



HAL
open science

Effet des contraintes normales aux plans de glissement ou de maclage sur les valeurs de cissions critiques de glissement ou de maclage (cas de matériaux cubiques centrés)

F. Leroy

► To cite this version:

F. Leroy. Effet des contraintes normales aux plans de glissement ou de maclage sur les valeurs de cissions critiques de glissement ou de maclage (cas de matériaux cubiques centrés) : Cas des matériaux cubiques centrés. Sciences de l'ingénieur [physics]. Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne, 1972. Français. NNT: . tel-01139948

HAL Id: tel-01139948

<https://hal-emse.ccsd.cnrs.fr/tel-01139948>

Submitted on 7 Apr 2015

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.

N° d'enregistrement

au CNRS

A.O. 649I

THÈSE DE DOCTORAT D'ÉTAT ÈS SCIENCES PHYSIQUES

présentée

A L'UNIVERSITÉ DE PARIS VI

par

F. LEROY

pour obtenir

le grade de Docteur ès Sciences



Sujet de la thèse : Effet des contraintes normales aux plans de glissement ou de maillage sur les valeurs des cissions critiques de glissement ou de maillage (cas de matériaux cubiques centrés).

Soutenue le 27 janvier 1972 devant la Commission d'Examen

MM. G. CHAUDRON

Président

M. FAYARD

C. GOUX

Examineurs

J. LEVY

N° d'enregistrement

au CNRS

A.O. 649I

THÈSE DE DOCTORAT D'ÉTAT ÈS SCIENCES PHYSIQUES

présentée

A L'UNIVERSITÉ DE PARIS VI

par

F. LEROY

pour obtenir

le grade de Docteur ès Sciences



Sujet de la thèse : Effet des contraintes normales aux plans de glissement ou de maclage sur les valeurs des cissions critiques de glissement ou de maclage (cas de matériaux cubiques centrés).

Soutenue le 27 janvier 1972 devant la Commission d'Examen

MM. G. CHAUDRON

Président

M. FAYARD

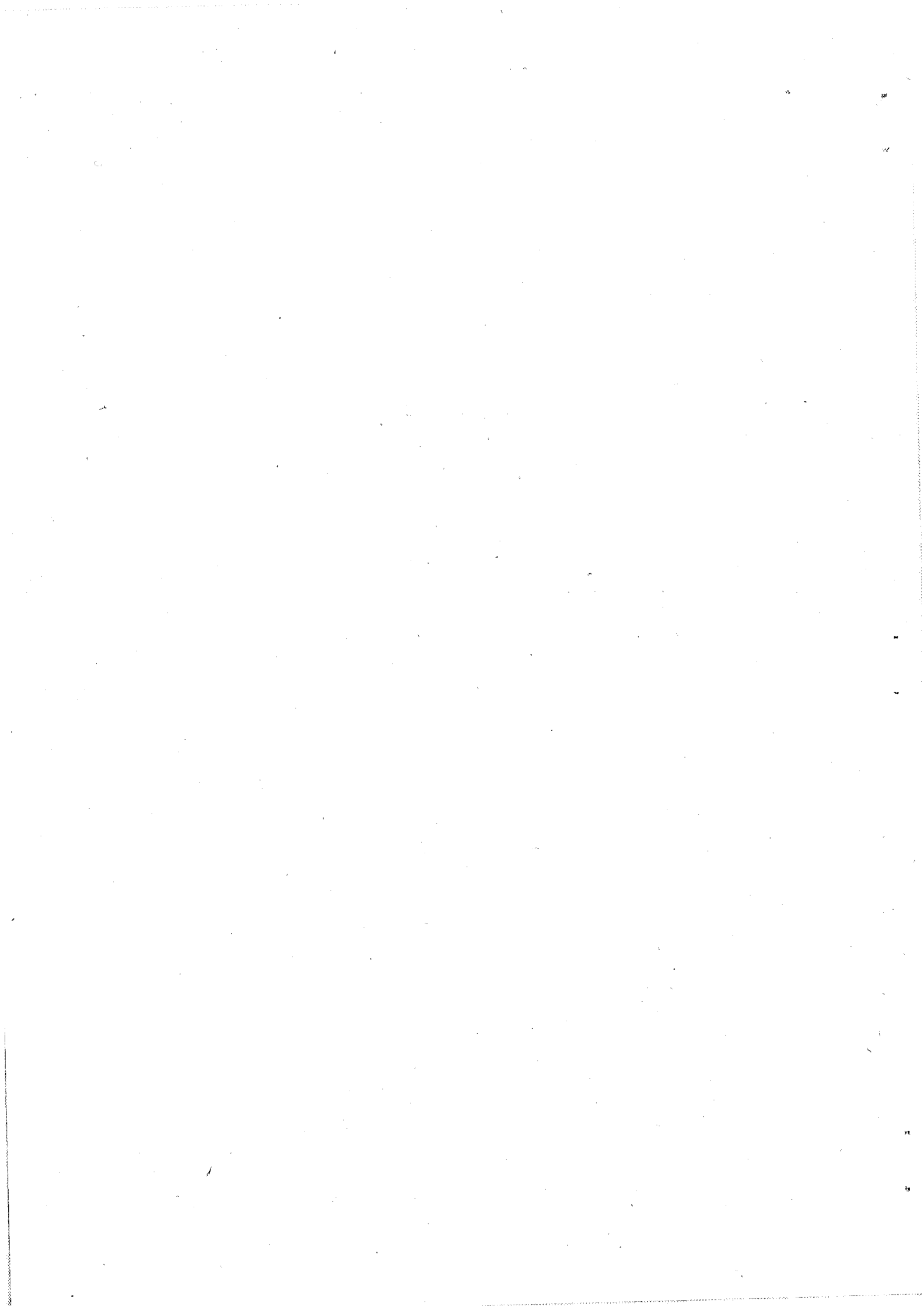
C. GOUX

Examineurs

J. LEVY



3 4200 00724924 2



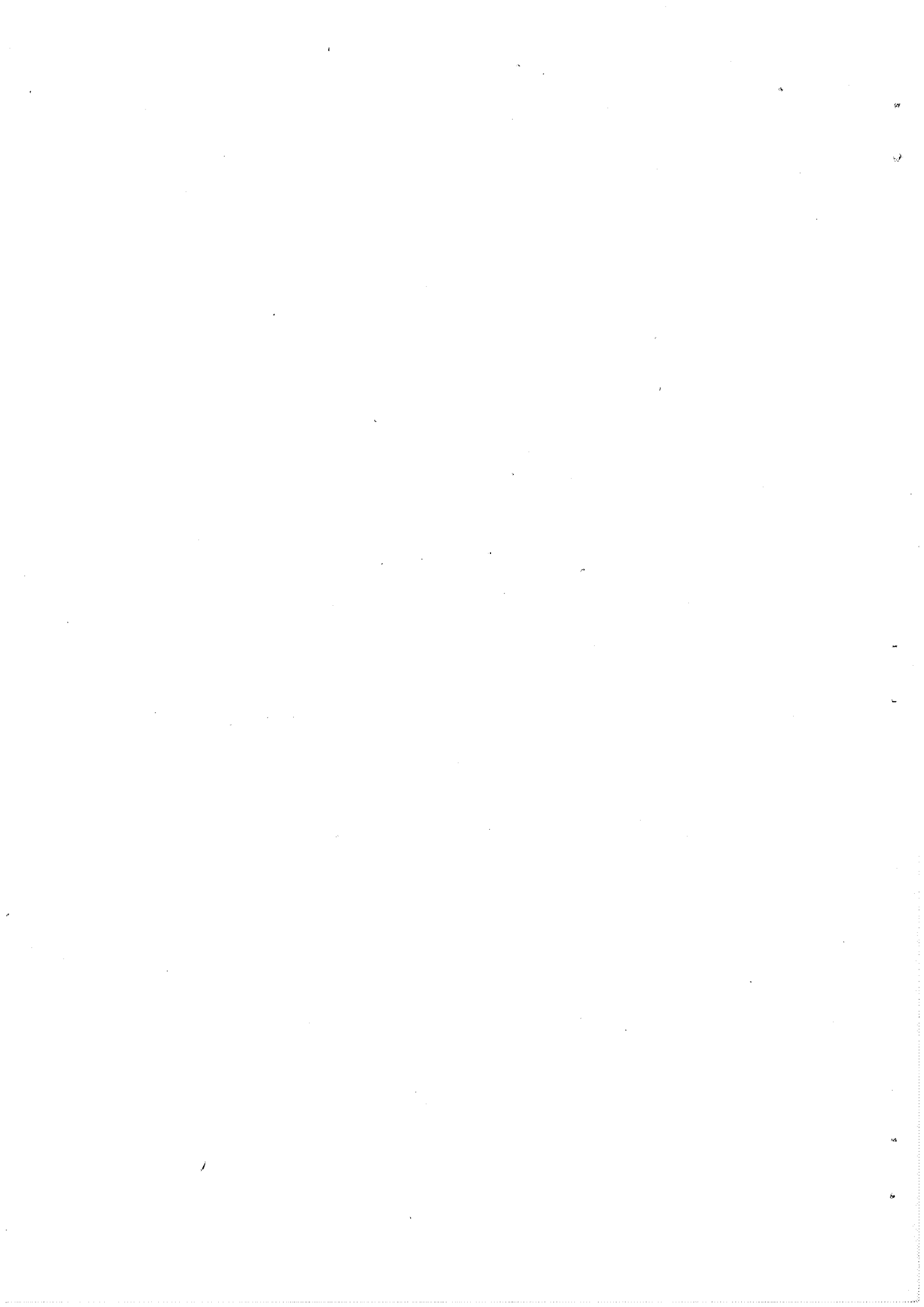
A MONSIEUR LE PROFESSEUR Georges CHAUDRON

Membre de l'Institut

Professeur honoraire à la Faculté des Sciences

de l'Université de Paris

A MONSIEUR LE PROFESSEUR C. GOUX



A MES PARENTS

A MA FEMME

A MON FILS



EFFET DES CONTRAINTES NORMALES AUX PLANS

DE GLISSEMENT OU DE MAÇLAGE SUR LES VALEURS

DES CISSIONS CRITIQUES DE GLISSEMENT OU DE MAÇLAGE

Cas des matériaux cubiques centrés



INTRODUCTION

Si la limite élastique, la charge de rupture, l'aptitude à la déformation plastique, etc... de tel métal ou alliage sont souvent des critères importants qui conditionnent son choix, la connaissance des mécanismes élémentaires de la déformation plastique, et en tout premier lieu de l'état contraint pour lequel ils se produisent est encore très imprécise. Ainsi en est-il notamment pour les phénomènes du glissement et du maclage.

Pour certains matériaux et aux températures proches de la température ambiante, la loi de SCHMID et BOAS décrit avec une bonne précision les conditions de l'apparition du glissement selon une direction et sur un plan cristallographiques. Le glissement survient au cours d'un essai mécanique uniaxial lorsque la cission sur le plan cristallographique considéré, selon la direction de glissement atteint une valeur critique, indépendante de l'orientation de l'axe de sollicitation par rapport au réseau. Il revient au même d'énoncer cette loi sous cette autre formulation : si la contrainte effective sur le plan de glissement est décomposée en deux contraintes, la cission τ selon la direction du glissement et la contrainte normale à la direction de glissement, le glissement survient lorsque l'intensité de la première composante atteint une valeur critique quelle que soit l'intensité de la seconde.

