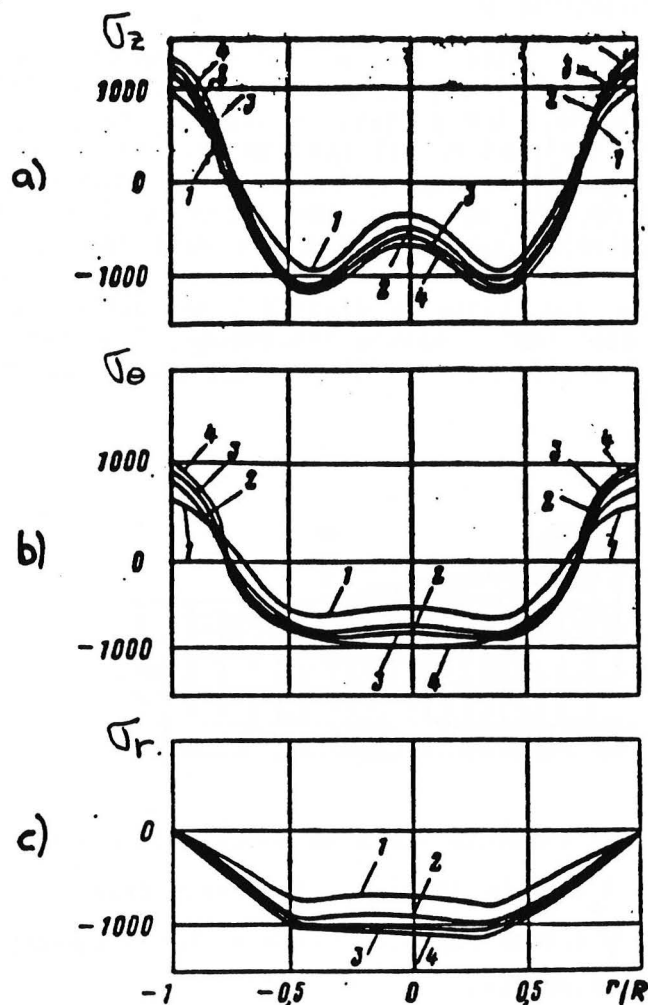


Figure 6 : Contrainte résiduelles (MPa) (a : longitudinales, b : tangen-
tielles, c : radiales) dans un fil en acier 80, après 1, 2,
3 passes et à la fin du tréfilage d'après NYASHIN 1982

2.3.3. Etudes expérimentales

Les méthodes expérimentales plus utilisées actuellement pour mesurer les contraintes résiduelles, dans une pièce mécanique sont : la méthode dutrou incrémentale et la méthode de rayons X (par exemple, décrite par MUSTER, CERNOCH 1978).

Par exemple, le CETIM a développé les deux méthodes. La première, dite méthode du trou consiste à effectuer un perçage pas à pas, les déformations sont mesurées autour du trou à l'aide d'une rosette de jauges. Cette technique, couplée à un calcul par éléments finis, permet de déterminer la distribution de contrainte résiduelles dans l'épaisseur de la pièce. Elle est utilisée pour les pièces qui présentent des contraintes résiduelles isotropes.

La deuxième méthode est celle de la diffraction des rayons X. Elle permet de mesurer l'angle de diffraction d'un faisceau X donc, les distances entre les plans atomiques et par conséquent les contraintes résiduelles. Cette dernière méthode n'est pas adaptée aux matériaux qui ont une forte texture. Elle doit être bien étudiée dans le cas d'un fil tréfilé.

Ainsi pour déterminer la contrainte interne dans un fil tréfilé, la seule méthode expérimentale trouvée dans la bibliographie est celle de VANNES, CHICOIS, FOUGERES et THEOLIER 1973 qui ont mesuré les contraintes internes dans des fils de précontrainte.

La méthode retenue est celle de l'enlèvement d'une couche de métal à partir de l'intérieur du cylindre, qui a été antérieurement étudiée par SACHS 1927. Elle consiste à usiner intérieurement le fil et à mesurer les déformations à la surface extérieure. Le tube considéré (fil percé), renferme des contraintes résiduelles.

Il est caractérisé par les rayon extérieur R_E , rayon intérieur R_i et longueur L , supposée suffisamment grande pour que les effets de bord soient négligeables à la distance $L/2$.

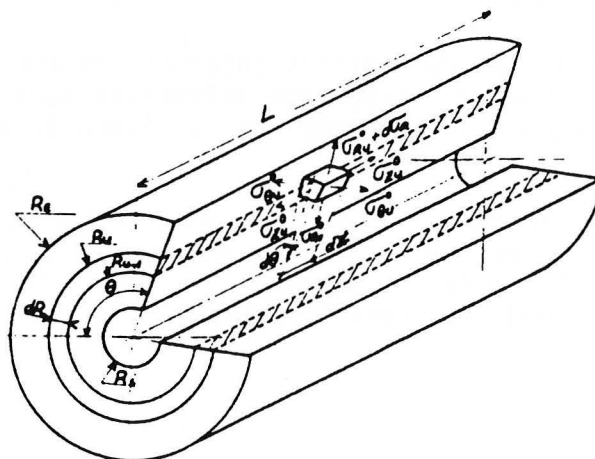


Figure 7 : Détermination de la distribution des contraintes résiduelles initiales dans un fil tréfilé d'après VANNES, CHICOIS, FOUGERES, THEOLIER 1973

A partir du rayon R_i du tube, les couches minces d'épaisseur dR sont enlevées et par hypothèse à l'intérieur de chacune d'elles les contraintes sont constantes (figure 7).

Les contraintes qui se rapportent à la couche (R_u, R_{u-1}) se décomposent en deux types et par le principe de superposition l'état de contraintes de la u ème couche peut être écrit de la façon suivante :

$$\begin{aligned}\sigma_{zu}^0 &= \sigma_{zu}^u + \sum_{n=1}^{u-1} d\sigma_{zu}^n \\ \sigma_{\theta u}^0 &= \sigma_{\theta u}^u + \sum_{n=1}^{u-1} d\sigma_{\theta u}^n \\ \sigma_{ru}^0 &= \sigma_{ru}^u + \sum_{n=1}^{u-1} d\sigma_{ru}^n\end{aligned}$$

Où $d\sigma_{zu}^n$, $d\sigma_{\theta u}^n$, $d\sigma_{ru}^n$ représentent les variations de contraintes dues à l'enlèvement des couches précédentes (n représente la n ème couche, n n'étant inférieur à u) et σ_{zu}^u , $\sigma_{\theta u}^u$, σ_{ru}^u les contraintes qui subsistent dans la couche juste avant son usinage.

Les mesures expérimentales des allongements ε_z et ε_θ ont été effectuées à l'aide de jauges de déformation collées sur la surface extérieure.

L'usinage par l'intérieur a été réalisé en deux temps : le premier perçage a été effectué par usinage électro-chimique (à un diamètre de 2,6 mm) et les suivantes par l'injection d'une solution diluée d'acide nitrique dans le tube. Les fils ont été usinés jusqu'à 0,2 mm environ de la surface extérieure.

Ainsi, ces contraintes internes ont été mesurées, dans la section d'un fil de 4,1 mm de rayon pour différents taux d'écrouissage. Ces résultats expérimentaux sont montrés sur la figure 8, pour un taux d'écrouissage de 40 %.

Les auteurs ont aussi étudié l'évolution des contraintes sous l'effet d'un revenu. Les résultats ont montré que, en fonction de la température et de la durée du revenu, la distribution de contrainte résiduelle peut subir des modifications importantes.

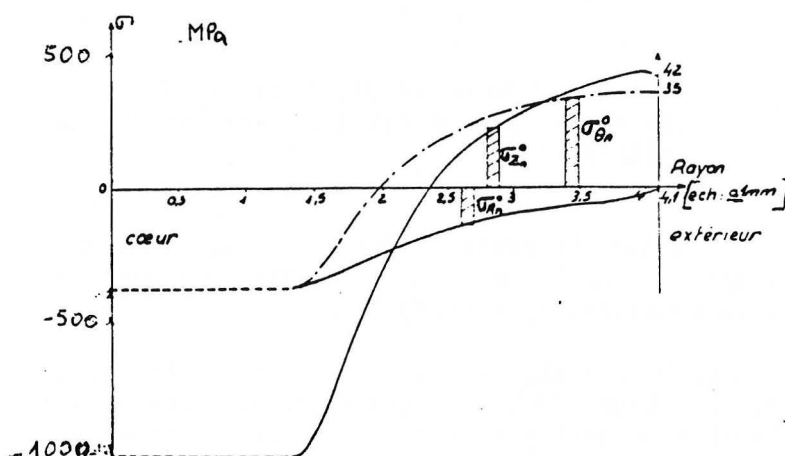


Figure 8 : Répartition des contraintes résiduelles longitudinales, tangentielle et radiales en fonction du rayon (taux d'écrouissage de 40 %) d'après VANNES et alii 1973

2.4. TORSION D'UN FIL TREFILE

2.4.1. Essai de torsion

L'essai de torsion le plus usuel, consiste à tordre le fil dans un seul sens jusqu'à la rupture, à repérer la capacité de déformation en comptant le nombre de tours, qui est ensuite rapporté à la longueur de l'éprouvette ; de cette façon c'est l'allongement de rupture de la fibre extérieure qui est mesuré.

L'essai de torsion est particulièrement sensible aux défauts superficiels qui jouent un si grand rôle dans la plupart des emplois des fils métalliques.

Le nombre de tours est relié à la déformation tangentielle due à la torsion par la relation :

$$\epsilon_T = \frac{1}{2} \frac{R}{L} \frac{n_t}{2\pi} \quad (2.1)$$

Selon BONZEL 1958 le couple maximum de torsion a pour ordre de grandeur :

$$M_{t_{max}} \leq 0,14 \sigma_R (d)^3 \quad (2.2)$$

Où σ_R est la résistance de rupture en traction.

2.4.2. Modèle de CHOW C.L. et WANG J. (8)

CHOW et WANG 1987 ont développé une théorie d'endommagement élastique anisotrope applicable à la traction et à la torsion. Leur modèle est du type "phénoménologique" et non "géométrique".

Dans ce modèle, le phénomène de dégradation progressive du matériau est représenté par le tenseur de contrainte effective $\tilde{\sigma}$ et le tenseur d'endommagement $\mathbb{D}$ (de deuxième ordre). Le tenseur $\mathbb{D}$ indique l'état de ruine d'un matériau soumis à un chargement et il peut être déterminé expérimentalement.

Pour l'endommagement isotrope le tenseur $\mathbb{D}$ devient un scalaire et désigné par :

$$\tilde{\sigma} = \frac{\sigma}{1 - \mathbb{D}} \quad (2.3)$$

Pour l'endommagement anisotrope la contrainte effective est donné par :

$$\tilde{\sigma} = M(\mathbb{D}) : \sigma \quad (2.4)$$

Où $M(\mathbb{D})$ qui est un tenseur de 4e ordre, appelé tenseur de l'effet d'endommagement, est difficile à calculer.

Ces auteurs ont donc proposé un calcul de $\tilde{\sigma}$ et $M(D)$ dans le système des axes principaux. Ils ont utilisé le postulat selon lequel l'énergie élastique complémentaire pour un matériau endommagé, est de la même forme que pour un matériau non endommagé, où la contrainte doit être remplacée par la contrainte effective. L'équation qui relie la contrainte à la déformation pour le matériau endommagé s'écrit alors

$$\mathcal{E}^e = \frac{\partial W^e}{\partial \mathcal{D}} = (M^T \mathcal{C}^{-1} M) : \mathcal{D} = \tilde{\mathcal{C}} : \mathcal{D} \quad (2.4)$$

Où $\tilde{\mathcal{C}}$ est le tenseur de rigidité élastique effective.

Ces auteurs ont aussi développé la transformation de la matrice M pour un système de coordonnées générales en fonction de système principal, et ont donné deux exemples. Le premier est un cas de traction simple où les paramètres d'endommagement D_1 , D_2 et D_3 ont été mesurés expérimentalement. L'autre cas est de torsion pure. Il n'a pas été l'objet d'essai expérimental.

Dans ces derniers cas, les contraintes principales sont $\sigma_1 = -\sigma_2 = \tau$ et il est possible de trouver les relations qui permettent de calculer D_1 et D_2 .

Finalement la relation contrainte/déformation en torsion pure quand le matériau est endommagé est obtenue par :

$$\tilde{G} = E / \left[\frac{1}{(1-D_1)^2} + \frac{1}{(1-D_2)^2} + \frac{2\nu}{(1-D_1)(1-D_2)} \right] \quad (2.5)$$

$$\gamma = \frac{\tau}{\tilde{G}} \quad (2.6)$$

Où γ est la distorsion et vaut $2\epsilon_T$; D_1 et D_2 sont les paramètres d'endommagement suivant les axes principaux.

2.4.3. Etude de VERPOEST, NOTOHARDJONO, AERNOUDT 1985

Ces auteurs ont étudié la direction des plans de rupture de fils qui étaient soit tréfilé, soit trempé, puis soumis à des essais de fatigue sous des chargements en traction et/ou torsion.

Les fils tréfilés ont été considérés comme anisotropes à cause de l'alignement (parallèle à l'axe du fil), progressif des lamelles de perlite pendant le processus de tréfilage.

Par contre, les fils trempés et patentés possèdent une texture fragile et la perlite est orientée aléatoirement. Ces matériaux ont été considérés comme isotropes.

Les résultats des mesures expérimentales lors des essais de fatigue sont résumés dans la figure 9 ; où K = torsion/traction.