Mais cette loi du glissement n'est qu'imparfaitement vérifiée pour la plupart des matériaux métalliques cubiques centrés. Bien souvent, la nature même du plan de glissement est inconnue, les lignes de glissement étant fort ondulées et leur direction macroscopique non cristallographique. Pour améliorer la description de la géométrie du glissement et des conditions mécaniques de

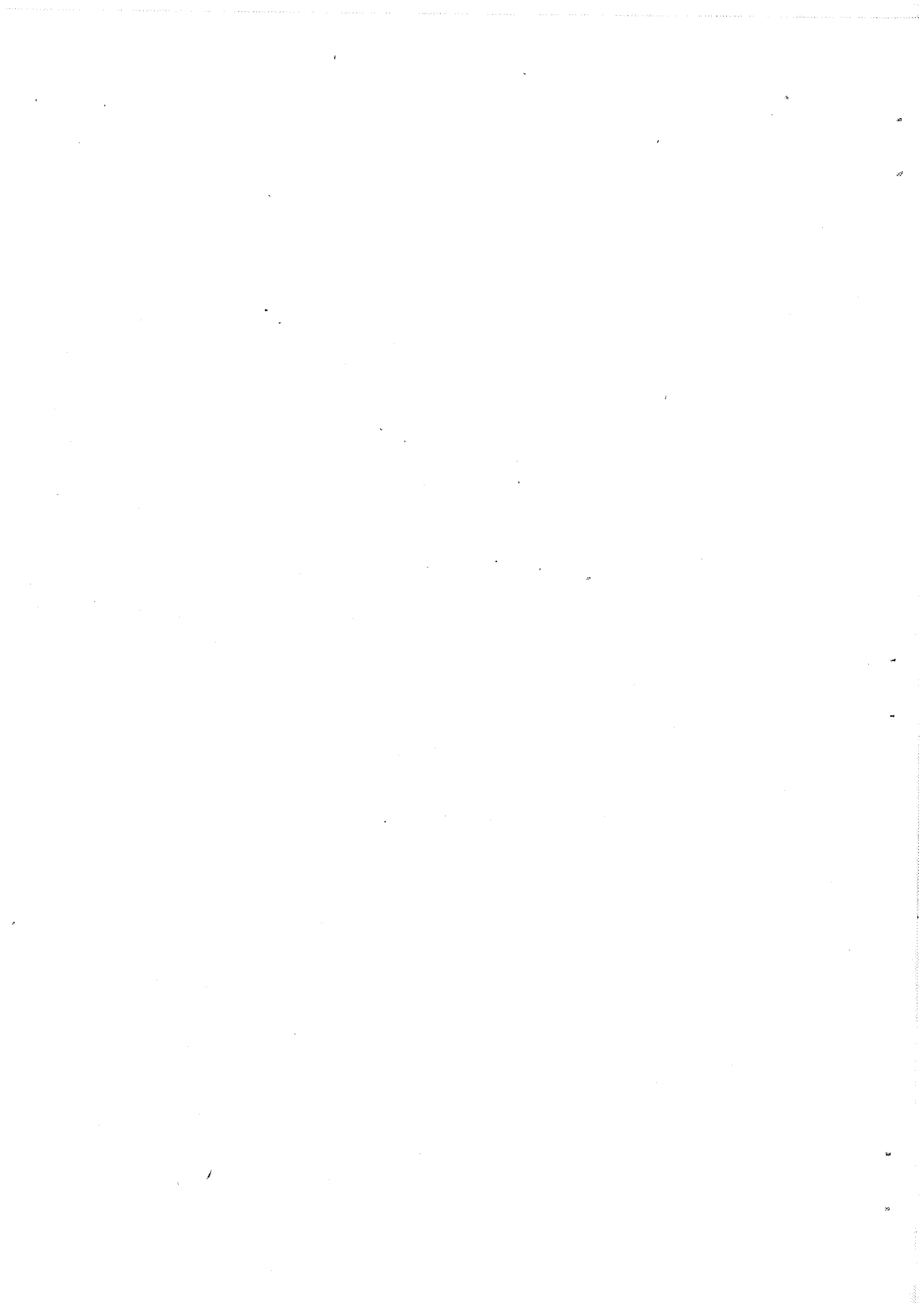


de son apparition, des méthodes très diverses ont pu être utilisées. En particulier, de nombreux travaux se proposent de perfectionner des modèles atomiques. De grosses difficultés résultent toutefois de la connaissance imparfaite de la structure atomique du coeur des dislocations vis des matériaux cubiques centrés, en fonction des contraintes extérieures appliquées. La démarche suivie dans ce travail est très différente : nous nous sommes proposé de décrire les conditions mécaniques de l'apparition du glissement sur des plans cristallographiques simples $\{011\}$ et $\{112\}$ au moyen d'essais mécaniques permettant d'obtenir effectivement ces glissements sous des états contraints très divers.

Plus particulièrement, l'objet de ce travail est de mettre en évidence l'influence de la composante normale à la direction de glissement de la contrainte effective sur le plan de glissement, sur la valeur de la cission critique de glissement. Cette composante normale peut elle-même se décomposer en une contrainte σ_n normale au plan de glissement et une cission τ' , perpendiculaire à la direction de glissement. L'étude a été limitée à la mise en évidence de l'influence de σ_n sur la cission critique τ_0 .

Certaines similitudes entre les déformations produites par glissement et celles par maclage nous ont amené à procéder de manière similaire pour décrire les conditions de la progression des macles au travers d'un cristal.

Pour atteindre ces objectifs, et en tout premier lieu, être assuré que le glissement s'effectue bien sur le plan de glissement étudié, deux méthodes d'étude ont été simultanément suivies : en premier lieu, mettre au point un essai mécanique sur monocristaux permettant d'appliquer indépendamment sur le plan de glissement ou de maclage une cission τ et une contrainte normale σ_n . En procédant ainsi, nous poursuivons le travail réalisé dans notre laboratoire par J.M. DURANSEAUD. En second lieu, utiliser l'essai mécanique classique de traction ou de compression. Mais il convenait alors d'effectuer au préalable une étude détaillée de cet essai afin de connaître pour les différents types de géométrie du glissement l'amplitude des variations possibles des contraintes σ_n .



relatives à un plan de glissement bien défini.

Dans le premier chapitre de ce travail, nous nous sommes proposé de définir les conditions d'un emploi satisfaisant de l'essai de cisaillement direct entre couteaux pour appliquer sur des plans cristallographiques particuliers une cission τ et une contrainte normale σ_n quelconque. Les mesures effectuées au moyen du dispositif expérimental proposé par J.M. DURANSEAUD ne sont en effet significatives qu'à la condition que, dans la zone soumise au cisaillement, les états contraints et déformés soient homogènes. Nous montrerons au cours de ce chapitre que l'homogénéité du cisaillement dépend à la fois du dispositif expérimental et de la géométrie de l'éprouvette d'essai. Ce dernier point a été établi grâce à deux études complémentaires : l'une directe, en simulant les déformations obtenues par cisaillement entre couteaux et en les analysant sur l'éprouvette cisailée elle-même, l'autre indirecte : en suivant sur les courbes expérimentales de l'essai l'influence des variations de la géométrie des éprouvettes. Cette dernière méthode a permis en outre de définir les paramètres qui permettent de simplifier la description de l'essai sur matériel isotrope.

Le second chapitre est consacré à l'étude expérimentale de l'effet des contraintes σ_n sur les cissions d'amorçage du glissement. Dans une première partie, l'étude est réalisée au moyen de l'essai de cisaillement, en déformant des cristaux de fer-silicium selon la direction $\langle 111 \rangle$, sur le plan de symétrie du réseau $\{011\}$. Dans une seconde partie, nous établissons que l'analyse de résultats d'essais de traction permet de mettre en évidence un effet comparable des contraintes σ_n sur la cission critique. Toutefois, si la mise en oeuvre de l'essai mécanique uniaxial est plus simple que celle de l'essai de cisaillement, l'analyse des résultats est bien plus délicate. La plupart du temps, il est même impossible de conclure, tant par suite d'une indétermination du plan effectif de glissement que de la superposition de deux phénomènes distincts : effet d'asymétrie du réseau par rapport au plan de glissement considéré et effet éventuel des contraintes normales σ_n sur les cissions critiques. En conséquence, dans une troi-



sième partie, nous présentons une nouvelle vérification directe de l'effet d'asymétrie puis nous montrons que cette notion ne suffit pas à elle seule pour rendre compte aussi bien de la géométrie du glissement que des valeurs des cis-sions critiques mesurées pour diverses orientations de l'axe de sollicitation. Rien ne contredit au contraire un effet possible des contraintes normales sur les cissions critiques superposé à l'effet d'asymétrie.

Le troisième chapitre de ce travail est consacré à l'étude expérimentale de l'effet des contraintes normales sur les cissions critiques de maclage. Une telle analyse est irréalisable au moyen d'essais uniaxiaux par suite de la dispersion effective des cissions de maclage. Cette dispersion conduit à reconsidérer le bien fondé de la notion même de cission de maclage lorsqu'on effectue un essai uniaxial. On sait, en effet, que le développement d'une macle au travers d'un cristal est précédé d'une étape de germination qui nécessite un état contraint localement très élevé. Après avoir décrit les caractéristiques de l'essai de cisaillement utilisé comme essai de maclage, nous montrerons que si l'hypothèse d'une cission critique de maclage constante semble exclue, celle d'un effet des contraintes normales au plan de macle sur les valeurs des cissions de progression des macles n'est pas contredite par nos premiers résultats.

On trouvera ci-joint le plan de chacun des trois chapitres de notre thèse. Avant d'entreprendre l'exposé de ce travail, nous tenons à exprimer à Monsieur le Professeur G. CHAUDRON, membre de l'Institut, notre profonde et respectueuse gratitude pour l'intérêt qu'il a bien voulu porter à notre travail.

Nous tenons à remercier Monsieur L. NELTNER, Directeur de l'Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne, d'avoir bien voulu nous accueillir dans le laboratoire de métallurgie de l'Ecole et de nous avoir accordé toutes les facilités pour mener à bien cette étude.

Nous exprimons à Monsieur C. Goux, Professeur de Métallurgie à l'Ecole Nationale des Mines de Saint-Etienne, notre profonde reconnaissance pour le dévouement et la patience avec lesquels il a dirigé notre travail.



Ce que nous exposons ici n'a pu être mené à bien qu'avec la collaboration de tous les membres du Laboratoire. Que chacun d'eux, après nous avoir fait partager sa technique, son habileté ou son savoir, trouve ici l'expression de nos sincères remerciements. Notre gratitude va, tout particulièrement, à nos camarades de thèse et notamment J.M. DURANSEAUD avec lequel nous avons eu une collaboration fructueuse.



T A B L E D E S M A T I E R E S

CHAPITRE 1 : MISE AU POINT D'UN ESSAI POUR ETUDIER LES MECANISMES DE LA DEFORMATION PLASTIQUE.

1-1 : Difficultés et limites des essais mécaniques uniaxiaux.....	1
1-2 : Description de l'appareil de cisaillement.....	7
1-3 : Etats contraints et déformés obtenus par cisaillement direct entre couteaux.....	15
1-4 : Courbes de l'essai de cisaillement.....	29
1-5 : Réalisation de l'essai sur monocristaux.....	57
1-6 : Conclusions.....	61
Annexes du chapitre.....	65
Bibliographie du chapitre.....	73

CHAPITRE 2 : EFFETS DES CONTRAINTES NORMALES AUX PLANS DE GLISSEMENTS SUR LES CISSIONS D'AMORCAGE ET DE PROGRESSION DU GLISSEMENT.....

2-1 : Mesure au moyen de l'essai de cisaillement des variations des cissions critiques de glissements sur les plans {011} en fonction des contraintes normales appliquées sur ces plans.....	77
2-1-1 : Description des essais.....	77
2-1-2 : Résultats expérimentaux.....	77
2-1-3 : Discussion des résultats.....	79
2-1-4 : Conclusions.....	85
2-2 : Détermination de l'influence des contraintes normales sur les cissions d'amorçage et de progression du glissement au moyen des essais de traction et de compression.....	87
2-2-1 : Calcul des composantes de l'état contraint et déformé.....	87
2-2-2 : Méthode utilisée pour étudier l'influence des contraintes normales.....	113
2-2-3 : Résultats expérimentaux.....	133
2-3 : Superposition de l'effet des contraintes normales au plan de glissement et de l'asymétrie du glissement sur les valeurs des cissions critiques.....	145
2-4 : Conclusions.....	157
Annexes du chapitre.....	163
Bibliographie du chapitre.....	183

CHAPITRE 3 : EFFET DES CONTRAINTES NORMALES AUX PLANS DE MAÇLAGE SUR LES CISSIONS DE MAÇLAGE.

3-1 : Définition de la cission de maçlage.....	191
3-2 : Loi de cission critique de maçlage : limites des méthodes conventionnelles d'étude.....	197
3-3 : Caractéristiques de l'essai de cisaillement utilisé comme essai de maçlage.....	203
3-4 : Variations des cissions critiques en fonction des contraintes normales au plan de maçle.....	209
3-5 : Conclusions.....	
Bibliographie du chapitre.....	213

CONCLUSIONS



CHAPITRE UN

MISE AU POINT D'UN ESSAI POUR ETUDIER
LES MECANISMES DE LA DEFORMATION PLASTIQUE



S/CH. 1.1.DIFFICULTES ET LIMITES DES ESSAIS MECANIQUES UNIAXIAUXPOUR ETUDIER LES MECANISMES DE DEFORMATIONS PLASTIQUES.1.1.1. DEFORMATION THEORIQUE D'UNE EPROUVETTE MONOCRISTALLINE AU COURS D'UN ESSAI UNIAXIAL.

Les mécanismes les plus fréquents de la déformation plastique des cristaux métalliques sont le glissement et le maclage. Ils provoquent des déformations qui sont :

- soit des cisaillements simples localisés dans certaines zones de l'éprouvette : cas du maclage,
- soit un cisaillement simple de toute l'éprouvette : cas du glissement.

Les essais mécaniques utilisés pour étudier ces deux mécanismes sont généralement des sollicitations uniaxiales : essai de traction ou de compression. Le schéma de la déformation homogène théorique d'une éprouvette par glissement est donné figure 2-4 : au passage de la limite élastique, une charge F_0 est appliquée selon l'axe AO de l'éprouvette. Après glissement, l'axe de l'éprouvette est resté rectiligne mais il a subi une rotation par rapport au réseau. La charge appliquée F crée sur le plan de glissement une contrainte σ , équivalente à la charge appliquée, décomposable en :

- une contrainte σ_n normale au plan de glissement ;
- une cisssion τ selon la direction de glissement ;
- une cisssion τ' selon la direction normale à la direction de glissement.

Ces trois composantes restent proportionnelles entre elles pendant la phase élastique. Cette proportionnalité n'est plus conservée lorsque le glissement se propage, par suite de la rotation du réseau.

Des remarques similaires peuvent être faites à propos de la déformation par maclage (Fig. 3-1). Après cisaillement simple du réseau dans les seules parties maclées, l'axe de l'éprouvette cesse d'être rectiligne. L'épaisseur et le nombre des macles produites étant assez souvent faibles, on peut, la plupart

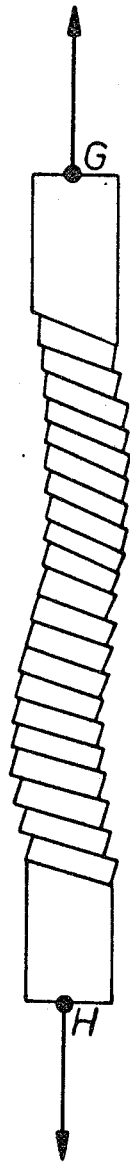


FIG. 1.1 - Têtes d'éprouvettes liées rigidement à l'axe de sollicitation

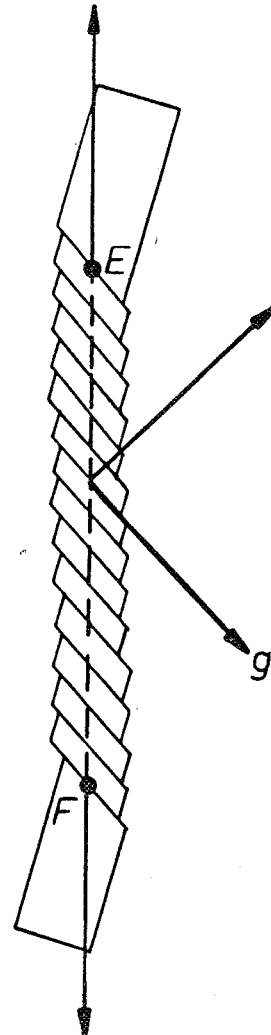


FIG. 1.2 - Têtes d'éprouvettes liées à l'axe de sollicitation par une articulation

du temps assimiler l'axe de l'éprouvette à l'axe de sollicitation. Le plan de maclage est soumis, comme le plan de glissement, à un état contraint décomposable en trois contraintes σ_n , τ et τ' qui ne restent pas proportionnelles entre elles durant l'essai.

A partir de cette rapide description de la déformation théorique des éprouvettes monocristallines pendant un essai uniaxial, on peut déduire les difficultés rencontrées pour obtenir une déformation aussi voisine que possible de cette déformation théorique et les limites de tels essais.

1.1.2. DIFFICULTES POUR OBTENIR UNE DEFORMATION HOMOGENE

Considérons successivement le cas des essais de traction puis de compression.

1.1.2.1. Essais de traction

Les difficultés de nature technologique rencontrées lorsqu'on utilise l'essai conventionnel de traction pour déformer des monocristaux, sont bien connues. Elles résultent du fait que la liaison tige de la machine de traction-éprouvette s'effectue par des têtes d'éprouvettes dont l'axe devient très rapidement distinct de l'axe du corps de l'éprouvette : les têtes étant peu déformées ou déformées différemment du corps de l'éprouvette, la rotation du réseau par rapport à l'axe est très différente dans les têtes et le corps.

Si l'axe des têtes est lié rigidement à celui de l'axe de sollicitation, la déformation de l'éprouvette ne peut pas être homogène (Fig 1-1). Il est possible d'obtenir une déformation homogène en assurant une liaison articulée entre l'axe de sollicitation et les têtes d'éprouvette. Dans ce cas, les têtes assurent la transmission de l'effort et peuvent tourner d'un angle qui correspond à l'angle de rotation du réseau par rapport à l'axe de l'éprouvette (Fig 1-2). Mais un tel montage est délicat à mettre en oeuvre, si le matériau étudié a des cisssions de glissement élevées ou si l'éprouvette a une section importante.

1.1.2.2. Essais de compression

Rappelons que, dans ce cas, s'ajoutent aux difficultés qui viennent d'être décrites d'autres difficultés : la longueur de l'éprouvette doit être faible, les effets parasites au contact de l'éprouvette et des mordaches peuvent devenir très déterminants (voir ch. 3-2 et rapport interne (8)).



1.1.3. COMPLEXITE D'UNE ANALYSE RIGoureuse DE L'ETAT CONTRAINT-DEFORME

Si une déformation homogène peut être plus ou moins parfaitement obtenue, il est parfois très difficile d'interpréter les mesures faites durant l'essai.

Si la déformation par glissement ou maclage peut être considérée comme un cisaillement simple, elle ne résulte pas toutefois exclusivement de l'application d'une contrainte de cisaillement sur le plan de glissement ou de maclage. En fait comme nous l'avons rappelé, le plan sur lequel s'effectue le cisaillement simple est soumis à une contrainte σ qui n'est jamais contenue dans ce plan. Lorsque l'on vérifie expérimentalement la loi de SCHMID et BOAS, on démontre que ni la contrainte σ_n normale au plan de cisaillement, ni la cission τ perpendiculaire à la direction de glissement ne jouent un rôle dans l'amorçage du mécanisme de déformation considéré : il faut et il suffit que la cission τ ait atteint une certaine valeur critique τ_0 , quelle que soit l'orientation de l'axe de sollicitation et par conséquent quelles que soient les valeurs des autres composantes σ_n et τ' de la contrainte $\vec{\sigma}$ effectivement appliquée sur le plan de glissement. Lorsque la vérification de la loi de SCHMID et BOAS n'est plus qu'approchée, ce qui est souvent le cas lorsqu'on déforme par glissement des cristaux dont le réseau appartient au système cubique centré, ou lorsqu'elle ne peut être effectuée par suite de résultats très dispersés (cas du maclage), il n'est alors plus légitime de considérer la seule cission τ pour décrire l'état contraint permettant l'apparition du glissement ou du maclage.

Mais une telle conclusion rend l'analyse des résultats d'essais uniaxiaux beaucoup plus délicate. Si on veut en particulier suivre l'effet de la composante σ_n de la contrainte σ sur la valeur de la cission critique, il n'est pas d'autres méthodes que d'effectuer des essais nombreux, correspondant à des orientations très distinctes des axes des éprouvettes par rapport au réseau. Encore est-il indispensable que le même système de glissement intervienne quelle que soit l'orientation de l'axe de l'éprouvette. Souvent, lorsqu'on déforme des monocristaux cubiques centrés, il n'y a pas qu'un seul type de plans de glissement (cristallographiques) qui intervient mais plusieurs types, cristallographiques ou non.

Ce n'est alors que pour certaines orientations particulières de l'axe de sollicitation qu'un système de glissement donné peut être observé et il est dans ce cas impossible de faire varier notablement la contrainte normale au plan de glissement.

Enfin, il faut remarquer que lorsqu'on fait varier l'orientation de l'axe de sollicitation, on ne modifie pas uniquement le rapport entre la con-



trainte normale au plan de glissement et la cission τ : d'autres paramètres varient simultanément : la cission parasite τ , la vitesse de cisaillement, la surface extérieure des parties maclées, etc...