	ANNEALED / PATENTED			DRAWN		
0.06% C	LC A $K=0$ $0.25 \leq K \leq 1$ $K \geq 10$			LC D $K=0$ $K=0.25$ $K \geq 0.5$		
0.07% C	HC P $K=0$ $0.25 \leq K \leq 1$ $K \geq 10$			HC D $K=0$ $K=0.25$ $K \geq 0.5$		

Figure 9 : Orientation de la rupture en fatigue de fils recuits ou patentés (colonne de gauche) ou tréfilés (colonne de droite) d'après VERPOEST, NOTOHARDJONO, AERNOUDT 1985

Chapitre 3

MODELISATION DU COMPORTEMENT MECANIQUE

Pour modéliser le comportement d'un fil de précontrainte en traction et torsion la loi de comportement qui a été utilisée est la même que celles des études menées actuellement. Des travaux antérieurs (RAHARINAIVO 1982) ont montré que, lors d'un essai de traction, les aciers de précontrainte possèdent deux seuils de contraintes critiques. Le premier désigné par σ_e , est de l'ordre de $0,55 \sigma_r$ et correspond à l'apparition d'un comportement non linéaire-élastique. Le deuxième seuil de contrainte est désigné par σ_d , est de l'ordre de $0,85 \sigma_r$ et indique un début d'endommagement.

Le modèle qui a été mis au point respecte l'existence des deux contraintes critiques et trois domaines de comportement mécanique ainsi que de la forte déformation plastique que le fil a subi lors du tréfilage. Le dernier domaine correspond à des déformations irréversibles due à des croissances de cavités (endommagement), qui peut être expliqué par le comportement physique des fils. En effet la surface de cassure à la rupture présente des "cupules" qui sont des cavités prenant naissance autour de particules dures.

Les trois domaines de comportement sont décrits de la façon suivante.

a) Domaine élastique linéaire

Le comportement est décrit par la loi de Hooke :

$$\epsilon = \frac{1+\nu}{E_0} \sigma - \frac{\nu}{E_0} (\epsilon_r \sigma) \quad (3.1)$$

Où E_0 est le module de Young et ν le coefficient de Poisson.

Le critère choisi pour délimiter cette phase est celui de Von Mises, qui s'écrit :

$$\sigma_{eq} - \sigma_e = 0 \quad (3.2)$$

Où σ_{eq} est la contrainte équivalente de Von Mises et σ_e est la limite d'élasticité.

b) Domaine intermédiaire

Ce domaine correspond aux contraintes équivalentes comprises entre la valeur σ_e et σ_d . Ce dernier représente la limite du domaine intermédiaire où les déformations rémanentes après un déchargement, sont pratiquement nulles.

Le comportement de l'acier correspond à un endommagement qui est

supposé isotrope.

Les déformations dans ce domaine sont calculées par la loi de Hooke (3.1) où le module E_0 est remplacé par E_S ; par hypothèse le module d'élasticité :

$$E_S = E_0(1 - S) \quad (3.3)$$

L'endommagement S étant la différence entre la déformation volumique actuelle et la déformation volumique lorsque le critère de Von Mises est atteint:

$$S = \text{tr} (\mathcal{E}) - [\text{tr}(\mathcal{E})]_1 \quad (3.4)$$

La limite du domaine intermédiaire est atteinte, lorsque la contrainte équivalente satisfait un critère analogue à celui de Gurson (10) :

$$\frac{\sigma_{eq}^2}{\sigma_d^2} + \frac{2}{3} \text{tr} \mathcal{E} \ln \left[\frac{\text{tr}(\mathcal{D})}{2 \sigma_d} \right] + \left[\frac{1}{3} \text{tr}(\mathcal{D}) \right]^2 - 1 = 0 \quad (3.5)$$

Où σ_d est le seuil d'endommagement, équivalent à la limite d'écoulement dans le critère de GURSON 1977 et $\frac{1}{3} \text{tr}(\mathcal{D})$ est analogue à la porosité f de ce critère.

c) Domaine de l'endommagement

Le domaine de l'endommagement correspond à des contraintes équivalentes comprises entre σ_d et la contrainte de rupture. On admet que les déformations plastiques de tréfilage étant déjà importantes, l'irréversibilité du comportement correspond à un endommagement.

Le modèle retenu est celui de DRAGON 1985. Il représente physiquement un assemblage de "cellules unitaires", définissant un élément cubique de la matière poreuse. Chaque cellule comporte un vide entourant une inclusion rigide dans une matrice ductile, élastique et homogène. Les aciers sont ainsi modélisés : il existe des particules dures autour desquelles s'amorcent les décohésions (figure 10).

La loi de comportement du matériau endommagé prend en considération la vitesse de déformation, qui est

$$\dot{\mathcal{E}} = \dot{\mathcal{E}}^0 + \dot{\mathcal{D}} \quad (3.6)$$

Où $\dot{\mathcal{E}}^0$ est la vitesse de déformation en l'absence d'endommagement et $\dot{\mathcal{D}}$ la vitesse d'endommagement anisotrope.

$\dot{\mathcal{D}}$ est un tenseur de deuxième ordre qui tient compte de la géométrie de la décohésion.

Le tenseur d'endommagement en coordonnées cartésiennes est défini par :

$$D_{ij} = \frac{1}{V} \sum_{l=1}^M \int_{S_{(l)}} (b_i n_j) dS_{(l)} \quad (3.7)$$

Où :

$\vec{n}$ - normale en un point de la frontière d'une cavité
 $\vec{b}$ - déplacement du point de normale $\vec{n}$
 M - nombre de discontinuités dans un volume v.

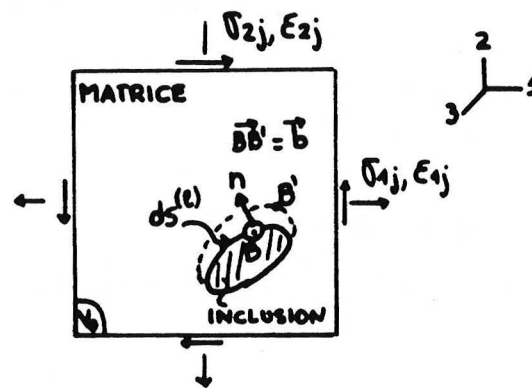


Figure 10 : Modèle d'endommagement de DRAGON

La forme sphérique a été choisie pour représenter l'inclusion et le paramètre h qui est appelé facteur de forme ou indice de malpropreté nocive est défini par : $h = \frac{a^3}{c^3}$ (figure 11).

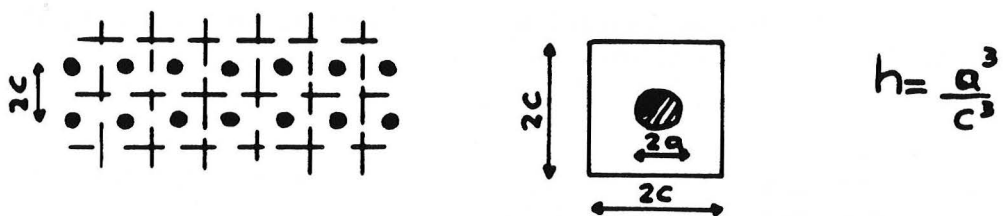


Figure 11 : Distribution des inclusions dans la matrice

DRAGON a effectué le calcul D_{ij} par intégration numérique :

$$(\Delta D_{ij})^n = \frac{D_{ij}^{n-1} + \frac{\pi}{6} h \delta_{ij}}{\frac{6}{\pi} D_{mm}^{n-1} + h} \left\{ \frac{1}{3} [Dr(\varepsilon_{ij})^n - Dr(\varepsilon_{ij})^{n-1}] + \left\{ \frac{3}{k_{z1}} D_{ij}^{n-1} [(\varepsilon'_{ik})^n - (\varepsilon'_{ik})^{n-1}] + \frac{\pi}{6} h [(\varepsilon'_{ij})^n - (\varepsilon'_{ij})^{n-1}] \right\} \right\} \cdot \left[1 - \frac{3}{2} \frac{h - \frac{18}{\pi} D_{mm}^{n-1}}{\frac{6}{\pi} D_{mm}^{n-1} + h} \left(\frac{h}{\frac{6}{\pi} D_{mm}^{n-1} + h} \right)^2 \right] \quad (3.8)$$

La déformation est calculée, donc de façon incrémentale. Pour un accroissement de contrainte ij l'accroissement de déformation calculé en élasticité non linéaire est ije et l'incrément de déformation total dans le domaine endommagé est :

$$\Delta \varepsilon_{ij} = \Delta \varepsilon_{ije} + \Delta D_{ij} \quad (3.9)$$

Le critère de rupture qui a été choisi concerne l'état de dommage local. Il est vérifié quand la trace de la matrice D atteint une certaine valeur Dr qui représente le pourcentage de vides formés, à la rupture.

Chapitre 4

DEVELOPPEMENT D'UN ALGORITHME DE CALCUL

4.1. INTRODUCTION

L'objectif a été de développer un algorithme de calcul basé sur le modèle décrit au chapitre 3, qui permettrait d'étudier le comportement du fil soumis à une charge de traction axiale et à un moment de torsion.

Pour cela, un programme de calcul a été développé, à partir des idées principales d'un programme qui avait été établi dans le cas des tractions axiales.

Le modèle de DRAGON 1985 a aussi été comparé avec celui de CHOW et WANG 1987 dans un cas de torsion pure. Les paramètres D_1 et D_2 de ce dernier modèle ont été pris sur des courbes expérimentales : D_1 à partir d'une courbe établie par GUILBAUD 1986 et D_2 à partir de la relation D_1/D_2 établi par CHOW et WANG.

4.2. DESCRIPTION DE L'ALGORITHME

La méthode de calcul utilisée consiste à appliquer un accroissement de la contrainte axiale et de la contrainte tangentielle qui donne, en coordonnées cartésiennes, un tenseur de la forme suivante :

$$\sigma = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \sigma_{XZ} \\ 0 & 0 & \sigma_{YZ} \\ \sigma_{XZ} & \sigma_{YZ} & \sigma_{ZZ} \end{bmatrix}$$

La répartition de contrainte tangentielle dans la section du fil, due au moment de torsion, a été considérée égale en tous les 3 domaines de comportement et de la même forme que dans le domaine d'élasticité (figure 12).

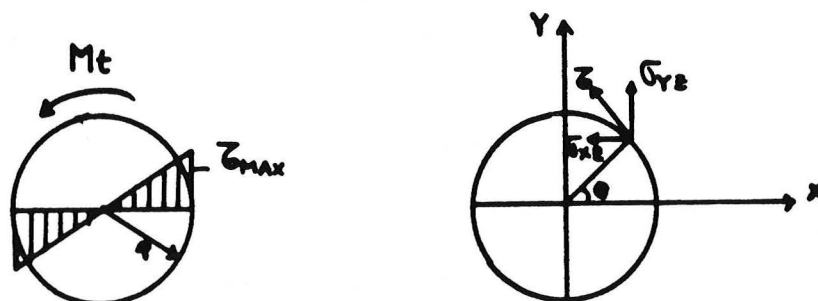


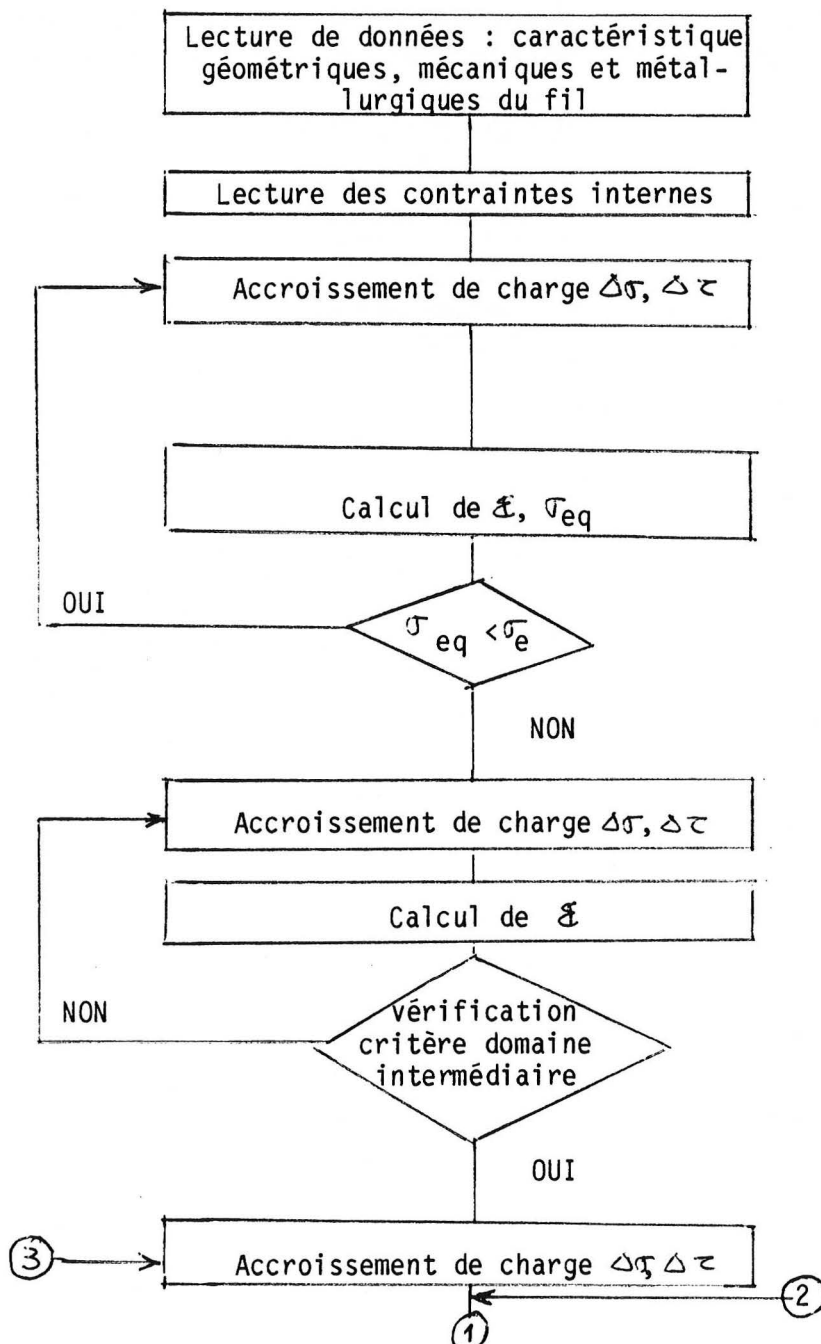
Figure 12 : Distribution de contrainte tangentielle dans section du fil

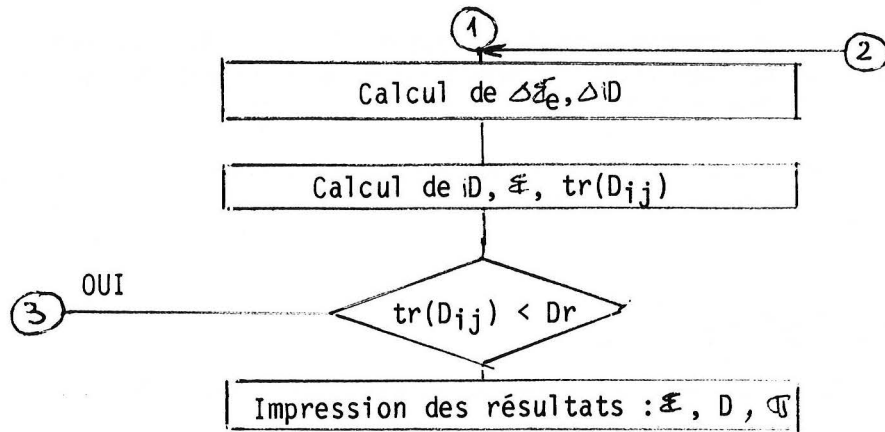
Les chargements sont caractérisés par le rapport K entre les contraintes de torsion τ et de traction σ . Par exemple $K = \infty$ en torsion pure et $K = 0$ en traction pure.