1.1.4. CONCLUSION - UTILISATION D'UN ESSAI SPECIFIQUE

En conclusion, rien ne s'oppose, en principe, à ce que les résultats des essais uniaxiaux puissent être analysés en considérant la contrainte effective sur le plan de glissement et non la seule cission τ (ch. 2-2). Mais il est souhaitable de pouvoir disposer d'un autre essai mécanique, adapté au problème particulier de l'étude du glissement et du maclage. J.M. DURANSEAUD (1) a proposé un essai de cisaillement direct entre couteaux, combiné avec une sollicitation normale au plan cisailé, qui permet :

- d'imposer une déformation qui soit un cisaillement simple
- de réaliser sur le plan cisailé un état contraint défini par la superposition de deux sollicitations indépendantes : un effort tranchant selon le plan cisailé et une sollicitation normale au plan cisailé.

Nous avons poursuivi son travail, en apportant certaines modifications au dispositif expérimental, à la réalisation de l'essai proprement dit et à son exploitation.

S/CH. 1.2...

DESCRIPTION DE L'APPAREIL DE CISAILLEMENT

Les essais de cisaillement direct n'ont guère été utilisés jusqu'à présent pour étudier le glissement (2-3) ou pour étudier le maclage, (bien que les travaux de R.I. GARBER (4) sur les macles de la calcite aient été réalisés en utilisant ce type d'essai). Séduisants dans leur simplicité, ils requièrent toutefois des précautions minutieuses pour être significatifs. Ils doivent en particulier :

- assurer une distribution des contraintes aussi homogène que possible dans la section de l'éprouvette soumise au cisaillement (cf. § 1.2.1.)
- être munis de dispositifs de mesure des déplacements des couteaux très sensibles car un faible déplacement de ceux-ci entraîne une déformation d'amplitude bien plus considérable que celle provoquée par le même déplacement des têtes d'une éprouvette de traction. Nous reviendrons sur ce point au

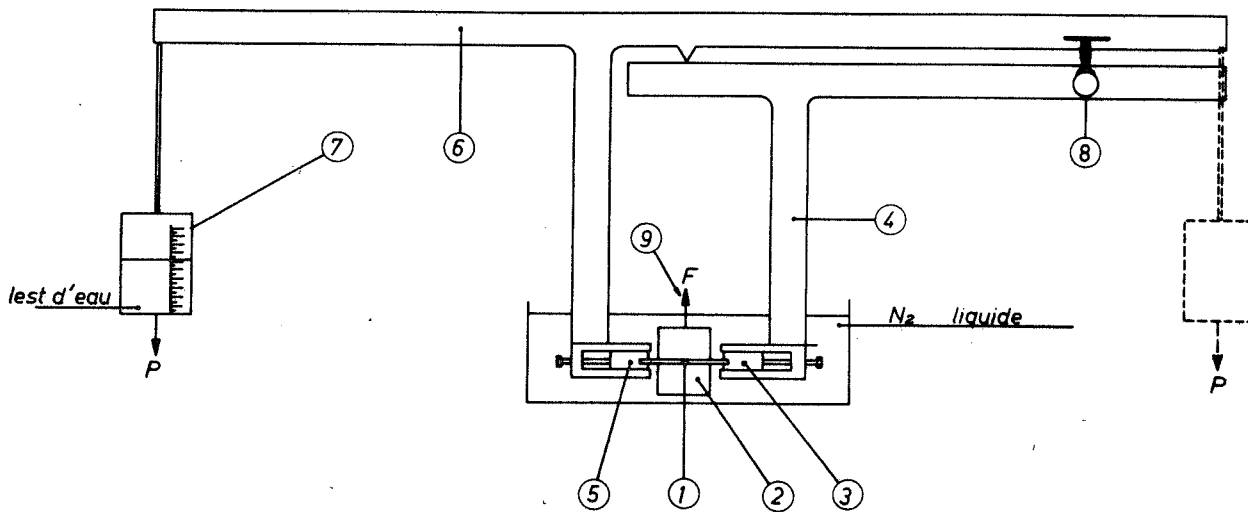


FIG. 1.3 a

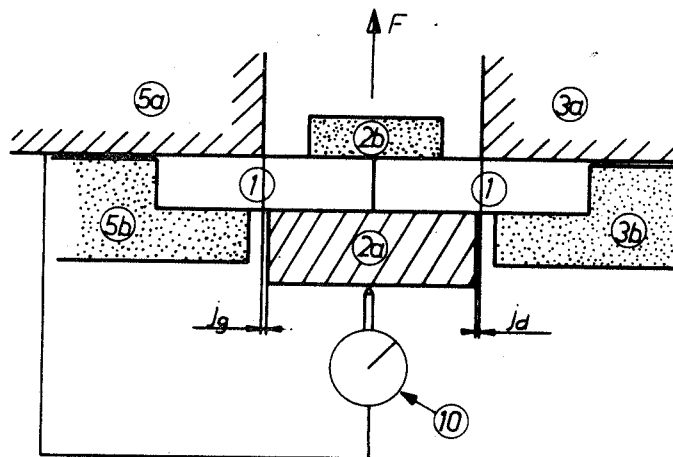


FIG. 1.3 b

- 1 - Eprouvette monocristalline, bicristalline ou polycristalline
- 2a - Couteau central mobile, relié à la tige d'une machine de traction
- 2b -
- 3b - | Contre-couteaux
- 5b - |
- 3a - Couteau de droite, immobile solidaire du bâti 4 de la machine
- 4 - Bâti de la machine
- 5a - Couteau de gauche solidaire du fléau 6
- 6 - Fléau
- 7 - Charge de compression (trait continu) ou de traction (trait pointillé)
- 8 - Mesure des déformations horizontales de l'éprouvette et des jeux
- 9 - Tige de la machine de traction non représentée
- 10 - Mesure du déplacement vertical du couteau central

FIG. 1.3 - Description de l'appareil de cisaillement

§ 1.4.4. : "limites élastiques conventionnelles" et au chapitre 3 : "problèmes de détection des macles". Nous exigeons en outre de l'essai que nous employons :

- qu'il permette d'appliquer des contraintes normales au plan cisailé (cf. § 1.2.2.)

- que les mesures soient significatives quelle que soit la température de l'essai et notamment à 77°K (cf. § 1.2.3.).

1.2.1. HOMOGENEITE DES CONTRAINTES DANS LA ZONE CISAILLEE

Celle-ci dépend :

- de la conception de l'appareil de cisaillement
- de la géométrie de l'éprouvette cisailée.

Le second point sera abordé au § 1.3. Nous ne considérons ci-dessous que les seules caractéristiques du dispositif d'essai. Dans la tranche de matière de l'éprouvette soumise à une déformation, l'homogénéité de la distribution des contraintes peut être compromise :

1.2.1.1. : par suite de la superposition d'un moment de flexion à l'effort tranchant. Ce couple est limité :

- en cisillant entre trois couteaux (Fig 1.3a) : deux couteaux supérieurs qui ne peuvent prendre aucun mouvement de translation vertical et un couteau inférieur pouvant seul se déplacer verticalement sous l'action d'une charge F.

- en calant efficacement l'éprouvette par des contre-couteaux qui réalisent un véritable encastrement de l'éprouvette. Elle ne peut donc subir aucune flexion, dans son ensemble.

- en réduisant le jeu entre couteaux haut et bas à une valeur très faible ($5 \cdot 10^{-2}$ mm.), identique à droite et à gauche.

1.2.1.2. : par suite de la concentration des contraintes sous les arêtes des couteaux (effet de compression de type poinçon). Celle-ci peut être supprimée dans la zone soumise au cisaillement et reportée dans une autre partie de l'éprouvette qui ne se déforme pas par cisaillement. C'est ce qui est réalisé lorsqu'on emploie des éprouvettes parallélépipédiques avec entailles (cf § 1-3). A l'exception du cas où la géométrie de l'éprouvette évite ces concentrations de contraintes, celles-ci ne peuvent pas être supprimées. La théorie de l'élasticité permet d'établir qu'une contrainte théoriquement infinie est atteinte juste au contact de l'arête. Nous montrerons au chapitre 3 que dans le cas de l'étude du maclage, l'existence de ces concentrations de contraintes peut être bénéfique. Dans le cas du glissement, cet effet parasite n'est sans doute pas déterminant, puisque les résultats sur éprouvettes polycristallines (§ 1-4) concordent avec l'hypothèse d'un cisaillement homogène.

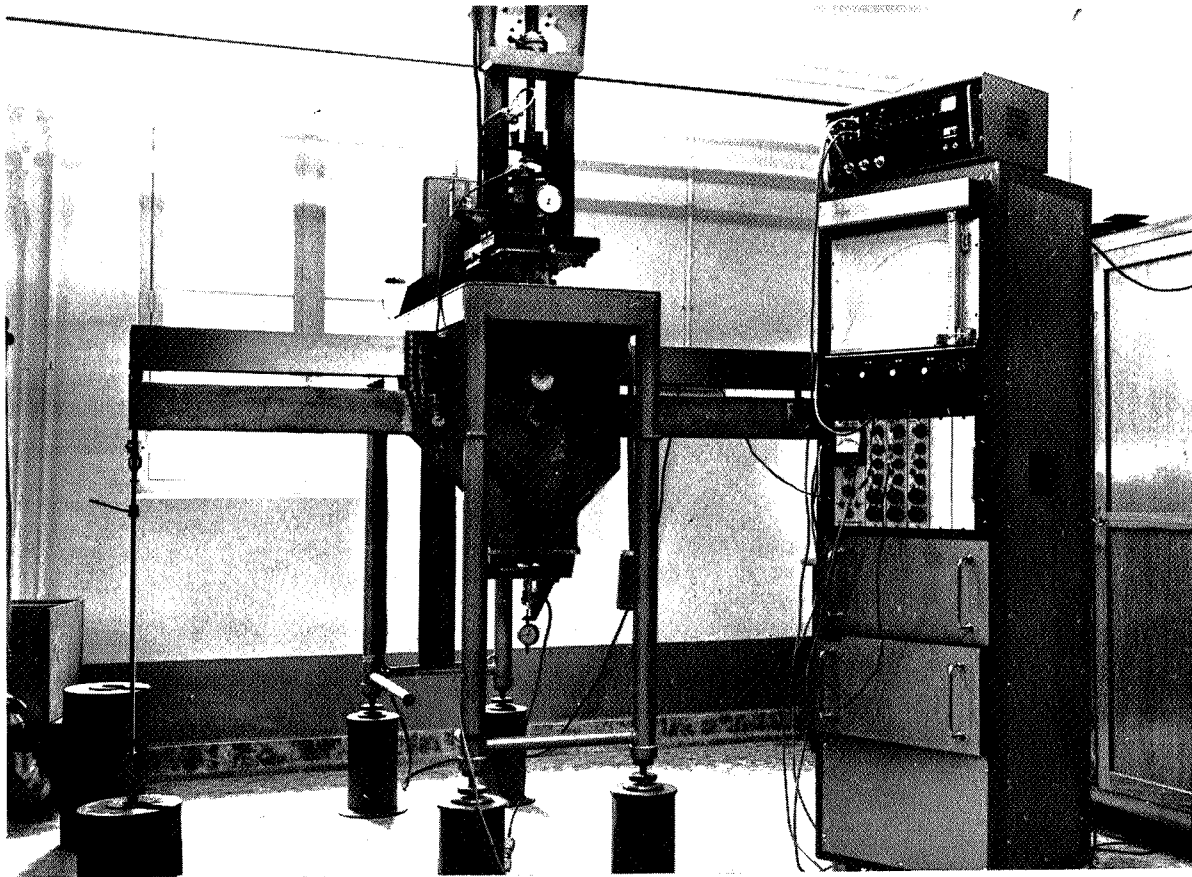


FIG. 1.4 - L'appareil de cisaillement utilisé. Cas des essais à la température ambiante.

1.2.2. APPLICATION DES CONTRAINTES NORMALES AU PLAN CISAILLE

Les contre-couteaux qui assurent l'encastrement de l'éprouvette ont encore pour but d'imposer sur l'extrémité de l'éprouvette une force P' de telle manière que le plan cisailé soit soumis à une contrainte σ_n

$$\sigma_n = P'/S$$

S étant la section de l'éprouvette dans la zone soumise au cisaillement. L'application de la charge P' , constante pendant le déroulement de l'essai est obtenue par une balance schématisée sur la figure 1-3b. Le contre-couteau de gauche est solidaire d'un fléau, appuyé sur le bâti de la machine sur lequel est fixé le contre-couteau de droite. En suspendant à une extrémité ou l'autre d'un fléau, une charge P , on applique donc une charge P' de compression ou de traction sur les extrémités de l'éprouvette. P' est relié à P par la géométrie de la machine. L'écartement variable des couteaux est la caractéristique principale de l'appareil de cisaillement utilisé. Cette propriété permet :

- d'appliquer une contrainte normale au plan cisailé
- d'imposer un jeu bien défini, à toute température
- de mesurer ce jeu pendant tout l'essai
- d'être à l'abri de contraintes parasites dues à des contractions

différentielles lors de la mise en température.

La charge appliquée P peut être soit une masse de fonte (Fig 1-4) soit un lest d'eau (Fig 1-3b). Dans le premier cas, la vitesse d'application de la contrainte normale est élevée et mal connue. Dans le second cas, cette vitesse peut être très lente et bien définie.

La photographie de la figure 1-4 représente l'ensemble du dispositif de cisaillement : l'appareil de traction permettant d'appliquer un effort tranchant F , la balance permettant d'appliquer la contrainte normale sur le plan cisailé et les appareils d'enregistrement.

1.2.3. MESURE DES CHARGES ET DES DEFORMATIONS

1.2.3.1. Mesures de l'effort tranchant F appliqué

Celles-ci sont effectuées en mesurant l'ovalisation d'un anneau dynamométrique, soit au moyen d'un comparateur très précis (1 graduation = 0,002 mm) soit au moyen d'un capteur inductif. L'erreur sur la mesure de l'effort tranchant est en conséquence très faible :

$$dF/F < 0,001$$

Par contre, ce procédé de mesure des charges introduit une grande

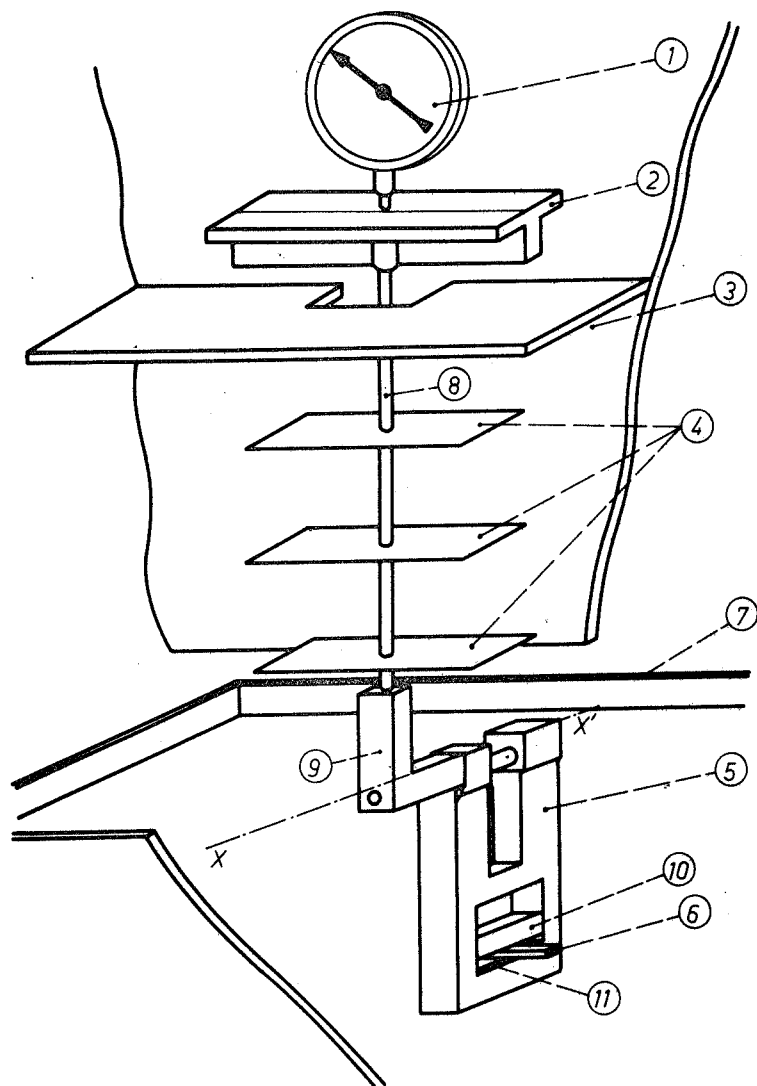


FIG. 1.5 - Mesure des déformations à basse température

- 1 - Comparsateur (ou capteur inductif de déplacements) solidaire du bati 3
- 2 - Masse thermique en cuivre
- 3 - Bati de la machine
- 4 - Ecrans (tôle de cuivre)
- 5 - Support mobile du couteau central
- 6 - Epruvette
- 7 - Cuve contenant le bain cryogénique (niveau du bain XX')
- 8 - Tige de transmission des déplacements (en silice)
- 9 - Couteau central
- 10- Contre-couteau

élasticité dans la tringlerie de la mise en charge. L'appareil de cisaillement utilisé est très "doux". Cette particularité explique l'aspect des courbes de maclage enregistrées (cf. ch. 3).

1.2.3.2. Mesure des déformations

La déformation de matériaux polycristallins n'est pas rigoureusement un cisaillement simple. La déformation de l'éprouvette est suivie en enregistrant d'une part le déplacement relatif g_T du couteau central par rapport aux couteaux latéraux et d'autre part la somme des jeux j_d et j_g qui peuvent évoluer en cours d'essai (Fig 1-3a et 1-3b). Le dispositif permettant de faire ces mesures à la température ambiante a déjà été décrit (5). Nous avons seulement augmenté la précision du dispositif de mesure.

Le dispositif permettant de faire les mesures pendant les essais dans l'azote liquide est représenté figure 1-5. La précision de la mesure est celle d'un comparateur dont l'unité de graduation est égale à 2 microns. Une tige en silice (8) transmet les déplacements g_T . Avant le début de l'essai, un temps de stabilisation de la température d'environ 45 mn est observé. En fait, on peut constater sur le comparateur (1) qu'il suffit d'une demi-heure pour que, toutes contractions ou dilatations relatives des diverses pièces du dispositif ayant cessé, le zéro de celui-ci soit stabilisé. La durée des essais étant importante (3 h), une détérioration de la fidélité pourrait se produire au bout d'un certain temps par suite des courants de convection d'azote évaporé. Le comparateur est isolé thermiquement de la paroi (3) du bati. Trois écrans très légers en tôle mince (0,2 mm) limitent les courants de convection ascendants. A l'extrémité de la tige (8) en matériau mauvais conducteur (silice), une masse thermique en cuivre stabilise en ce point la température. Des essais de contrôle ont permis de vérifier que, même après plusieurs heures d'essai, aucune dérive du dispositif de mesure n'était obtenue.

N.B. Une description beaucoup plus précise de la technologie du dispositif d'essai : réalisation des pièces principales (nature et géométrie des couteaux et contre-couteaux), divers dispositifs de mesure des déformations, fixation de l'éprouvette selon que la contrainte normale au plan cisailé agit en traction ou compression... fait l'objet d'un rapport interne (6).



S/CH 1-3ETATS CONTRAINTS ET DEFORMES OBTENUS PAR CISAILLEMENT DIRECTENTRE COUTEAUX - CAS DES MATERIAUX ISOTROPES ET POLYCRISTALLINS1.3.1. INTERET DES ESSAIS SUR POLYCRISTAUX

Bien que l'appareil de cisaillement que nous venons de décrire ait été construit pour étudier les mécanismes de déformation plastique sur monocristaux, une grande importance a été accordée aux essais sur polycristaux. Nous précisons ci-dessous pour quelles raisons il nous a paru utile de faire des essais sur matériaux polycristallins parallèlement aux essais sur monocristaux.

1.3.1.1. L'étude de l'homogénéité de la distribution des contraintes dans la zone cisailée est indispensable si on veut connaître les conditions effectives de l'apparition du glissement ou du maclage au cours de nos essais.

Les méthodes classiques qui permettent de mesurer des contraintes ou des déformations : jauges, vernis, grilles... sont très délicates à employer sur les éprouvettes que nous utilisons avec l'appareil de cisaillement décrit. Ces éprouvettes ont en effet une section très faible (2 x 3 ou 2,5 x 5 mm), la charge maximale pouvant être appliquée n'étant que de 1 T. Un second dispositif de cisaillement permettant de déformer des éprouvettes dont les dimensions sont vingt fois supérieures aux précédentes a été construit dans le but de pouvoir effectivement mesurer in situ les contraintes et déformations élastiques et plastiques du matériau en cours d'essai. De telles (macro) éprouvettes (400 x 40 x 60 mm) ne peuvent pas être monocristallines.

Bien que l'état déformé ne soit pas rigoureusement le même lorsque le matériau est isotrope ou très anisotrope, les perfectionnements qui peuvent être obtenus sur macroéprouvettes polycristallines sont en général directement extrapolables aux microéprouvettes monocristallines. On peut en particulier penser que si on a réussi à réaliser l'homogénéité d'une distribution de contraintes selon la direction de cisaillement sur un matériau isotrope, cette homogénéité est conservée sur un matériau ayant pour direction d'anisotropie plastique (direction de glissement ou de maclage) la direction de cisaillement.

L'étude qui suit a pour but de définir la géométrie optimale de l'éprouvette de cisaillement, qui permet d'obtenir soit dans une zone de l'éprouvette, soit seulement selon une section droite, un cisaillement simple homogène.



1.3.1.2. L'extrapolation des résultats de l'étude sur macroéprouvettes aux essais sur microéprouvettes a été justifiée par des essais complémentaires. La même méthode expérimentale a été employée. En raison de la grande similitude des résultats obtenus, ces essais complémentaires ne sont pas présentés dans ce travail. L'étude présentée au chapitre 1-4 est également une confirmation indirecte de l'homogénéité des cisaillements au cours d'un essai sur microéprouvettes.