Pour chaque chargement le programme fournit les courbes contrainte-déformations, en un point donné du fil.

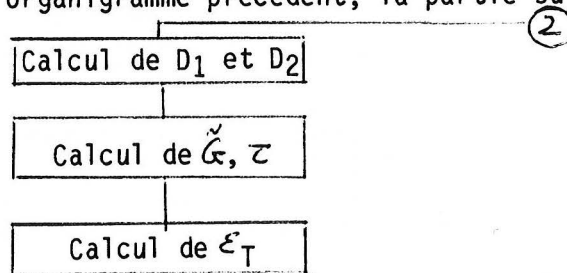
4.3. ORGANIGRAMME DU CALCUL

L'organigramme ci-après considère le modèle décrit au chapitre 3.





Pour étudier le modèle de CHOW et WANG 1987 il a été ajouté au point 2 de l'organigramme précédent, la partie suivante :



Chapitre 5

PROBLEMES ETUDIES ET RESULTATS

5.1. INTRODUCTION

Le but de ce travail est d'étudier l'influence de paramètres de fabrication d'un fil sur son comportement en traction et torsion.

Les paramètres considérés ont été d'une part, les caractéristiques métallurgiques, comme l'indice de malpropreté h et les possibles décohérences initiales et d'autre part, les paramètres mécaniques, représentés par les contraintes internes dues au tréfilage.

La qualité des résultats de calculs a été vérifiée de deux façons. D'abord les deux modèles d'endommagement de CHOW et WANG 1987 et de DRAGON 1985 ont été comparés dans le cas de la torsion pure. Ensuite, ces résultats ont été comparés à des données expérimentales publiées par d'autres auteurs.

Pour tous les problèmes, plusieurs facteurs étaient constants. Il s'agissait des caractéristiques de l'acier :

$$\sigma_e = 1100 \text{ MPa} ; \sigma_d = 1400 \text{ MPa} ; \nu = 0,3 ; E = 200000 \text{ MPa}.$$

Par ailleurs le critère de rupture était $D_R = 0,03$.

5.2. INFLUENCE DU MODE DE CHARGEMENT

Pour un point de l'extrémité du fil ($r = R$), sans contrainte interne, il a été étudié la réponse contrainte-déformation pour $K = 0$ (traction pure) ; $K = 0,25$; $K = 0,5$ et $K =$ (torsion pure).

Les résultats des calculs sont illustrés par les figures 13 à 15 et permettent de déduire les points suivants :

- Les diagrammes contrainte tangentielle-déformation tangentielle sont presque linéaires pour $K = 0,25$; $0,5$ et $K =$, comme pour un matériau fragile. L'endommagement n'affecte pas de façon importante la déformation tangentielle.

Il est possible d'observer une partie d'écoulement dans le diagramme, pour une valeur plus élevée de D_R comme par exemple $D_R = 0,1$. En fait ce cas n'est pas assez réel parce qu'il conduit à des déformations très importantes.

- Le modèle d'endommagement utilisé conduit à une croissance importante des cavités dans les directions X , Y , Z , même pour une sollicitation de torsion pure, en l'absence d'endommagement initial anisotrope.

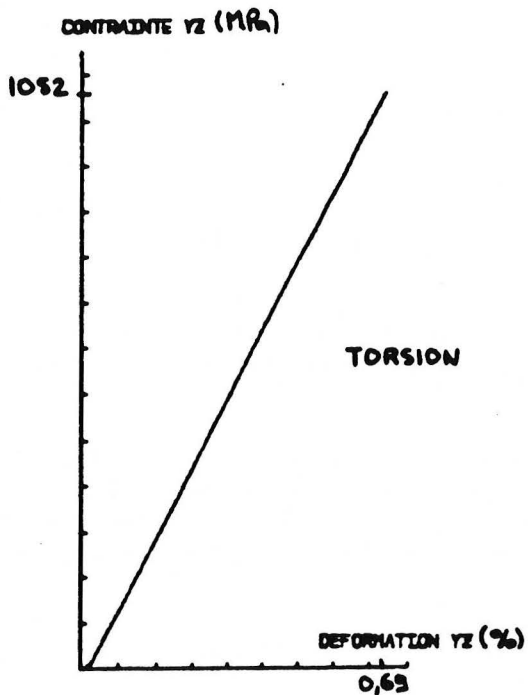


Figure 13 : Diagramme $\sigma_{YZ}/\epsilon_{YZ}$ en torsion pure sans contrainte interne

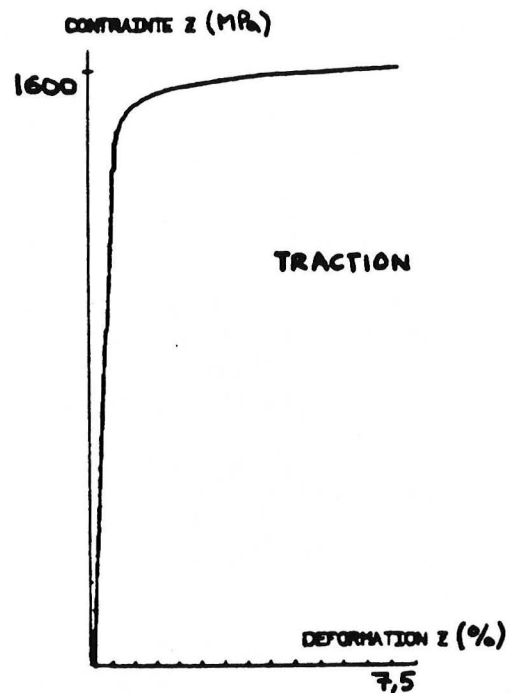


Figure 14 : Diagramme σ_Z/ϵ_Z en traction pure sans contrainte interne

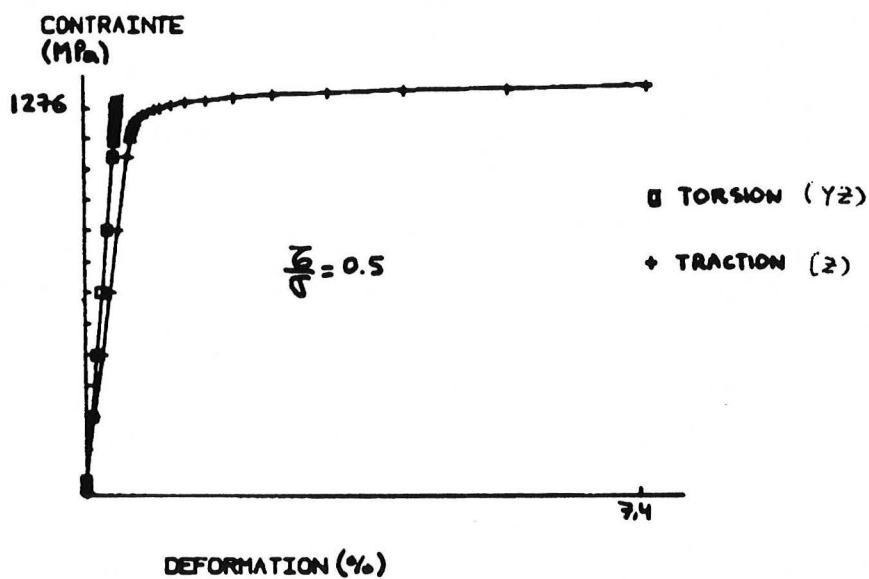


Figure 15 : Courbes σ_Z/ϵ_Z et $\sigma_{YZ}/\epsilon_{YZ}$ pour torsion/traction = 0,5 sans contrainte interne

- Le diagramme σ_Z/ϵ_Z présente une grande partie d'écoulement, qui est due à l'endommagement.

- Pour les sollicitations mixtes, $K = 0,25$ et $K = 0,5$ les diagrammes σ_Z/ϵ_Z sont de même allure que pour la traction pure et les diagrammes $\sigma_{YZ}/\epsilon_{YZ}$ de même allure que pour la torsion pure.

Par contre, les valeurs de contrainte et déformation à la rupture varient avec K , comme le montre les tableaux 10, 13, 16 et 19 de l'annexe. Ces variations sont plus importantes pour la contraintes à la rupture et ϵ_{YZR} , mais sont très faibles pour ϵ_{ZR} . Par exemple, σ_{ZR} pour $K = 0,5$ a diminué de 20 % par rapport à la traction pure, mais ϵ_{ZR} de seulement 2 %. Ceci montre que l'endommagement provoque un écoulement important (après un certain niveau de contrainte) et que l'allongement ϵ_{ZR} n'est pas beaucoup affecté par le rapport K (chargements avec traction).

5.3. INFLUENCE DE L'INDICE DE MALPROPRETE h

Le paramètre h est un facteur métallurgique qui indique la "propreté" d'acier. Il s'agit de la concentration en particules dures (carbures, inclusions) autour desquelles les décohésions s'amorcent. Dans la réalité ces particules sont de tailles et de formes très différentes. Le modèle qui a été utilisé ne considère que des particules de même taille, sphériques et régulièrement réparties.

Pour analyser l'influence de h sur le comportement en traction et torsion, les calculs ont été effectués pour quatre chargements ($K = 0$; $0,25$; $0,5$ et ∞). La contrainte interne est nulle et l'étude a été faite dans un point à la surface du fil ($r = R$). Le paramètre h variait de 10^{-10} à 10^{-1} .

Les résultats obtenus sont donnés dans les tableaux 2 à 5 dans l'annexe et par les figures 16 à 19.

Les points suivants apparaissent.

- Dans tous les cas, la contrainte de rupture diminue lorsque h augmente ; ce qui est physiquement justifié, car la contrainte diminue avec l'augmentation du pourcentage des particules amorçant la décohésion.

- De même, la déformation à la rupture diminue lorsque h augmente : un acier moins propre sera moins ductile.

Par contre, pour les modes de chargement avec traction, il y a une certaine valeur de h ($= 10^{-7}$), à partir desquelles une diminution de h n'entraîne plus de variations des contraintes et déformations à la rupture. Un acier de "malpropreté" assez faible se comporte comme un matériau idéalement propre.

- Pourtant dans un cas de torsion pure, la contrainte et la déformation à la rupture varient linéairement en fonction de $\log h$.

En torsion, la diminution de la contrainte à la rupture a été

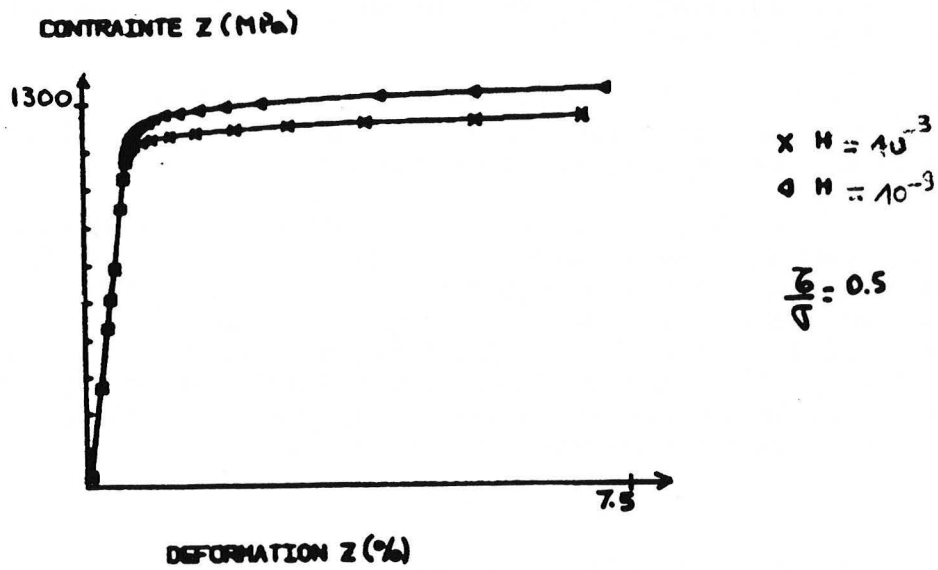


Figure 16 : Influence du facteur h sur le diagramme σ_z/ε_z pour torsion/traction = 0,5

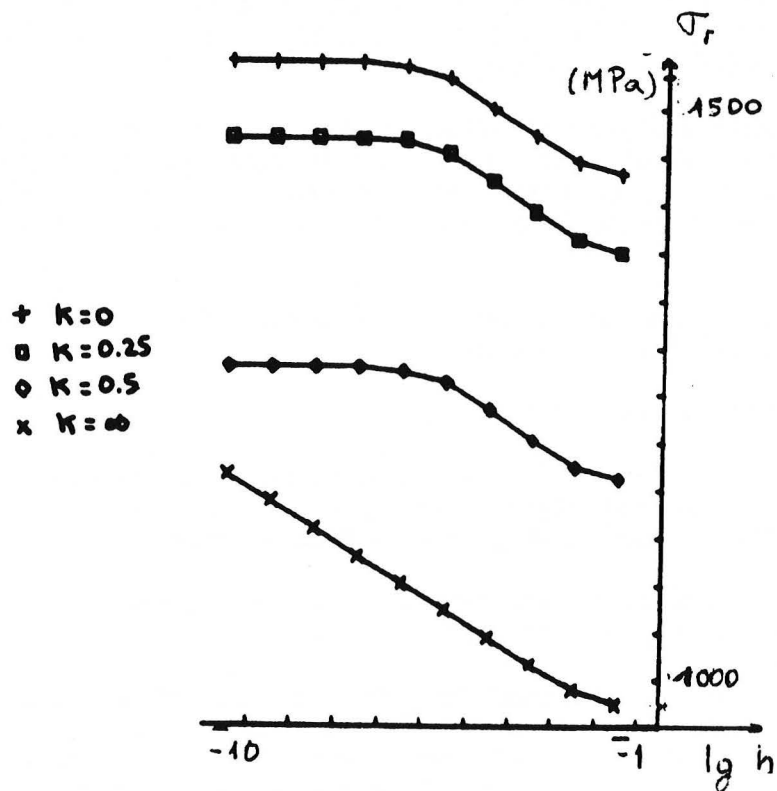


Figure 17 : Variation de la contrainte à la rupture en fonction du facteur h, pour les 4 modes de chargement

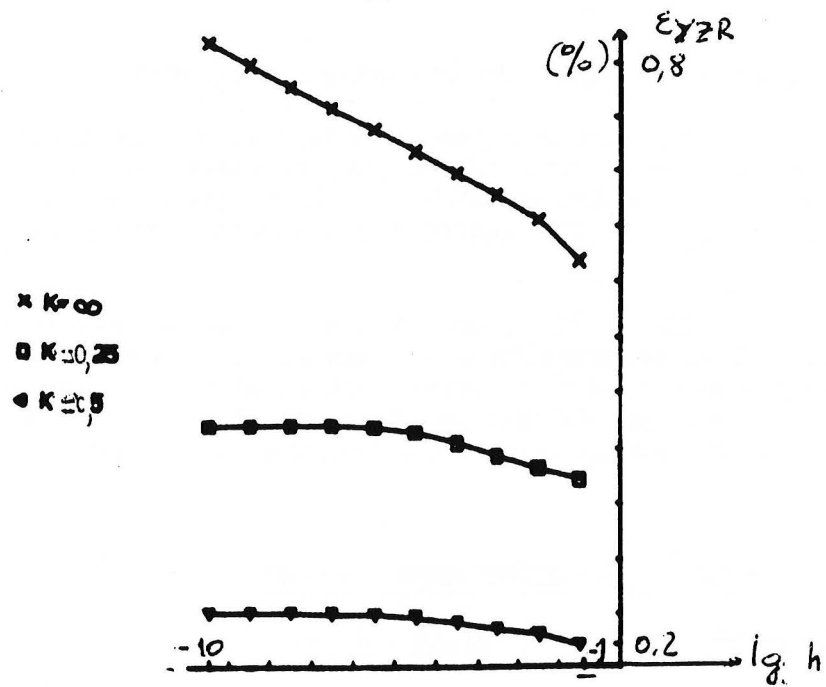


Figure 18 : Variation de la déformation tangentielle à la rupture en fonction du facteur h

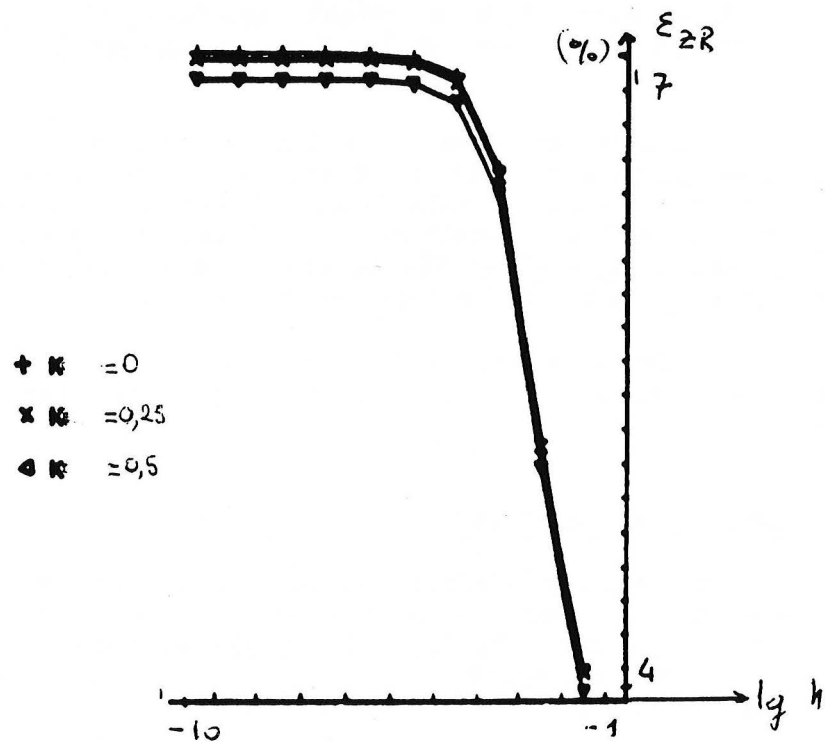


Figure 19 : Variation de la déformation longitudinale à la rupture en fonction du facteur h

plus élevée (20 %) que pour les autres chargements.

- Pour les chargements mixtes (entre la traction pure et la torsion pure), les courbes déformation et contrainte à la rupture/ $\log h$ sont plus ou moins proches de celles de la traction pure ($K = 0$) ou de la torsion pure ($K = \infty$). Par contre leurs formes tendent vers celle de la traction pure.

Finalement, pour obtenir les plus grandes valeurs de la contrainte et la déformation à la rupture en traction avec torsion, il n'est pas nécessaire d'avoir un acier dont la microstructure soit infiniment propre, il suffit de réaliser un acier dont la valeur de h corresponde aux palier de la contrainte ou de la déformation à la rupture.

5.4. INFLUENCE D'UN ENDOMMAGEMENT INITIAL

5.4.1. Modélisation d'un défaut initial

Les fils peuvent présenter après tréfilage des décohésions internes, dont les formes dépendent des caractéristiques du fil machine et de l'écoulement pendant le tréfilage.

Dans cette étude un défaut "géométrique" initial qui est amorcé autour d'une particule dure de l'acier est représenté par un endommagement initial D_{ij}^0 .

Il s'agit, au départ, c'est-à-dire dans le fil tréfilé non encore soumis à un chargement, soit de décollement entre la particule et la ferrite, soit de glissement aux interfaces. Si Oz est l'axe du fil et $Oxyz$ un repère trirectangle, les décollements initiaux correspondent schématiquement aux composantes D_{xx}^0 , D_{yy}^0 et D_{zz}^0 du tenseur d'endommagement. Les décohésions par glissements sont représentées par D_{xz}^0 et D_{yz}^0 .

Un défaut initial sphérique correspond à $D_{xx}^0 = D_{yy}^0 = D_{zz}^0$, alors qu'un défaut allongé créé lors du tréfilage correspond à D_{zz}^0 grand devant D_{xx}^0 et D_{yy}^0 .

5.4.2. Décohésions initiales

Pour évaluer l'effet des décohésions initiales, les calculs ont été faits pour le quatre mode de chargements et pour des différents rapports entre les composantes D_{xx}^0 , D_{yy}^0 et D_{zz}^0 du tenseur d'endommagement initial. Les autres composantes du tenseur D sont nuls. Pour cette étude les contraintes internes sont nulles et $h = 10^{-7}$.

Les figures 20 et 21 montrent les résultats obtenus.

Les points suivants apparaissent.

- Pour les décohésions initiales de forme allongée, c'est-à-dire $D_{xx}^0 = D_{yy}^0 = 0,01 D_{zz}^0$ et $D_{xx}^0 = D_{yy}^0 = 0,1 D_{zz}^0$, les courbes ϵ_{ZR}/D_{ZZ} ont la mêm-

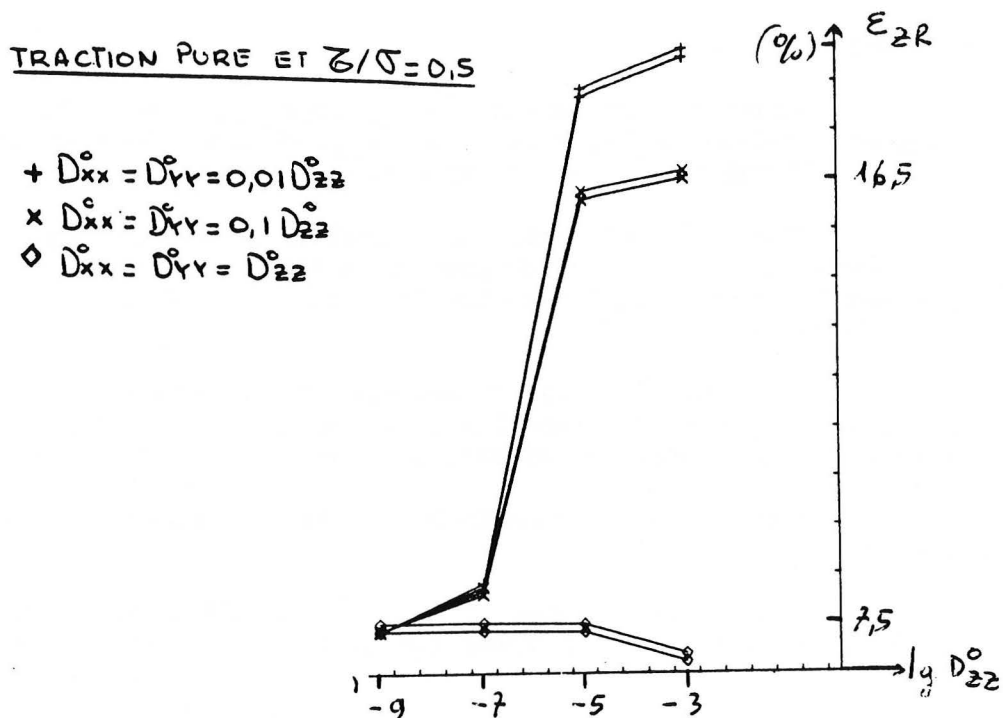


Figure 20 : Influence d'endommagement initial sur la déformation longitudinale à la rupture, pour $K = 0$ et $K = 0,5$

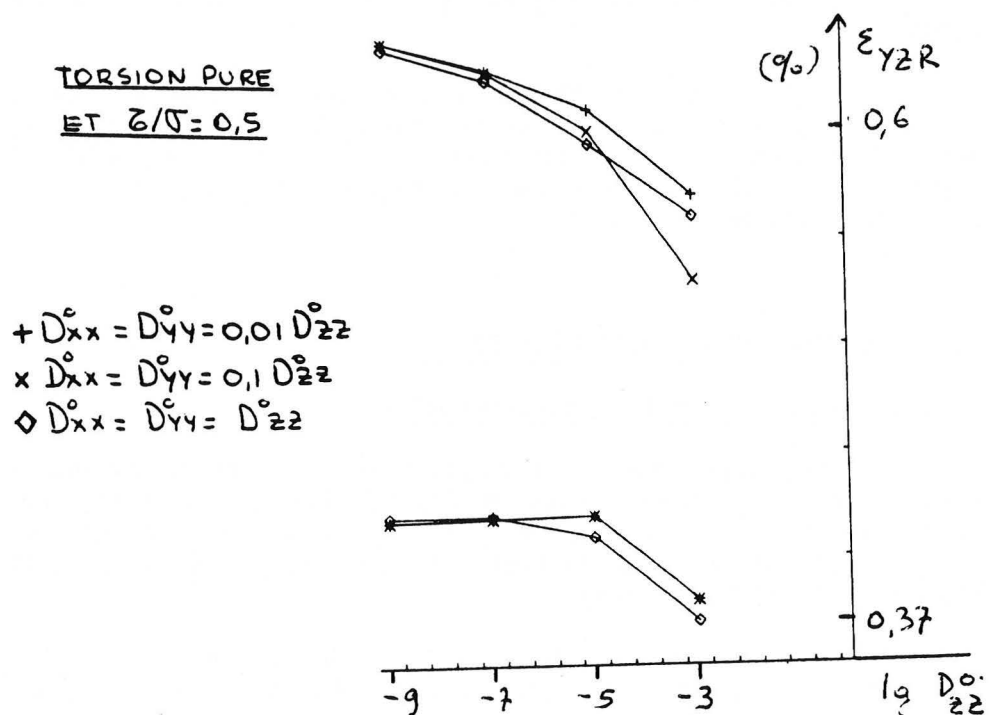


Figure 21 : Influence d'endommagement initial sur la déformation tangentielle à la rupture, pour la torsion pure et pour $K = 0,5$

me allure.

Pourtant, les valeurs de $\bar{\epsilon}_{ZR}$ pour $D_{XX}^0 = D_{YY}^0 = 0,01 D_{ZZ}^0$ sont supérieures à celles de $D_{XX}^0 = D_{YY}^0 = 0,1 D_{ZZ}^0$, ce qui tend à montrer qu'un défaut plus allongé conduit à une capacité de déformation plus grande.

Dans ces deux cas, la contrainte de rupture σ_{ZR} diminue quand D_{ZZ}^0 augmente, ce qui est physiquement facile à comprendre. Et les courbes $\bar{\epsilon}_{ZR} - \log D_{ZZ}^0$ sont presque les mêmes pour $K = 0 ; 0,25$ et $0,5$, comme le montre la figure 20.

- Un défaut initial "sphérique" correspondant à $D_{XX}^0 = D_{YY}^0 = D_{ZZ}^0$ conduit à une grande modification de la courbe $\bar{\epsilon}_{ZR} - \log D_{ZZ}^0$, avec des variations de $\bar{\epsilon}_{ZR}$ beaucoup moins sensibles en fonction de D_{ZZ}^0 (figure 20).

Dans ce cas, la contrainte à la rupture et $\bar{\epsilon}_{ZR}$ diminuent quand D_{ZZ}^0 augmente.