1.3.1.3. Si notre but en effectuant ces essais sur polycristaux est d'estimer soit directement soit indirectement la qualité de l'essai sur monocristaux, la possibilité de pouvoir utiliser l'essai sur polycristaux a toutefois retenu notre attention. Il n'entre pas dans la perspective de ce travail de définir pour quelles applications particulières l'essai de cisaillement peut être un essai mécanique intéressant. Signalons seulement trois groupes d'utilisations possibles :

- les études de propriétés mécaniques non isotropes. Les essais sur monocristaux appartiennent à ce groupe d'utilisations de l'essai. Mais des essais similaires peuvent être effectués sur les matériaux polycristallins ayant une direction ou un plan d'anisotropie élastique ou plastique.

- les études des propriétés mécaniques de matériaux à plusieurs phases ou composites. La localisation de la déformation, qui est une des caractéristiques de l'essai, permet de suivre l'aptitude à la déformation plastique d'une zone particulière d'un matériau, pourvu que celle-ci soit d'une dimension suffisante pour traverser complètement une microéprouvette (ex. essais normalisés sur cordons de soudure...)

- les études du comportement mécanique de matériaux effectivement soumis soit à un cisaillement direct (rivets, goupilles...) soit à une déformation qui est un cisaillement simple (copeaux...)

Une étude détaillée des applications possibles de l'essai de cisaillement sur matériaux polycristallins, avec ou sans sollicitation normale au plan cisailé, est faite dans un rapport interne (7).

1.3.2. MOYENS DE L'ETUDE

L'étude a été effectuée en simulant la déformation plastique ou élastique obtenue sur l'appareil de cisaillement décrit au chapitre 1.2. Ce second appareil de cisaillement est présenté sur la figure 1-6. Comme le premier, il permet de cisailer sur deux plans. Les couteaux latéraux sont fixes. Seul un

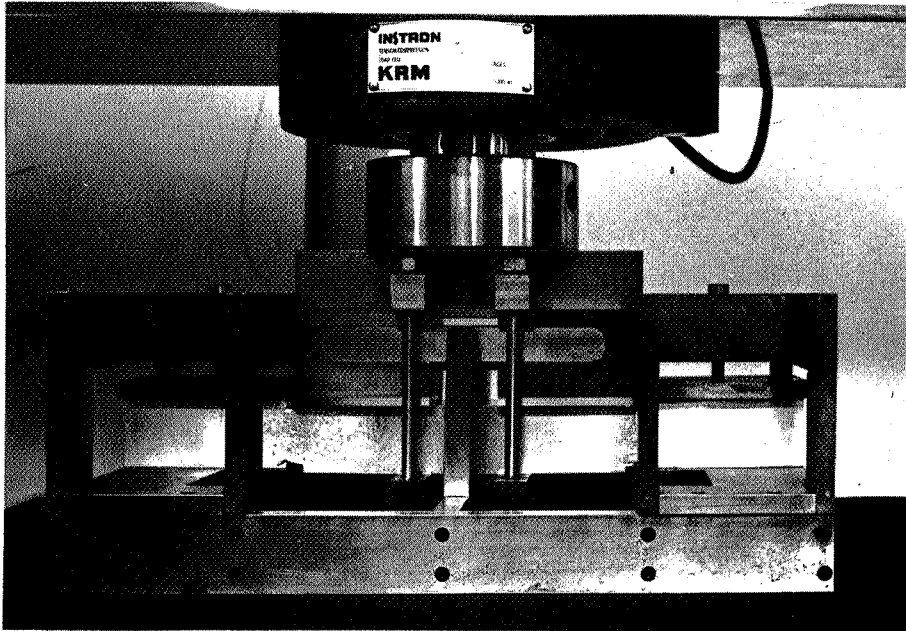


FIG. 1.6 a - "Simulateur" de cisaillement.



FIG. 1.6 b - Epruvette à entailles rectangulaires soumise au cisaillement sur le simulateur.

poinçon central peut se déplacer verticalement. Celui-ci est constitué de deux parties indépendantes qui peuvent se déplacer horizontalement. Le jeu entre couteaux latéraux et couteaux du poinçon est fixe pendant l'essai mais il peut être réglé avant essai avec précision. Des contre-cales, liées aux divers couteaux, empêchent l'éprouvette de fléchir. Le dispositif a été calculé pour pouvoir supporter une charge maximale de 50 T. Une simulation exacte du premier dispositif de cisaillement aurait exigé que la charge maximale puisse être de 400 T, puisque toutes les dimensions ont été multipliées par 20[†]. La possibilité d'imposer une telle charge étant exclue, nous avons dû utiliser deux matériaux distincts pour réaliser les éprouvettes :

- l'étude de la déformation élastique a été effectuée sur macroéprouvettes en acier, ce qui permet de comparer au mieux les résultats avec les microéprouvettes en fer silicium.

- l'étude de la déformation plastique a été effectuée sur des éprouvettes en aluminium. Celui-ci a été solidifié dans des conditions telles que le diamètre des grains (1 à 2 mm) soit à peu près vingt fois le diamètre des cristaux de l'alliage fer silicium élaboré pour les études de déformation de microéprouvettes polycristallines (ch. 1-4). On observera au chapitre 1-3-4 qu'une anisotropie de déformation importante résulte d'une telle structure de grains.

L'étude de la déformation élastique a été réalisée par photo-élasticité. Comme elle double l'étude de la déformation plastique et conduit à des conclusions similaires, nous limiterons la présentation des résultats aux seules mesures de déformation plastique.

1.3.3. ETUDE EXPERIMENTALE DE LA DEFORMATION PLASTIQUE

1.3.4.3. Méthode employée.

L'étude a été effectuée par analyse des déformations rémanentes d'une grille dessinée sur une face verticale des éprouvettes.

Nous considérons trois types d'éprouvettes :

- les éprouvettes parallélépipédiques, non entaillées (Fig 1-7)

† Le premier dispositif de cisaillement impose une charge maximale de 1 T.

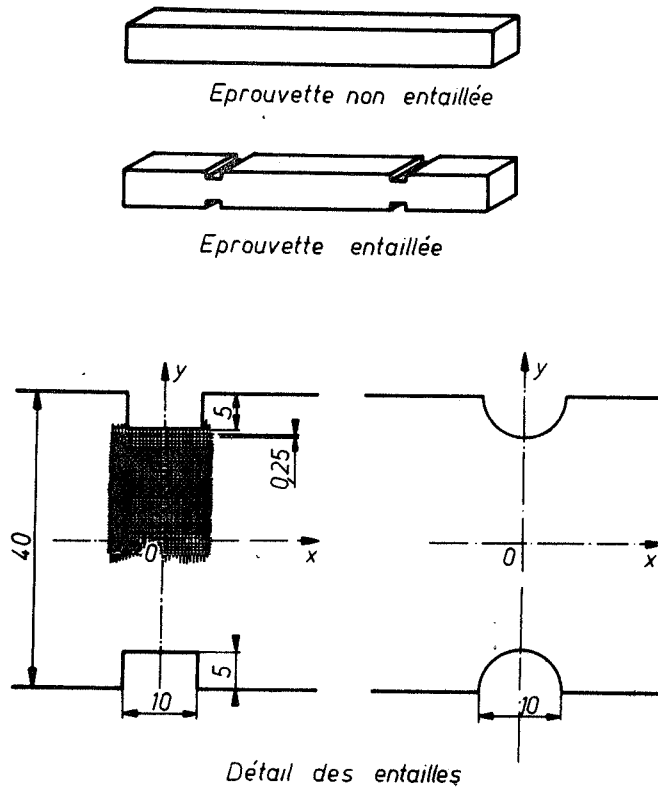


FIG. 1.7 - Profil des éprouvettes entaillées -
Analyse des déformations par la méthode des
grilles

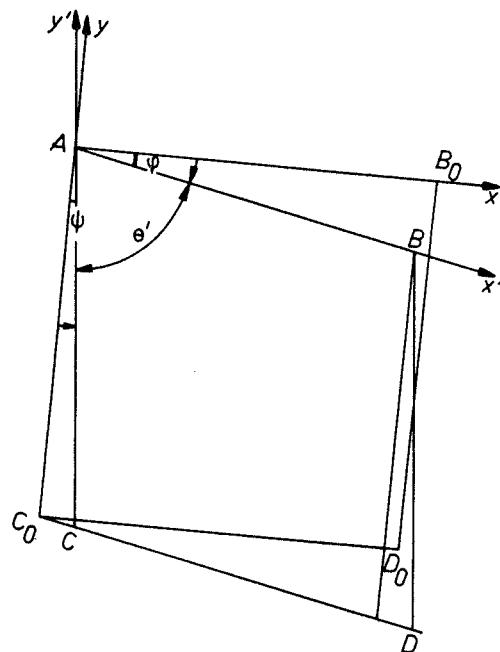


FIG. 1.8 - Déformation d'un carré élémentaire
de la grille

- les éprouvettes à entailles rectangulaires (Fig 1-7) : bien que ce profil ne permette pas la meilleure distribution des contraintes, il est facile à réaliser sur monocristaux

- les éprouvettes à entailles demi-cylindriques. Ce profil permet d'obtenir la distribution des cisaillements la plus homogène.

Les grilles sont tracées sur le métal en le rayant superficiellement par un diamant. On a tracé une cinquantaine de traits verticaux, parallèles à la direction de cisaillement et environ quatre-vingt traits horizontaux, normaux au plan cisailé. L'écartement entre deux traits est de 0,25 mm. Une attaque macrographique révèle au préalable les joints de grains, ce qui permet de suivre l'anisotropie des déformations.

Après déformation, chaque carré élémentaire $AB_0D_0C_0$ de la grille (Fig 1-8) devient un parallélogramme $ABDC$. On mesure par une méthode optique les angles Ψ et ψ , ainsi que les longueurs AB et AC . Les trois paramètres suivants :

$$\begin{aligned}\theta' &= \frac{\pi}{2} - \psi - \Psi \\ e_x &= (AB - AB_0)/AB_0 \\ e_y &= (AC - AC_0)/AC_0\end{aligned}$$

définissent la déformation, supposée plane, de chaque carré élémentaire. A partir d'eux, on peut calculer les composantes du tenseur de Cauchy des déformations (voir annexe A1-1).

En fait, l'anisotropie de la déformation est suffisamment importante pour nécessiter une méthode un peu plus compliquée qui corrige les effets de l'anisotropie. L'emplacement réel des "noeuds" de la grille est porté sur calque. Une nouvelle grille est ajustée sur le réseau des noeuds effectifs. Toutes les mesures sont faites sur cette seconde grille.

Il est particulièrement intéressant de considérer l'influence de la géométrie de l'éprouvette sur :

- la valeur de l'angle ψ dans la zone cisailée. Cet angle est d'autant plus faible que la déformation est proche d'un cisaillement simple.
- le gradient de cisaillement selon la direction de cisaillement

$$\left[\frac{\partial \theta'}{\partial y} \right]_{x = x_0} = g(x_0, y)$$

Ce gradient doit être aussi faible que possible dans une certaine tranche de l'éprouvette et au moins dans le plan $x = 0$.