Les valeurs de $\bar{\epsilon}_{ZR}$ et σ_{ZR} pour un défaut sphérique avec D_{ZZ}^0 de 10^{-9} jusqu'à 10^{-5} sont les mêmes que pour un fil sans endommagement initial.

- Pour les trois types de défauts initiaux étudiés, il peut être observé (figure 21) que la déformation tangentielle à la rupture $\bar{\epsilon}_{YZR}$ est moins affectée que $\bar{\epsilon}_{ZR}$; ceci pour tous les chargements avec torsion. Mais c'est en torsion pure que la variation de $\bar{\epsilon}_{YZR}$ en fonction de D_{ZZ}^0 est plus accentuée.

Dans ces cas $\bar{\epsilon}_{YZR}$ et σ_{YZR} diminuent quand le défaut initial augmente.

Les calculs tendent à montrer que la forme des décohésions étudié est très importante pour la déformation longitudinale à la rupture, mais a moins d'influence sur la déformation tangentielle maximale. Et que l'endommagement initial n'affecte pas de façon importante la charge de rupture, pour les chargements mixtes.

5.5. INFLUENCE DES CONTRAINTES INTERNES

5.5.1. Diagrammes contrainte-déformation

Le comportement mécanique d'un fil tréfilé dépend des contraintes résiduelles dues au processus de fabrication. La dernière opération du processus de fabrication est, en général, le vieillissement. A ce niveau les contraintes internes due au tréfilage sont relaxées (VANNES, CHICOIS, FOUGERES et THEOLIER 1973).

Dans ce travail, le niveau de contrainte interne considéré est celui après tréfilage. Des études ultérieures tiendront compte des effets d'un vieillissement.

Les distributions des contraintes internes qui ont été retenues sont celle de VANNES, CHICOIS, FOUGERES et THEOLIER 1973 qui est donnée

dans le paragraphe 2.3.2. et qui est notée (C.I.V.) et celle de NYASHIN 1982 notée (C.I.N.) (voir le paragraphe 2.3.1.) Les distributions de contraintes qui ont été utilisées dans le programme de calcul correspondent à 40 % d'écrouissage. Ce calcul a été effectué pour les 4 modes de chargement de traction pure à torsion pure et l'indice de malpropreté a été $h.10^{-7}$.

Les résultats concernent d'une part les diagrammes contrainte-déformation d'un point à la surface du fil et d'autre part les déformations en certains points caractéristiques de la section, pour divers niveaux de chargement. Ils sont donnés par les tableaux donnés dans l'annexe et illustrés par les figures 22 à 25.

5.5.2. Comportement d'un point à la surface du fil

Les calculs correspondent à un point situé à la surface d'un fil de rayon $R = 4,1$ mm. Les résultats sont montrés sur les figures 22 à 24.

- Pour la distribution (C.I.V.), le calcul a montré qu'en présence de contrainte interne la diminution de la contrainte de rupture est de 18 % en traction pure, de 13 % pour $K = 0,5$ et de 4 % en torsion pure.

- En ce qui concerne les déformations, il peut être observé que les déformations longitudinales à la rupture ϵ_{ZR} varient peu avec les contraintes internes. Elle vaut 0,3 % en traction pure, 2,4 % en torsion pure, 0,5 % pour $K = 0,25$ et 1,1 % pour $K = 0,5$. La déformation tangentielle à la rupture ϵ_{YZR} a des variations de même ordre que la contrainte σ_{YZR} (16 % pour $K = 0,25$; 13 % pour $K = 0,5$ et 4 % en torsion pure), ce qui correspond à la relation linéaire entre ϵ_{YZ} et σ_{YZ} .

- Pour la deuxième distribution (C.I.N.) le calcul a montré que les contraintes internes modifient les diagrammes contrainte-déformation de la même façon que pour (C.I.V.). Par contre, les valeurs caractéristiques sont différentes : la contrainte de rupture σ_{ZR} a diminué de 50 % en traction pure ($K = 0$), de 44 % pour $K = 0,5$ et de 23 % en torsion pure.

Les déformations longitudinales à la rupture ϵ_{ZR} ont diminué de 0,7 % en traction pure, de 0,95 % pour $K = 0,5$ et de 5,2 % en torsion pure. Les déformations tangentielles ϵ_{YZR} ont eu les mêmes pourcentages de variation que la contrainte de rupture σ_{YZR} .

- Pour les deux distributions il peut être observé que l'allure des diagrammes contrainte-déformation est la même qu'en l'absence de contraintes internes (figures 22 et 23).

- CONTRAINTE INTERNE NULLE
- x CONTRAINTE INTERNE (C.I.V.)
- CONTRAINTE INTERNE (C.I.N.)

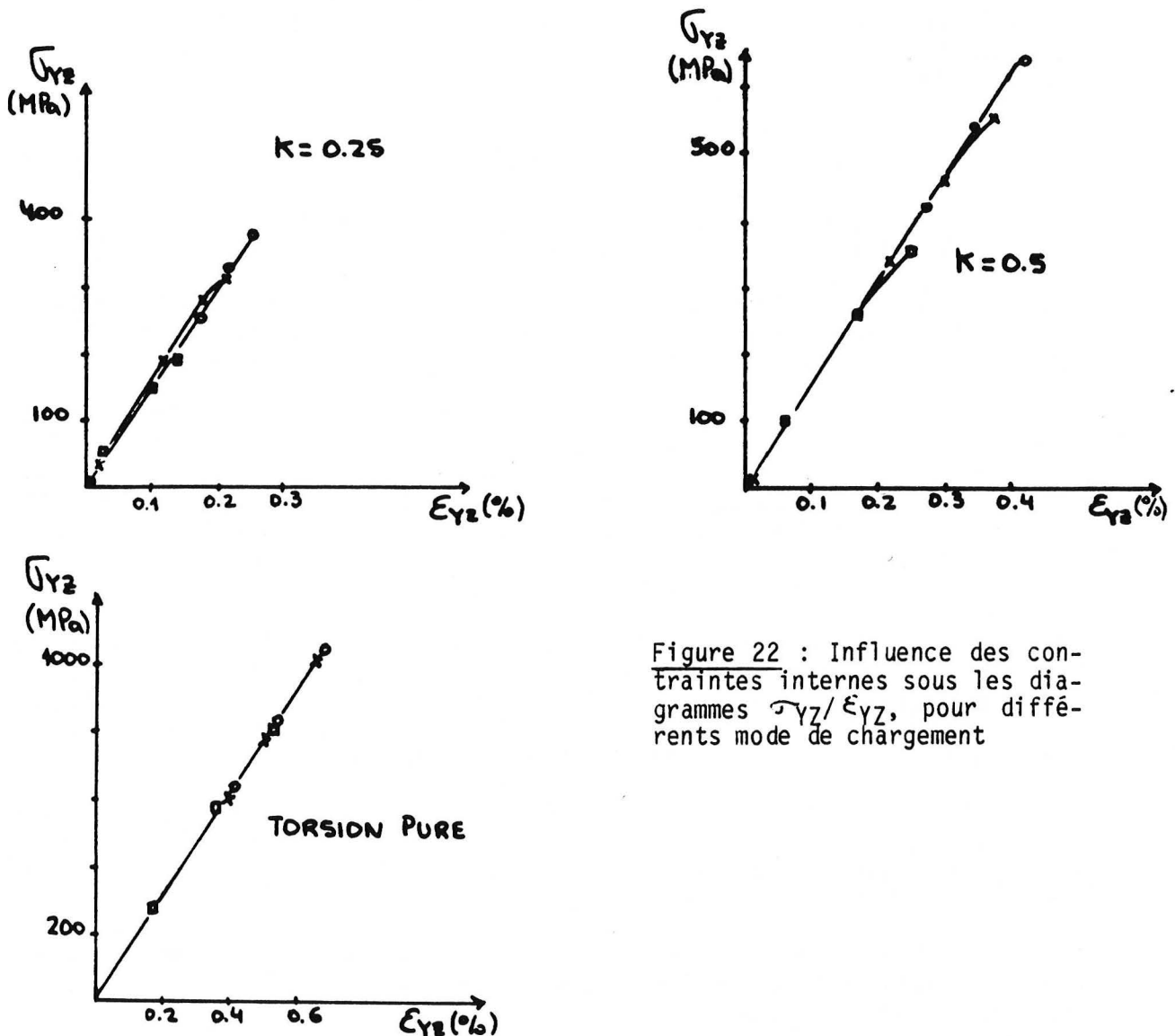


Figure 22 : Influence des contraintes internes sous les diagrammes τ_{yz}/ϵ_{yz} , pour différents mode de chargement

- La petite déformation à rupture ϵ_{ZR} (pour tous les chargements étudiés) varie peu avec les contraintes internes parce que déjà sans contraintes internes, le diagramme τ_Z/ϵ_Z possède une grande partie d'écoulement, qui caractérise l'endommagement : les contraintes internes n'affectent pas la formation des cavités (endommagement physique).

- Les diagrammes de la figure 22 montrent que, en présence de contraintes résiduelles, les diagrammes τ_{yz}/ϵ_{yz} présentent une petite partie courbe, pour les chargements de torsion avec traction : ce sont les composantes de contraintes en X, Y et Z qui ont introduit un peu de non linéarité aux diagrammes.

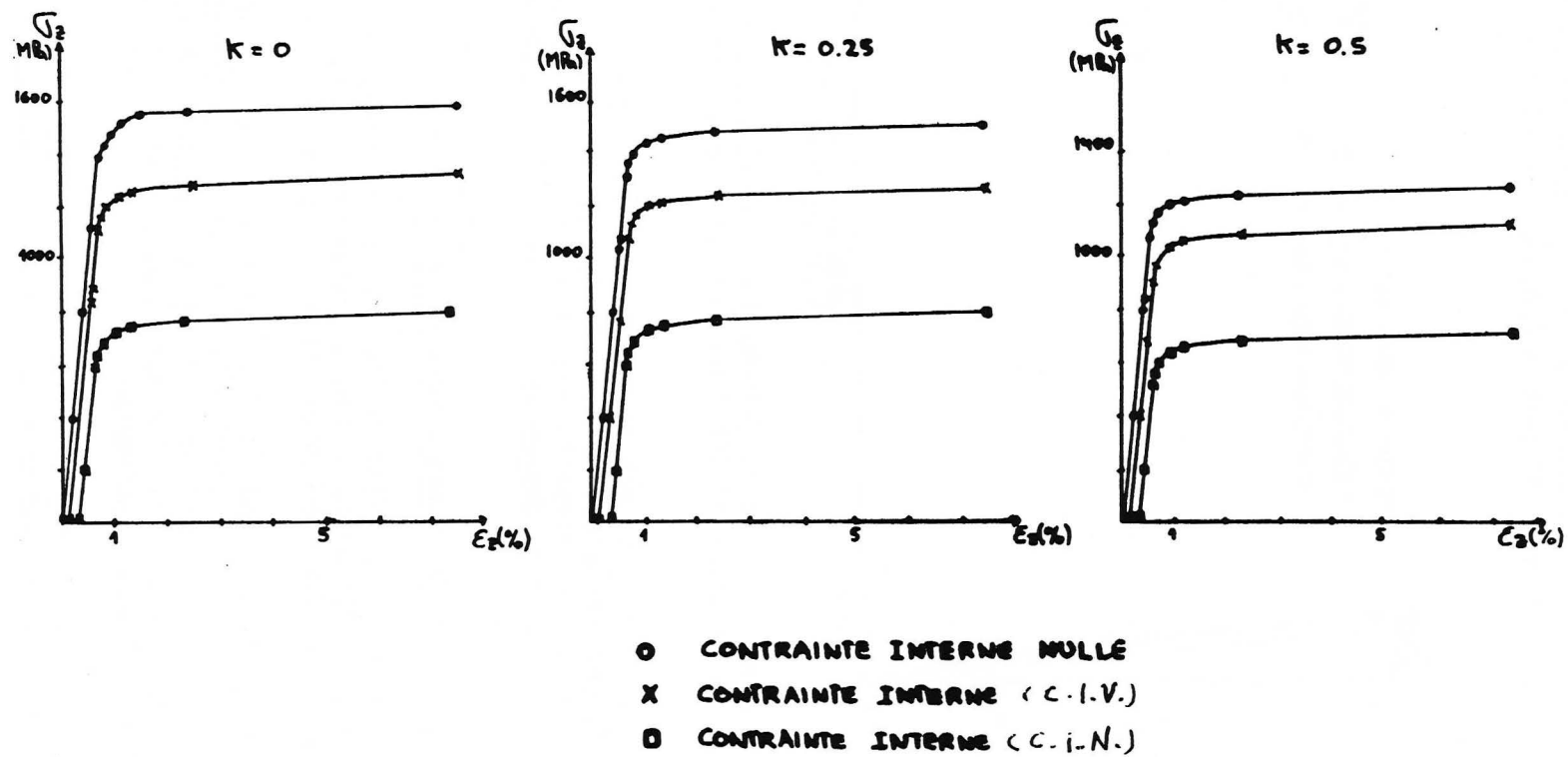


Figure 23 : Influence des contraintes internes sous les diagrammes σ/σ pour différents modes de chargement

- La figure 24 montre que la variation de la déformation tangentielle à la rupture γ_{ZR} est plus accentuée que celle de ϵ_{ZR} .

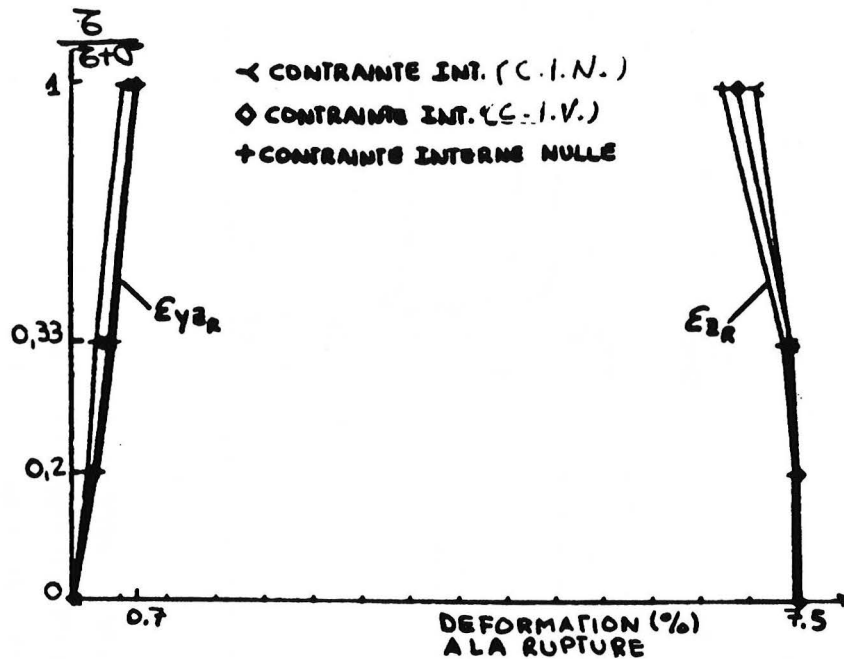


Figure 24 : Variation de la déformation longitudinale et tangentielle à la rupture en fonction du mode de chargement K

Finalement, il est possible d'observer que les contraintes résiduelles influent fortement sur la contrainte de rupture, d'une façon plus accentuée pour les chargements avec traction qu'en torsion pure. Ceci est compatible avec la forme diagonale du tenseur de contraintes internes.

5.5.3. Comportement de divers points de la section

Pour les deux distribution de contraintes internes, l'étude de distribution des déformations dans une section du fil, a conduit aux résultats des tableaux donnés en annexe et à la figure 25.

- Il peut être observé que la distribution de déformations longitudinales dans la section est fortement affectée par les contraintes internes. Pour un même niveau de contrainte, il existe certains points qui sont dans le domaine élastique ou élastique non linéaire, et d'autres points sont déjà entrés dans le domaine endommagé.
- Les courbes déformation/position du point ont les mêmes allures pour $K = 0$; 0,25 et 0,5, mais avec des limites de chargements différentes.
- Pour la distribution (C.I.N.) le calcul montre qu'après le bord, c'est le centre du fil qui est fortement déformé, lorsque la sollicitation augmente jusqu'à la rupture.

- En ce qui concerne la déformation tangentielle, sa distribution dans la section est toujours linéaire, pour tous les modes de chargement avec torsion et pour les deux distributions, comme dans le domaine élastique.

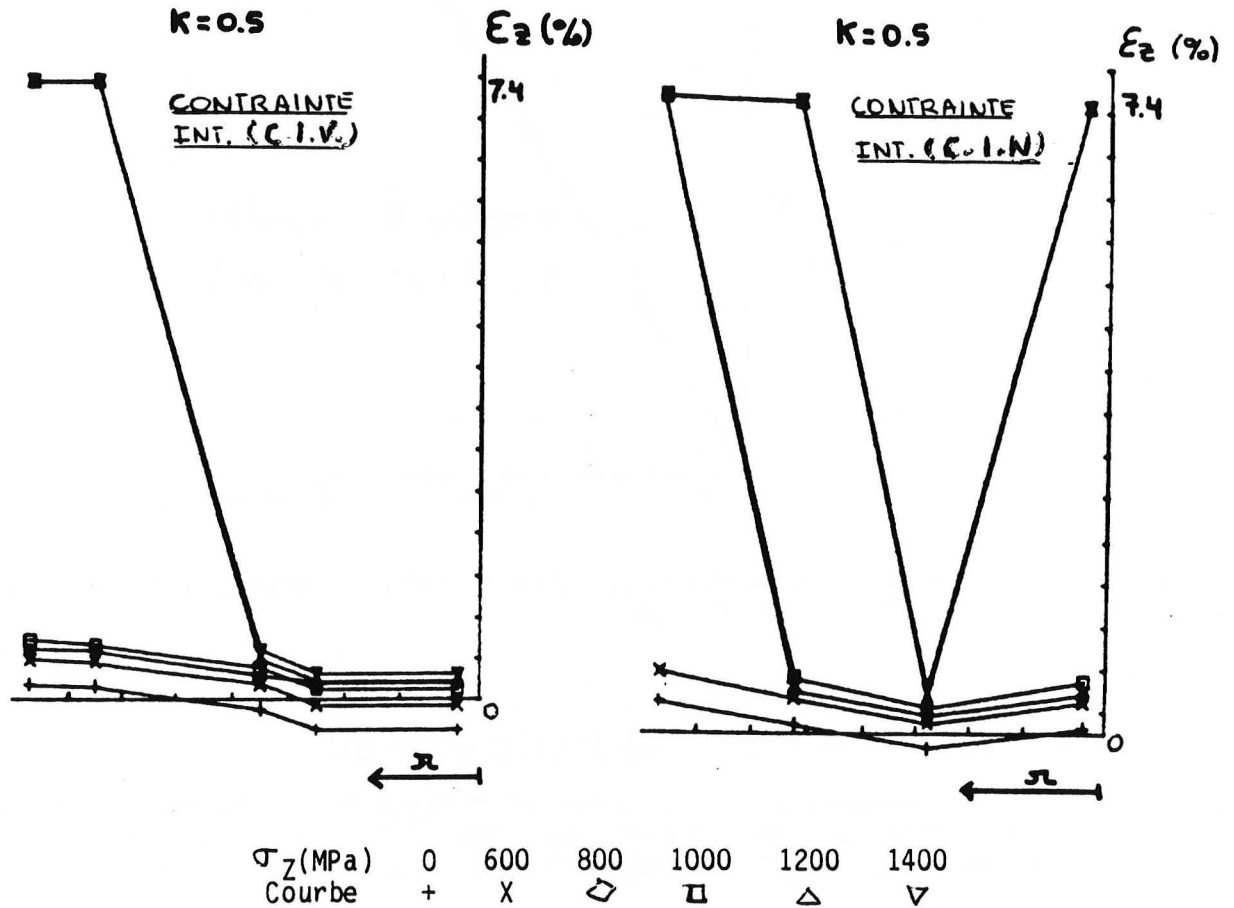


Figure 25 : Déformation en divers points de la section ($0 < r \leq R$) dans un cas de torsion/traction = 0,5

5.6. COMPARAISON DE DEUX MODELES D'ENDOMMAGEMENT POUR LA TORSION PURE

Le modèle d'endommagement de DRAGON 1985 a été comparé à celui de CHOW et WANG 1987, en ce qui concerne la déformation tangentielle ϵ_{yz} , dans le cas de la torsion pure d'un fil sans contrainte interne.

Cette étude montre une forte concordance des résultats (figure 26). Les deux lois d'endommagement qui sont de deux types très différents ("géométrique" et "phénoménologique") donnent donc des résultats pratiquement identiques.

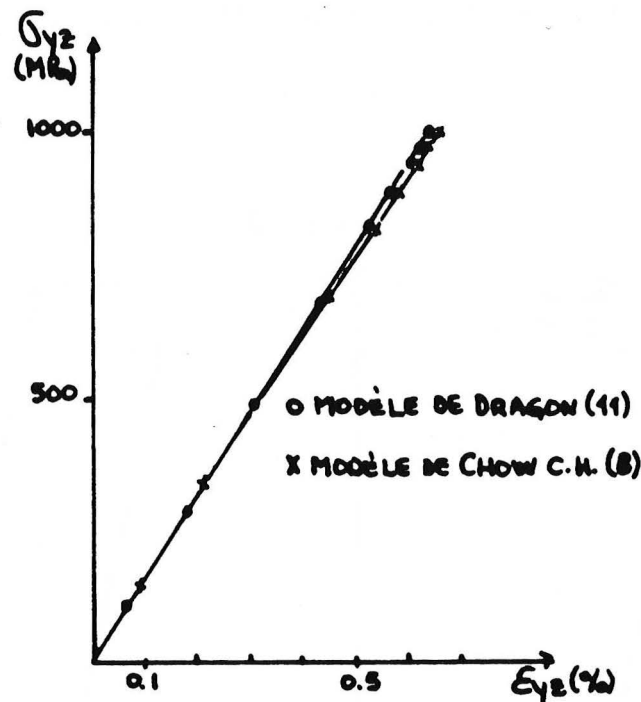


Figure 26 : Comparaisons des deux modèles d'endommagement pour un cas de torsion pure

5.7. COMPARAISON AVEC LES DONNEES EXPERIMENTALES

Certaines valeurs caractéristiques des essais mécaniques de traction simple et de torsion sur des fils tréfilés ont été obtenues expérimentalement par VERPOEST, NOTOHARDJONO, AERNOUDT 1985 et JALLON 1987.

Ces valeurs sont données dans le tableau 5.1 ainsi que les résultats du calcul, pour différents niveaux de contraintes internes. Les points suivants apparaissent.

- Les valeurs de la contrainte à la rupture en traction obtenues par calcul sont en bonne concordance avec les valeurs expérimentales, dans le cas de contrainte interne nulle et de la distribution (C.I.V.). Par contre, la distribution (C.I.N.) de contrainte interne conduit à une différence dans la contrainte à la rupture de l'ordre de 40 % par rapport aux résultats des essais. Ces différences tendent à montrer qu'il faut une bonne connaissance du niveau de contraintes résiduelles dans un fil pour prévoir la résistance à la traction d'un fil.

- En ce qui concerne l'allongement à la rupture, par traction, les résultats du calcul montrent une différence d'environ 20 % par rapport aux résultats expérimentaux.

- Les valeurs calculées ou expérimentales de la contrainte à la

rupture en torsion obtenue par calcul sont en forte concordance, dans les cas de la contrainte interne nulle et de la distribution (C.I.V.). La distribution (C.I.N.) de la contrainte interne conduit à une différence de 23 % par rapport au valeur de contrainte à la rupture par torsion.

- Pour la déformation tangentielle due à la torsion, les résultats de calcul montrent une différence entre 20 et 30 % par rapport aux valeurs expérimentales, suivant le niveau de contrainte interne.

Pourtant il peut être observé sur le tableau 2.2 que le nombre de tours à rupture est très fluctuant. Cette dispersion tend à montrer que les résultats du calcul ne sont pas en désaccord avec les données expérimentales.

Par ailleurs, il faut noter que les diagrammes contrainte-déformation en traction et torsion obtenus par calcul ont des allures proches de celles des diagrammes expérimentaux.

Fil de 8 mm diamètre	Contrainte de rupture en trac- tion σ_R (MPa)	Allongement à la rupture ϵ_{ZR} (%)	Contrainte de rupture en tor- sion τ_R (MPa)	Déformation tangen- tielle à rupture en torsion ϵ_{YZR} (%)
Essais de VERPOEST et alii 1985	1708		1055	
Essais de JALLON 1987	1640	5,0 à 6,40		0,44
Calcul sans con- trainte	1596	7,52	1052	0,69
Calcul (C.I.V.)	1316	7,54	1012	0,66
Calcul (C.I.N.)	796	7,47	812	0,53

Tableau 5.1 : Comparaison des caractéristiques mécaniques d'un fil selon différents auteurs
(C.I.V.) et (C.I.N.) correspondent à des distributions de contraintes résiduelles données respectivement par VANNES et alii 1973 et par NYASHIN 1982

Chapitre 6

CONCLUSIONS

Les résultats des calculs qui ont été obtenus dans cette étude permettent de tirer deux types de conclusions. Il s'agit, d'une part, de valider la loi de comportement de ces fils tréfilés. D'autre part, l'effet de certaines caractéristiques physiques et mécaniques du fil a été quantifié.

Il est à souligner que la formulation de la loi de comportement fait encore l'objet d'améliorations. Toutefois, au moins qualitativement, les conclusions sont justifiées.

6.1. COMPARAISON AVEC LES RESULTATS EXPERIMENTAUX

Les vérifications expérimentales de ces calculs sont peu nombreuses, bien que suffisantes pour valider cette étude qui concerne des chargements en traction et/ou en torsion.

Les conclusions concernent l'effet de l'indice de malpropreté h , celui de la forme de la décohésion initiale et celui de la distribution des contraintes résiduelles de tréfilage.

6.2. EFFET DE L'INDICE DE MALPROPRETE h

L'indice de malpropreté nocive h représente la concentration volumique des particules dures autour desquelles des décohésions peuvent se développer.

Par exemple, dans le cas où ces décohésions se font autour de la cémentite de la perlite, le paramètre h augmente si, l'épaisseur des lamelles de cémentite étant constante, la distance interlamellaire dans la perlite diminue.

Les calculs ont montré que si l'indice de malpropreté h augmente, la contrainte et la déformation à rupture diminuent, quels que soient les modes de chargements. Les résultats sont en accord avec les constatations courantes : un acier est moins ductile et moins résistant lorsqu'il comporte beaucoup de particules ("impuretés") susceptibles d'amorcer les décohésions.

Mais cette étude a aussi montré qu'en ce qui concerne la contrainte de rupture, l'influence de l'indice h est plus importante en torsion qu'en traction. En d'autres termes, schématiquement, un essai de torsion est plus sensible à l'effet des "impuretés" que l'essai de traction.

6.3. EFFET DE LA DECOHESION INITIALE

Le tréfilage provoque des cisaillements aux interfaces entre les particules dures (cémentite, inclusions non métalliques, etc) et la ferrite. Il peut s'ensuivre des décollements visibles ou des décohésions non décelables aux interfaces. Ces divers endommagements initiaux peuvent être pris en compte dans les calculs.

Dans le cas des décollements initiaux, il apparaît que la forme de la décohésion (initiale) influe fortement sur le comportement mécanique (par exemple l'allongement à rupture) surtout lorsque le chargement a une composante en traction.

La taille de la décohésion initiale n'influe notablement sur la contrainte et les déformations à la rupture que lorsque ces décollements sont assez importants (par exemple $D_{ZZ}^0 \geq 10^{-5}$).

6.4. EFFET DES CONTRAINTES INTERNES

Les contraintes résiduelles de tréfilage affectent de façon importante la contrainte de rupture sous les chargements de traction et/ou torsion.

La prévision du comportement mécanique d'un fil tréfilé demande que la distribution et le niveau des contraintes résiduelles soient connus avec précision.