- le gradient de cisaillement selon la direction normale au plan de cisaillement

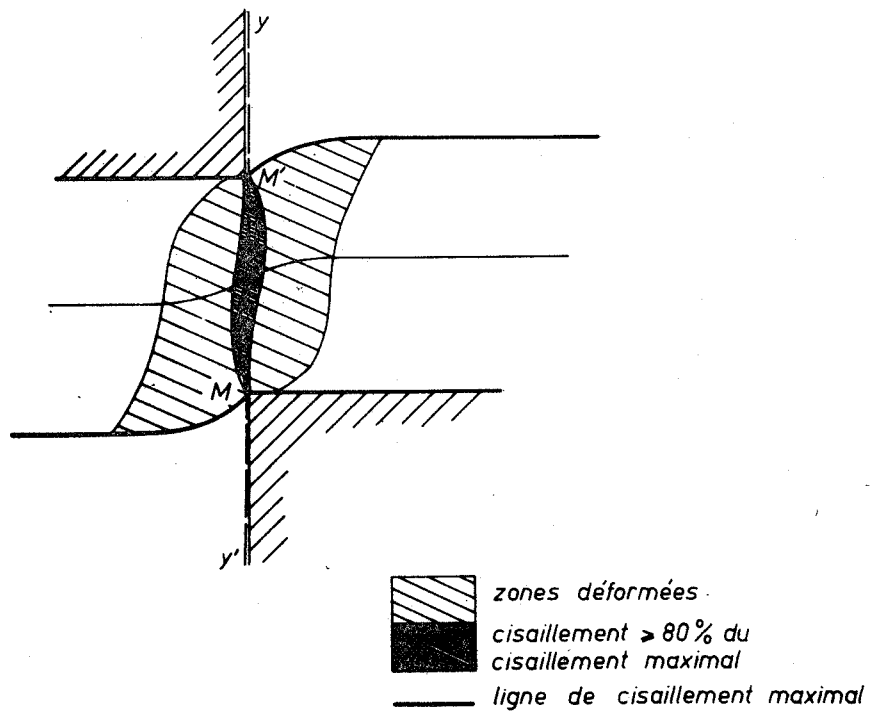
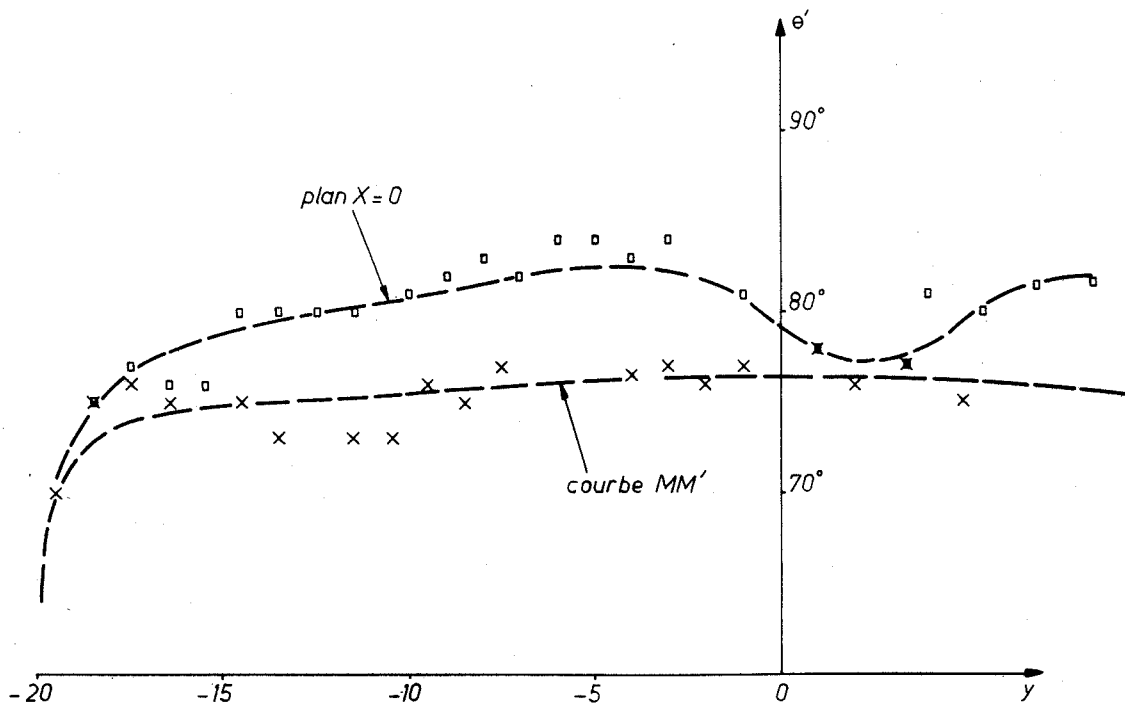


FIG. 1.9 - Zones déformées



$$\left[\frac{\partial \theta}{\partial x} \right]_{y = y_0} = f(x, y_0)$$

Ce gradient est nul loin de la zone cisailée. Au voisinage du plan des faces des couteaux ($x = 0$), il peut être également nul entre certaines valeurs de x . On peut caractériser ainsi la largeur de la zone soumise à un cisaillement homogène, à un cisaillement nul ou à un cisaillement représentant un certain pourcentage du cisaillement maximal.

1.3.3.2. Déformation des éprouvettes non entaillées

La figure 1-10 représente une éprouvette ayant subi une déformation d'amplitude $g_T = 1,5$ mm, soit $g_T / e = 3,75 \cdot 10^{-2}$ (voir au ch. 1-14 la justification de l'emploi de ce rapport). On peut distinguer (Fig. 1-9) sur la grille déformée :

- la courbe MM' qui joint les points d'inflexion des lignes horizontales de la grille (valeurs maximales du cisaillement). Cette ligne est symétrique par rapport au point $x = 0$ et $y = 0$ mais elle s'écarte très sensiblement du plan $x = 0$ des faces des couteaux (le jeu j entre ceux-ci est nul).

- une zone telle qu'en tout point le cisaillement θ' soit supérieur ou égal à 80 % du cisaillement maximal. Cette zone n'est pas symétrique par rapport au plan $x = 0$ mais ses frontières s'écartent moins d'une direction parallèle aux faces des couteaux que la ligne MM' de cisaillement maximal.

- une zone très large, telle qu'en tout point de celle-ci le matériau ait subi une déformation. Cette zone n'est pas du tout symétrique par rapport au plan des couteaux.

Plusieurs conclusions résultent de cette série de mesures :

- sauf au voisinage des couteaux (et en corrigeant les effets parasites de l'anisotropie du matériau) on peut considérer que la déformation est en tout point un cisaillement simple :

$$\psi \sim 0$$

- on ne peut pas définir une zone de cisaillement simple homogène ni même rigoureusement un plan de cisaillement simple homogène. Dans le plan des couteaux ($x = 0$), les cisaillements θ' ne sont pas constants (Fig. 1-11). Par contre le gradient de cisaillement est très faible selon la courbe MM' (Fig. 1-11). La qualité de l'essai est donc liée à la courbure de MM'. Si cette dernière courbe s'écarte peu du plan $x = 0$, on peut considérer qu'il existe pratiquement un plan de cisaillement homogène et l'essai sur monocristaux peut être satisfaisant. Dans le cas contraire, l'essai est de médiocre qualité.

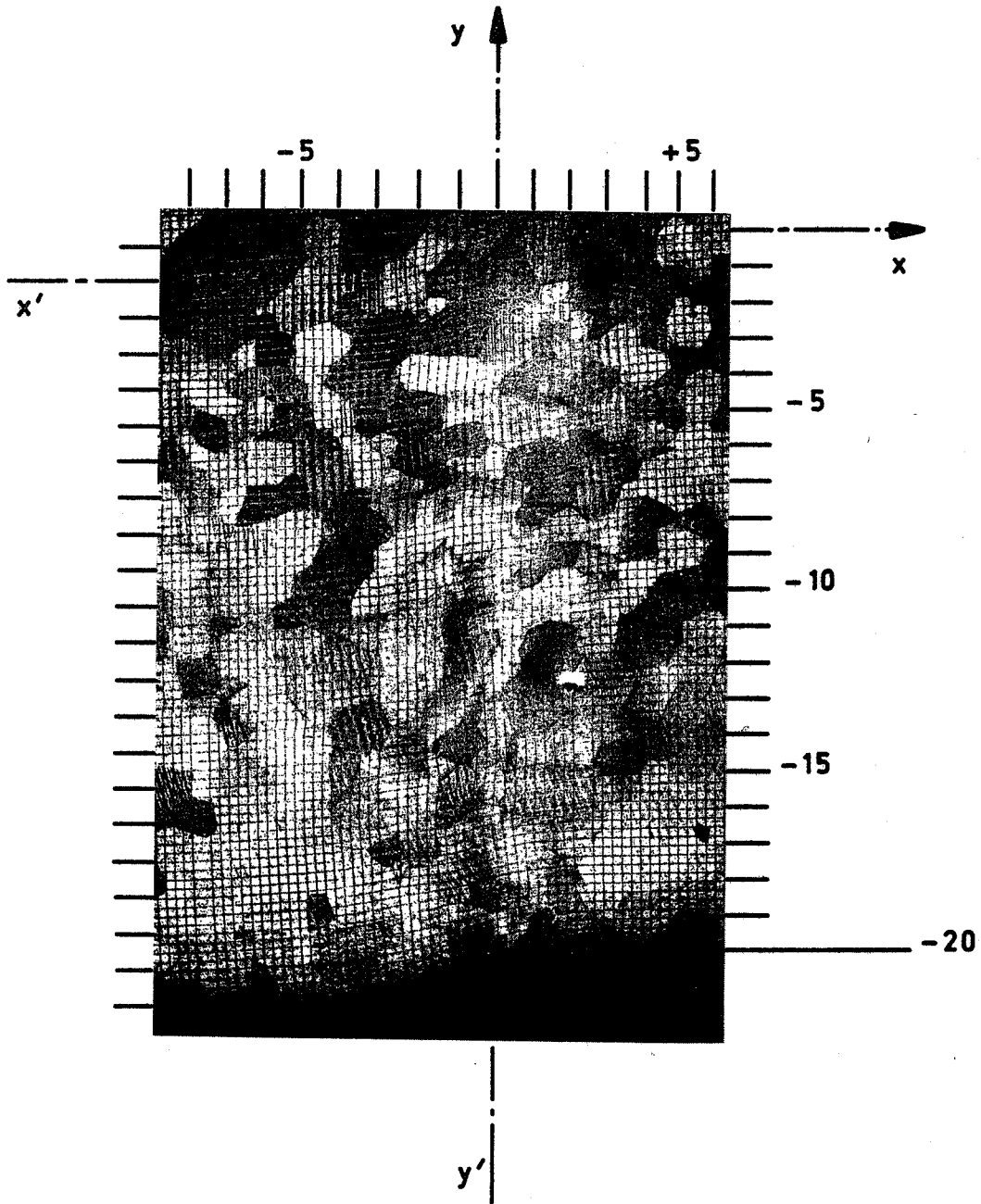


FIG. 1.10 - Photographie de l'éprouvette déformée.