6.5. APPLICATIONS

L'une des applications de cette étude pourrait intéresser les producteurs des fils. Il est fort probable que le modèle de comportement mécanique qui est en cours de mise au point permette de prévoir les caractéristiques d'un fil tréfilé, avant que des essais soient réalisés.

Si les résultats des calculs sont confirmés par des expériences, les paramètres qui influent sur la résistance mécanique et la ductilité (allongement à rupture) sont surtout "l'indice de malpropreté" (qui peut être liée à la distance interlamellaire de la perlite) et les décohésions (formes et dimensions) dues au tréfilage. Les contraintes résiduelles semblent influencer uniquement sur la contrainte à la rupture.

Il est clair que le sujet de cette recherche n'est pas épuisé. Par exemple les endommagements calculés pourraient être amorcés autour de "lamelles" et non de sphères. De même, une étude poussée de l'endommagement physique s'avère très utile.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- AVITZUR (B.) 1964 - Analysis of wire drawing and extrusion through conical dies of large cone angle. Journal of Engineering for Industry, Trans. ASME, sér. B, vol. 86, pp. 305-316.
- AVITZUR (B.) 1967 - Strain-hardening and strain-rate effects in plastic flow through conical converging dies. Journal of Engineering for Industry, Trans. ASME, sér. B, vol. 89, n° 3, pp. 556-562.
- BECKER (K.) 1978 - On the fatigue-resisting ability of rope wires. Wire Ind. July, pp. 531-536
- BONZEL (M.) 1958 - Le tréfilage de l'acier. Paris : Dunod, - 589 p.
- CHOW (C.L.), WANG (J.) 1987 - An anisotropic theory of elasticity for continuum damage mechanics. International Journal of Fracture, vol 33, pp. 3-16.
- DRAGON (A.) 1985 - Plasticity and ductile fracture damage : study of void growth in metals. Engineering Fracture Mechanics, vol. 21, n° 4, pp. 875-885.
- GILL (E.T.), GOODACRE (R.) 1934 - Some aspects of the fatigue properties of patented steel wires. Journal Iron and Steel Institute, vol 130, pp. 293-323
- GUILBAUD (J.P.) 1986 - Comm. pers.
- GURSON (A.L.) 1977 - Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth : part I - yield criteria and flow rules for porous ductile media. Journal of Engineering Materials and Technology, Trans. ASME, séries H, vol. 99, pp. 2-15.
- HOUIN (J.P.), SIMON (A.), BECK (G.) 1978 - Transformation ferrito-perlitique en refroidissement continu des aciers au carbone. Mém. Sci. Rev. Mét., n° 18, pp. 227-236.
- JALLON (M.) 1987 - Comm. pers.
- MONTMITONNET (P.), DELAMARE (F.) 1986 - Calcul de l'épaisseur passant d'un revêtement métallique au cours d'un formage multipasse. Mém. Sci. Rev. Mét., vol. 83, n° 7-8, pp. 347-354.
- MUSTER (W.J.), CERNOCH (E.) 1978 - Roentgenographische Messung von Eigenspannungen in metallischen Bauteilen Material und Technik n° 3, pp. 117-126
- NYASHIN (Yu. I.) 1982 - Investigation of residual stresses in wire drawing. Russ. Metall., n° 1, pp. 160-163.
- NYASHIN (Yu. I.) 1982 - Etude des contraintes résiduelles dans le tréfilage. En russe, Izvestiya Akad. Nauk S.S.S.R., n° 1, pp. 188-190

- POMP (A.), DUCKWITZ (C.A.) 1931 - Dauerprüfungen unter wechselnden zugbeanspruchungen an Stahldrahten Mitteilungen aus dem Kaiser-Wilhelm-Institut. vol 8, pp. 79-91
- RAHARINAIVO (A.) 1982 - Durabilité et ruptures des aciers à haute résistance pour ouvrages d'art. - Compiègne : UTC., - 69 p., ill, bibliogr ; 30 cm (Thèse : Docteur ès sciences, UTC, Compiègne, 1982).
- SACHS 1927 - Zeit Metallkunde, vol 19, pp. 352-357.
- THEOLIER, ROZIER et CHARAVY 1965 - Evolution des caractéristiques mécaniques d'écrouissage. Détermination théorique. La Machine-Outil Française, n° 214, pp. 137-147.
- THOMAS (B.) 1971 - Les armatures actives : aciers pour précontrainte. Bulletin Technique Usinor, pp. 51-64.
- VANNES (A.), CHICOIS (J.), FOUGERES (R.) 1973 - Restauration des contraintes résiduelles induites par écrouissage en fonction de la température de chauffage et du temps de maintien. Mém. Sci. Rev. Mét., vol 70, n° 4, pp. 281-293.
- VERPOEST (I.), AERNOUDT (E.), DERUYTTERE (A.), DE BONDT (M.) 1985 - The fatigue threshold, surface condition and fatigue limit of steel wire. International Journal Fatigue, vol 7 n° 4, pp. 199-214
- VERPOEST (I.), NOTOHARDJONO (B.D.), AERNOUDT (E.) 1985 - Fatigue of steel wire under combined tensile and shear loading conditions. Multiaxial Fatigue, ASTM STP 853, K.J. Miller and M.W. Brown, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, pp. 361-377.
- ZIMERMAN (Z.), AVITZUR (B.) 1970 - Analysis of the effect of strain hardening on central bursting defects in drawing and extrusion. Journal of Engineering for Industry, pp. 135-145.

ANNEXE 1

- Caractéristiques des fils-machines pour fils de précontrainte
- Effet de l'indice de malpropreté h sur les caractéristiques d'un fil

Caractéristiques des fils machines pour fils de précontrainte

D'après la norme NF A 35-054 (Juin 1978) (Fil-machine en acier non allié destiné à la fabrication des fils pour armatures de précontrainte. Qualités.) il existe 9 nuances d'acier avec des teneurs en carbone échelonnées de 0,60 % à 0,80 %, chaque nuance se subdivisant en trois qualités :

Nuance	Qualité	Nuance
FMP 62 FMP 66 FMP 68 FMP 70	1,2,3	FMP 72 FMP 76 FMP 78 FMP 80 FMP 82

Les nuances et qualités sont définies essentiellement par leur composition chimique :

- . fourchette en carbone de 5 points avec des variations de 0,03 % sur produit (s'entendant par rapport à l'analyse effective de la coulée) ;
- . puretés croissantes de la qualité 1 à la qualité 3 ;
- . indices de fissuration (1) décroissant de la qualité 1 à la qualité 3.

Qualité	P%max		S%max		Indice de fissuration max
	Coulée	Produit	Coulée	Produit	
1	0,035	0,040	0,035	0,040	50
2	0,035	0,040	0,030	0,035	30
3	0,030	0,035	0,030	0,035	10

L'indice de fissuration I_F est défini par : $I_F =$ X

100, n_1 , n_2 , n_3 étant le nombre d'échantillons présentant des défauts de surface de profondeur donnée correspondant aux trois classes "de profondeurs de défaut" qui sont affectées de coefficients différents. Ces trois classes de défauts sont définies, en fonction des diamètres des fils et des profondeurs de défaut, par le tableau ci-après.

Classes de profondeur de défauts

Diamètre du fil, D mm			
5,5 ≤ D < 10		10 ≤ D ≤ 18	
Classe de défaut	Coefficient	Classe de défaut	Coefficient
1re classe : 120 < d ≤ 300 m	1	1re classe : 140 < d ≤ 350 m	1
2e classe : 80 < d ≤ 120 m	0,5	2e classe : 90 < d ≤ 140 m	0,5
3e classe : d ≤ 80 m	0	3e classe : d ≤ 90 m	0

Effet du paramètre de malpropreté h sur les
caractéristiques mécaniques d'un fil
($e - d - r$ en MPa ; $ZR - YZR$ en %)

h	σ_e	σ_d	σ_R	E_{ZR}
10^{10}	1120	1400	1598	7,52
10^9	1120	1400	1598	7,52
10^8	1120	1400	1598	7,52
10^7	1120	1400	1598	7,52
10^6	1120	1400	1594	7,51
10^5	1120	1400	1582	7,49
10^4	1120	1400	1550	7,39
10^3	1120	1400	1522	6,85
10^2	1120	1400	1494	5,23
10^1	1120	1400	1462	3,91

TABLEAU 2 - Traction Pure

h	σ_e	σ_d	σ_R	E_{ZR}	E_{YZR}
10^{10}	1040	1320	1518	7,48	0,25
10^9	1040	1320	1518	7,48	0,25
10^8	1040	1320	1518	7,48	0,25
10^7	1040	1320	1518	7,48	0,25
10^6	1040	1320	1515	7,48	0,25
10^5	1040	1320	1502	7,46	0,25
10^4	1040	1320	1474	7,35	0,24
10^3	1040	1320	1442	6,8	0,24
10^2	1040	1320	1414	5,2	0,23
10^1	1040	1320	1400	3,87	0,22

TABLEAU 3 - $\frac{\sigma}{\sigma_R} = 0,25$

h	σ_e	σ_d	σ_R	E_{ZR}	E_{YZR}
10^{10}	840	1080	1278	7,36	0,42
10^9	840	1080	1278	7,36	0,42
10^8	840	1080	1278	7,36	0,42
10^7	840	1080	1278	7,36	0,42
10^6	840	1080	1274	7,36	0,42
10^5	840	1080	1262	7,34	0,41
10^4	840	1080	1234	7,23	0,40
10^3	840	1080	1202	6,69	0,39
10^2	840	1080	1174	5,07	0,38
10^1	840	1080	1162	3,75	0,37

TABLEAU 4 - $\frac{\sigma}{\sigma_R} = 0,5$

h	σ_e	σ_d	σ_R	E_{YZR}
10^{10}	640	820	1165	0,77
10^9	640	820	1137	0,75
10^8	640	820	1108	0,73
10^7	640	820	1079	0,71
10^6	640	820	1051	0,69
10^5	640	820	1023	0,67
10^4	640	820	994	0,65
10^3	640	820	965	0,63
10^2	640	820	935	0,61
10^1	640	820	923	0,57

TABLEAU 5 - Torsion Pure

ANNEXE 2

Effet de l'endommagement initial sur les caractéristiques mécaniques
d'un fil. Etude pour différentes formes de défauts initiaux

a)

	$D_{xx}^0 = D_{yy}^0 = 0,01 \quad D_{zz}^0$			
D_{zz}^0	10^{-9}	10^{-7}	10^{-5}	10^{-3}
$\sigma_e(\text{MPa})$	1120	1120	1120	1120
$\sigma_d(\text{MPa})$	1400	1400	1400	1400
$\sigma_R(\text{MPa})$	1594	1594	1582	1486
$\epsilon_{zR}\%$	7,53	8,33	18,36	19,17

b)

	$D_{xx}^0 = D_{yy}^0 = 0,1 \quad D_{zz}^0$			
D_{zz}^0	10^{-9}	10^{-7}	10^{-5}	10^{-3}
$\sigma_e(\text{MPa})$	1120	1120	1120	1120
$\sigma_d(\text{MPa})$	1400	1400	1400	1400
$\sigma_R(\text{MPa})$	1594	1594	1582	1482
$\epsilon_{zR}\%$	7,53	8,25	16,28	16,69

c)

	$D_{xx}^0 = D_{yy}^0 = D_{zz}^0$			
D_{zz}^0	10^{-9}	10^{-7}	10^{-5}	10^{-3}
$\sigma_e(\text{MPa})$	1120	1120	1120	1120
$\sigma_d(\text{MPa})$	1400	1400	1400	1400
$\sigma_R(\text{MPa})$	1596	1596	1568	1486
$\epsilon_{zR}\%$	7,52	7,52	7,50	6,89

TABLEAU 6: Effet de l'endommagement initial
sur les caractéristiques mécaniques
d'un fil - Traction Pure

a)

	$D_{xx}^0 = D_{yy}^0 = 0,01 \quad D_{zz}^0$			
D_{zz}^0	10^{-9}	10^{-7}	10^{-5}	10^{-3}
$\sigma_e(\text{MPa})$	1040	1040	1040	1040
$\sigma_d(\text{MPa})$	1320	1320	1320	1320
$\sigma_R(\text{MPa})$	1514	1514	1502	1406
$\epsilon_{ZR}\%$	7,5	8,3	10,2	19,12
$\epsilon_{YZR}\%$	0,25	0,25	0,25	0,23

b)

	$D_{xx}^0 = D_{yy}^0 = 0,1 \quad D_{zz}^0$			
D_{zz}^0	10^{-9}	10^{-7}	10^{-5}	10^{-3}
$\sigma_e(\text{MPa})$	1040	1040	1040	1040
$\sigma_d(\text{MPa})$	1320	1320	1320	1320
$\sigma_R(\text{MPa})$	1514	1514	1502	1402
$\epsilon_{ZR}\%$	7,5	8,21	16,24	16,65
$\epsilon_{YZR}\%$	0,25	0,25	0,25	0,23

c)

	$D_{xx}^0 = D_{yy}^0 = D_{zz}^0$			
D_{zz}^0	10^{-9}	10^{-7}	10^{-5}	10^{-3}
$\sigma_e(\text{MPa})$	1040	1040	1040	1040
$\sigma_d(\text{MPa})$	1320	1320	1320	1320
$\sigma_R(\text{MPa})$	1515	1516	1490	1382
$\epsilon_{ZR}\%$	7,48	7,48	7,46	6,85
$\epsilon_{YZR}\%$	0,249	0,249	0,244	0,226

TABLEAU 7: Effet de l'endommagement initial sur les caractéristiques mécaniques d'un fil - $\frac{\epsilon}{\sigma} = 0,25$

a)

	$D_{xx}^0 = D_{yy}^0 = 0,1 D_{zz}^0$			
D_{zz}^0	10^{-9}	10^{-7}	10^{-5}	10^{-3}
$\sigma_e(\text{MPa})$	840	840	840	840
$\sigma_d(\text{MPa})$	1080	1080	1080	1080
$\sigma_R(\text{MPa})$	1274	1274	1262	1162
$\epsilon_{zR}\%$	7,37	8,10	16,12	16,53
$\epsilon_{yZR}\%$	0,418	0,419	0,42	0,38

b)

	$D_{xx}^0 = D_{yy}^0 = D_{zz}^0$			
D_{zz}^0	10^{-9}	10^{-7}	10^{-5}	10^{-3}
$\sigma_e(\text{MPa})$	840	840	840	840
$\sigma_d(\text{MPa})$	1080	1080	1080	1080
$\sigma_R(\text{MPa})$	1274	1270	1250	1142
$\epsilon_{zR}\%$	7,36	7,36	7,34	6,73
$\epsilon_{yZR}\%$	0,420	0,420	0,410	0,373

c)

	$D_{xx}^0 = D_{yy}^0 = 0,01 D_{zz}^0$			
D_{zz}^0	10^{-9}	10^{-7}	10^{-5}	10^{-3}
$\sigma_e(\text{MPa})$	840	840	840	840
$\sigma_d(\text{MPa})$	1080	1080	1080	1080
$\sigma_R(\text{MPa})$	1274	1274	1262	1166
$\epsilon_{zR}\%$	7,37	8,18	18,20	19,00
$\epsilon_{yZR}\%$	0,418	0,419	0,42	0,38

TABLEAU 8 - Effet de l'endommagement initial sur les caractéristiques mécaniques d'un fil - $\frac{\sigma_d}{\sigma_e} = 0,5$

a)

	$D_{xx}^0 = D_{yy}^0 = 0,01 \quad D_{zz}^0$			
D_{zz}^0	10^{-9}	10^{-7}	10^{-5}	10^{-3}
$\sigma_e(\text{MPa})$	640	640	640	640
$\sigma_d(\text{MPa})$	820	820	820	820
$\sigma_R(\text{MPa})$	977	957	918	863
$\epsilon_{YZR\%}$	0,642	0,629	0,61	0,57

b)

	$D_{xx}^0 = D_{yy}^0 = 0,1 \quad D_{zz}^0$			
D_{zz}^0	10^{-9}	10^{-7}	10^{-5}	10^{-3}
$\sigma_e(\text{MPa})$	640	640	640	640
$\sigma_d(\text{MPa})$	820	820	820	820
$\sigma_R(\text{MPa})$	977	955	917	861
$\epsilon_{YZR\%}$	0,642	0,628	0,60	0,53

c)

	$D_{xx}^0 = D_{yy}^0 = D_{zz}^0$			
D_{zz}^0	10^{-9}	10^{-7}	10^{-5}	10^{-3}
$\sigma_e(\text{MPa})$	640	640	640	640
$\sigma_d(\text{MPa})$	820	820	820	820
$\sigma_R(\text{MPa})$	973	957	907	851
$\epsilon_{YZR\%}$	0,639	0,624	0,594	0,555

TABLEAU 9 - Effet de l'endommagement initial sur les caractéristiques mécaniques d'un fil - Torsion Pure

ANNEXE 3

Contraintes et déformations en divers points de la section d'un fil.
Etude avec deux modèles de contrainte résiduelle

Contraintes et déformations - Traction Pure (- MPa ; %)

σ	4,1	3,5	2,87	2,0	1,64	1,50	0,2
σ_{ze}	1100	1100	1100	1100	1100	1100	1100
σ_{zd}	1400	1400	1400	1400	1400	1400	1400
σ_{zR}	1596	1596	1596	1596	1596	1596	1596
ϵ_{ze}	0,55	0,55	0,55	0,55	0,55	0,55	0,55
ϵ_{zd}	0,70	0,70	0,70	0,70	0,70	0,70	0,70
ϵ_{zR}	7,52	7,52	7,52	7,52	7,52	7,52	7,52
ϵ_{yze}	0	0	0	0	0	0	0
ϵ_{yzd}	0	0	0	0	0	0	0
ϵ_{yZR}	0	0	0	0	0	0	0
ϵ_{xR}	6,47	6,47	6,47	6,47	6,47	6,47	6,47
ϵ_{yR}	6,47	6,47	6,47	6,47	6,47	6,47	6,47

TABLEAU 10: Contrainte Interne Nulle

σ	4,1	3,5	2,0	1,5	0,2
σ_{ze}	840	840	1280	1720	1720
σ_{zd}	1120	1120	1600	2000	2000
σ_{zR}	1316	1316	1796	2196	2196
ϵ_{ze}	0,578	0,565	0,514	0,48	0,48
ϵ_{zd}	0,718	0,705	0,674	0,62	0,62
ϵ_{zR}	7,54	7,53	7,50	7,44	7,33
ϵ_{yze}	0	0	0	0	0
ϵ_{yzd}	0	0	0	0	0
ϵ_{yZR}	0	0	0	0	0
ϵ_{xR}	6,39	6,39	6,36	6,39	6,27
ϵ_{yR}	6,63	6,64	6,53	6,39	6,27

TABLEAU 11: Contrainte Interne d'après (4)

σ	4,1	2,87	1,64	0,2
σ_{ze}	200	680	1120	640
σ_{zd}	600	1000	1440	920
σ_{zR}	796	1196	1636	1116
ϵ_{ze}	0,45	0,43	0,36	0,37
ϵ_{zd}	0,65	0,59	0,52	0,51
ϵ_{zR}	7,47	7,41	7,34	7,33
ϵ_{yze}	0	0	0	0
ϵ_{yzd}	0	0	0	0
ϵ_{yZR}	0	0	0	0
ϵ_{xR}	6,29	6,23	6,27	6,27
ϵ_{yR}	6,94	6,62	6,27	6,27

TABLEAU 12: Contrainte Interne d'après (5)

Contraintes et déformations - / = 0,25 (- MPa ; - %)

σ	4,1	3,5	2,87	2,0	1,64	1,50	0,2
σ_{ze}	1040	1040	1080	1080	1120	1120	1120
σ_{zd}	1320	1320	1360	1400	1400	1400	1400
σ_{zeR}	1516	1516	1556	1596	1596	1596	1596
ϵ_{ze}	0,52	0,52	0,54	0,54	0,56	0,56	0,56
ϵ_{zd}	0,66	0,66	0,68	0,70	0,70	0,70	0,70
ϵ_{zeR}	7,48	7,48	7,50	7,51	7,52	7,52	7,52
ϵ_{yze}	0,17	0,14	0,12	0,09	0,07	0,06	0,009
ϵ_{yze}	0,22	0,18	0,16	0,11	0,09	0,08	0,01
ϵ_{yzeR}	0,25	0,22	0,19	0,15	0,13	0,12	0,05
ϵ_{xR}	6,48	6,48	6,47	6,47	6,47	6,47	6,47
ϵ_{yR}	6,48	6,48	6,47	6,47	6,47	6,47	6,47

TABLEAU 13: Contrainte Interne Nulle

σ	4,1	3,5	2,0	1,5	0,2
σ_{ze}	760	800	1280	1680	1720
σ_{zd}	1080	1080	1560	2000	2000
σ_{zeR}	1276	1276	1756	2196	2196
ϵ_{ze}	0,54	0,55	0,51	0,46	0,48
ϵ_{zd}	0,70	0,68	0,66	0,62	0,62
ϵ_{zeR}	7,52	7,50	7,48	7,44	7,44
ϵ_{yzeR}	0,12	0,11	0,10	0,09	0,01
ϵ_{yze}	0,18	0,15	0,12	0,12	0,02
ϵ_{yzeR}	0,21	0,19	0,16	0,15	0,05
ϵ_{xR}	6,41	6,38	6,36	6,39	6,39
ϵ_{yR}	6,63	6,65	6,53	6,39	6,39

TABLEAU 14: Contrainte Interne d'après (4)

σ	4,1	2,87	1,64	0,2
σ_{ze}	200	680	1120	600
σ_{zd}	600	1000	1400	920
σ_{zeR}	796	1196	1596	1116
ϵ_{ze}	0,45	0,43	0,36	0,35
ϵ_{zd}	0,65	0,59	0,50	0,51
ϵ_{zeR}	7,47	7,41	7,32	7,33
ϵ_{yze}	0,03	0,08	0,07	0,005
ϵ_{yze}	0,10	0,11	0,09	0,007
ϵ_{yzeR}	0,13	0,15	0,13	0,04
ϵ_{xR}	6,29	6,23	6,27	6,27
ϵ_{yR}	6,94	6,62	6,27	6,27

TABLEAU 15: Contrainte Interne d'après (5)

Contraintes et déformation - / = 0,5 (- MPa ; - %)

σ	4,1	3,5	2,87	2,0	1,64	1,50	0,2
σ_{ze}	840	920	960	1040	1040	1080	1120
σ_{zd}	1080	1160	1200	1320	1360	1360	1400
σ_{zR}	1276	1356	1396	1516	1556	1556	1556
ϵ_{ze}	0,42	0,46	0,48	0,52	0,52	0,54	0,56
ϵ_{zd}	0,54	0,58	0,60	0,66	0,68	0,68	0,70
ϵ_{zR}	7,36	7,39	7,41	7,47	7,50	7,50	7,51
ϵ_{yze}	0,27	0,26	0,22	0,17	0,14	0,13	0,02
ϵ_{yzd}	0,35	0,32	0,27	0,21	0,18	0,16	0,02
ϵ_{yZR}	0,42	0,39	0,34	0,28	0,25	0,23	0,09
ϵ_{xR}	6,52	6,51	6,50	6,48	6,48	6,48	6,47
ϵ_{yR}	6,52	6,51	6,50	6,48	6,48	6,48	6,47

TABLEAU 16: Contrainte Interne Nulle

σ	4,1	3,5	2,0	1,5	0,2
σ_{ze}	680	680	1160	1600	1720
σ_{zd}	920	960	1440	1880	2000
σ_{zR}	1116	1156	1636	2076	2196
ϵ_{ze}	0,50	0,49	0,45	0,42	0,48
ϵ_{zd}	0,62	0,63	0,59	0,56	0,62
ϵ_{zR}	7,44	7,44	7,41	7,38	7,43
ϵ_{yze}	0,22	0,19	0,18	0,19	0,03
ϵ_{yzd}	0,3	0,27	0,23	0,22	0,03
ϵ_{yZR}	0,37	0,34	0,30	0,29	0,10
ϵ_{xR}	6,43	6,39	6,38	6,41	6,39
ϵ_{yR}	6,66	6,66	6,55	6,41	6,39

TABLEAU 17: Contrainte Interne d'après (4)

σ	4,1	2,87	1,64	0,2
σ_{ze}	200	600	1040	600
σ_{zd}	520	920	1360	920
σ_{zR}	716	1166	1556	1116
ϵ_{ze}	0,45	0,39	0,32	0,35
ϵ_{zd}	0,61	0,55	0,48	0,51
ϵ_{zR}	7,43	7,37	7,30	7,32
ϵ_{yze}	0,07	0,14	0,13	0,01
ϵ_{yzd}	0,17	0,21	0,18	0,02
ϵ_{yZR}	0,24	0,28	0,25	0,08
ϵ_{xR}	6,30	6,24	6,27	6,27
ϵ_{yR}	6,95	6,63	6,27	6,27

TABLEAU 18: Contrainte Interne d'après (5)

Contraintes et déformations - Torsion pure (- MPa ; - %)

τ	4,1	3,5	2,87	2,0	1,64	1,50	0,2
σ_{yzc}	640	648	644	643	640	637	637
σ_{y2d}	820	820	812	810	816	812	810
σ_{y2R}	1052	1018	975	923	909	897	838
ϵ_{z2c}	0	0	0	0	0	0	0
ϵ_{z2d}	0	0	0	0	0	0	0
ϵ_{z2R}	6,73	6,73	6,73	6,73	6,73	6,73	6,73
ϵ_{y2c}	0,42	0,42	0,42	0,42	0,41	0,41	0,41
ϵ_{y2d}	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53
ϵ_{y2R}	0,69	0,69	0,68	0,68	0,69	0,68	0,68
ϵ_{xR}	6,73	6,73	6,73	6,73	6,73	6,73	6,73
ϵ_{yR}	6,73	6,73	6,73	6,73	6,73	6,73	6,73

TABLEAU 19: Contrainte Interne Nulle

τ	4,1	3,5	2,0	1,5	0,2
σ_{yzc}	600	600	615	535	533
σ_{y2d}	780	770	790	739	734
σ_{y2R}	1012	966	903	824	745
ϵ_{z2c}	0,16	0,15	-0,13	-0,38	-0,38
ϵ_{z2d}	0,16	0,15	-0,13	-0,38	-0,38
ϵ_{z2R}	6,89	6,87	6,60	6,35	6,35
ϵ_{y2c}	0,39	0,39	0,40	0,35	0,35
ϵ_{y2d}	0,51	0,50	0,51	0,48	0,48
ϵ_{y2R}	0,66	0,65	0,67	0,64	0,63
ϵ_{xR}	6,61	6,58	6,65	6,74	6,74
ϵ_{yR}	6,84	6,86	6,81	6,74	6,74

TABLEAU 20: Contrainte Interne d'après (4)

τ	4,1	2,87	1,64	0,2
σ_{yzc}	280	546	640	566
σ_{y2d}	580	742	816	760
σ_{y2R}	812	905	909	771
ϵ_{z2c}	0,35	0,09	-0,20	0,05
ϵ_{z2d}	0,35	0,09	-0,20	0,05
ϵ_{z2R}	7,08	6,82	6,53	6,78
ϵ_{y2c}	0,18	0,36	0,42	0,37
ϵ_{y2d}	0,38	0,48	0,53	0,50
ϵ_{y2R}	0,53	0,64	0,69	0,65
ϵ_{xR}	6,43	6,43	6,53	6,45
ϵ_{yR}	7,08	6,82	6,53	6,45

TABLEAU 21: Contrainte Interne d'après (5)



RAPPORTS DES LABORATOIRES
Série OUVRAGES D'ART

Titres parus

- OA-1 — Les pierres. Altérations. Traitements. Alain Lootvoet (1986)
- OA-2 — Corrosion des aciers dans les bétons. Pierre Brevet, André Raharinaïvo (1987)
- OA-3 — Comportement local de connecteurs acier/béton sollicités au cisaillement.
Étude bibliographique. Pierre Trouillet (1987)
- OA-4 — Comportement en torsion des fils tréfilés. Contribution à la modélisation de l'influence des
paramètres de fabrication des fils.
Denise Bernaud Bublit, André Raharinaïvo (1988)