DEFORMATIONS DES EPROUVETTES NON ENTAILLEES.

La courbure de la ligne MM' vient en partie du fait que le matériau cède d'abord par compression directe puis par cisaillement (9). Elle dépend par conséquent du matériau de l'éprouvette et du profil exact des couteaux (arrondi des arêtes et éventuellement angle de la face d'appui du couteau avec la face comprimée de l'éprouvette).

Les possibilités de l'étude simulée s'arrêtent donc dans ce cas à cette constatation. Un essai direct sur microéprouvettes dont les faces ont été rayées par microdureté s'impose si on veut savoir exactement, dans chaque cas particulier, de combien la courbe MM' s'écarte du plan $x = 0$ et par conséquent estimer la qualité de l'essai.

1.3.3.3. Cisaillement d'une éprouvette entaillée : cas des entailles rectangulaires.

Les observations sont faites sur une éprouvette ayant successivement subi une déformation de faible amplitude puis d'amplitude élevée.

Cas 1 : $g_T = 1,10$ mm $g_T / \text{largeur de l'entaille} = 0,11$

Cas 2 : $g_T = 2,60$ mm " " = 0,26

Les photographies de la figure 1-12 montrent l'aspect de la grille déformée dans l'un et l'autre cas. Le schéma de la figure 1-13 illustre les conclusions des mesures effectuées : on peut distinguer plusieurs zones :

- une zone de cisaillement simple, pratiquement homogène (Fig. 1-13 et 1-16a) :

$$\psi \sim 0 \quad \theta' \sim \theta'_0$$

- une zone de cisaillement dévié mais dont l'intensité du cisaillement est peu différente de celle précédemment obtenue (Fig. 1.13) :

$$\psi \neq 0 \quad \theta' \sim \theta'_0$$

- des zones de concentration de déformations à chaque angle droit du fond des entailles (Fig. 1-16c) et une zone sans déformations près de la surface libre du fond des entailles (Fig. 1-16b).

L'étendue de la zone des cisaillements simples homogènes varie avec l'amplitude de g_T . Lorsque la déformation est de faible amplitude, la largeur de la zone homogène varie peu avec y (Fig. 1-15) :

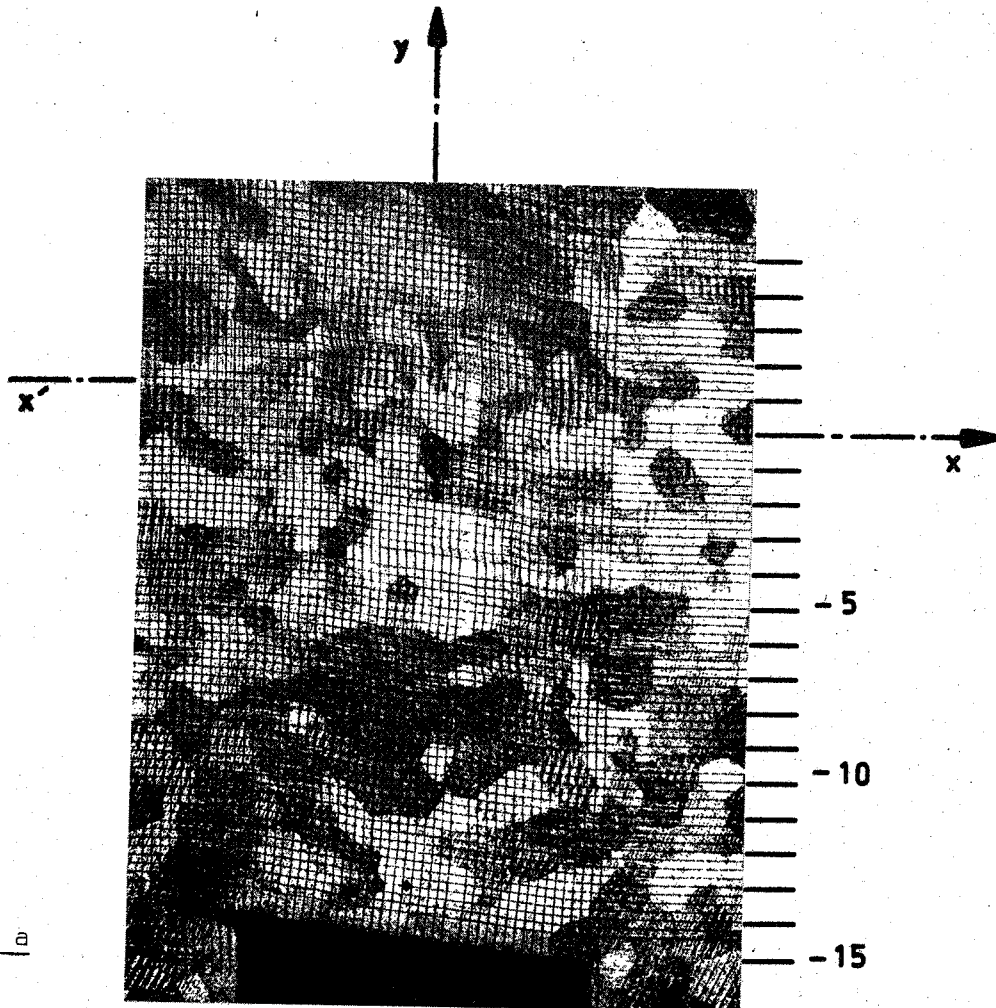


FIG. 1.12 a

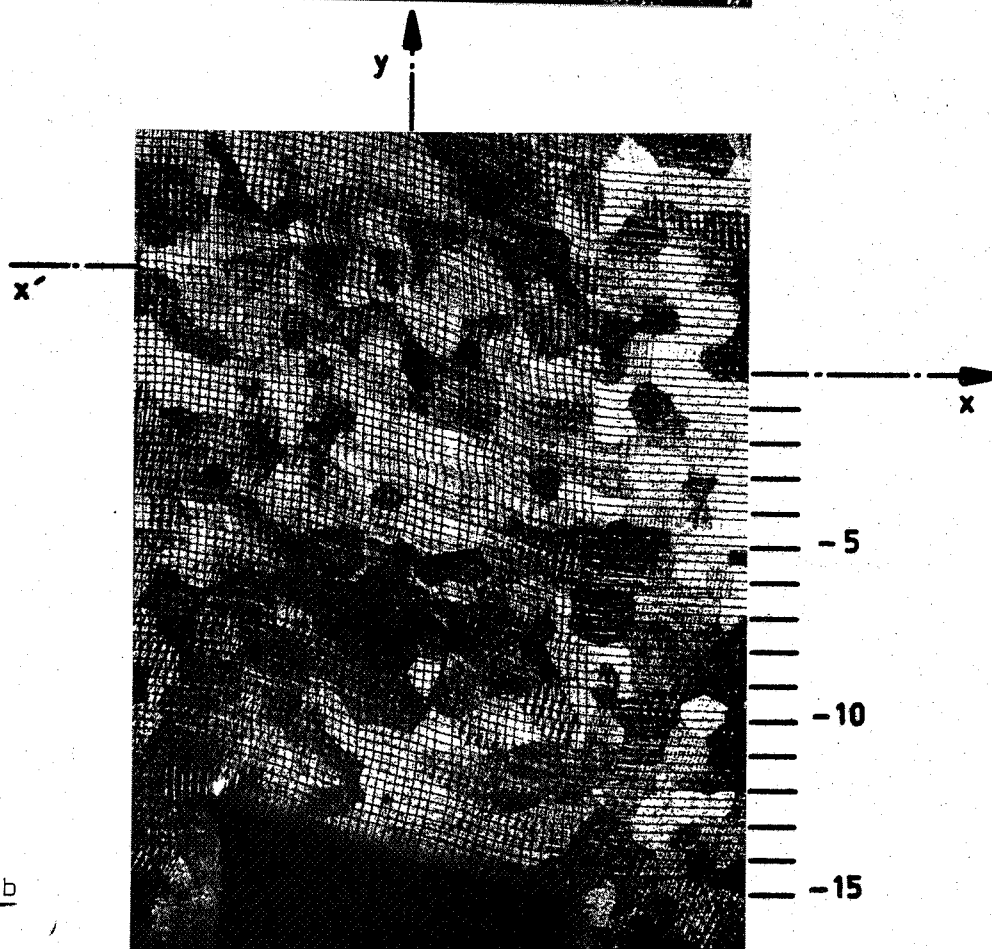


FIG. 1.12 b

FIG. 1.12 - Epruvettes à entailles rectangulaires. Cas d'un faible cisaillement moyen ($\theta' = 83^\circ$) et d'un fort cisaillement moyen ($\theta' = 74^\circ$).

$$\theta' = 83^\circ \text{ pour } y = 0 \text{ et } -2,5 < x \leq 3$$

$$\text{pour } y = -10 \text{ et } -3 \leq x \leq 1,5$$

Le plan médian de la zone homogène n'est toutefois pas confondu avec le plan de symétrie de l'entaille par suite des concentrations de contraintes importantes au coin des fonds d'entailles. La zone de déformation homogène s'entend en début d'essai sur une largeur égale à environ la moitié de la largeur de l'entaille et sur une hauteur supérieure aux deux tiers de l'épaisseur cisailée de l'éprouvette.

Lorsque l'amplitude de la déformation augmente, la zone des cisaillements simples homogènes tend à disparaître. Ainsi (Fig. 1-15), dans le plan de la fibre neutre, le gradient horizontal de cisaillement n'est jamais nul. Dans le plan vertical $x = 0$, un gradient de cisaillement apparaît :

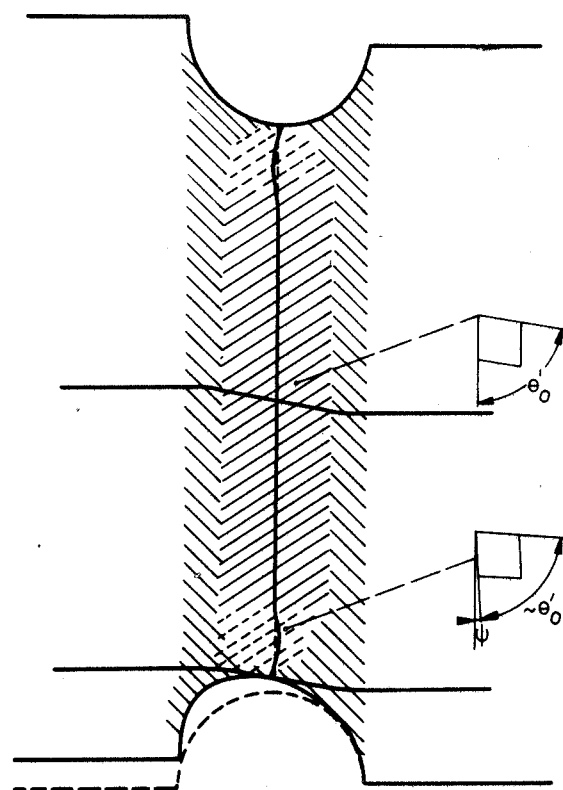
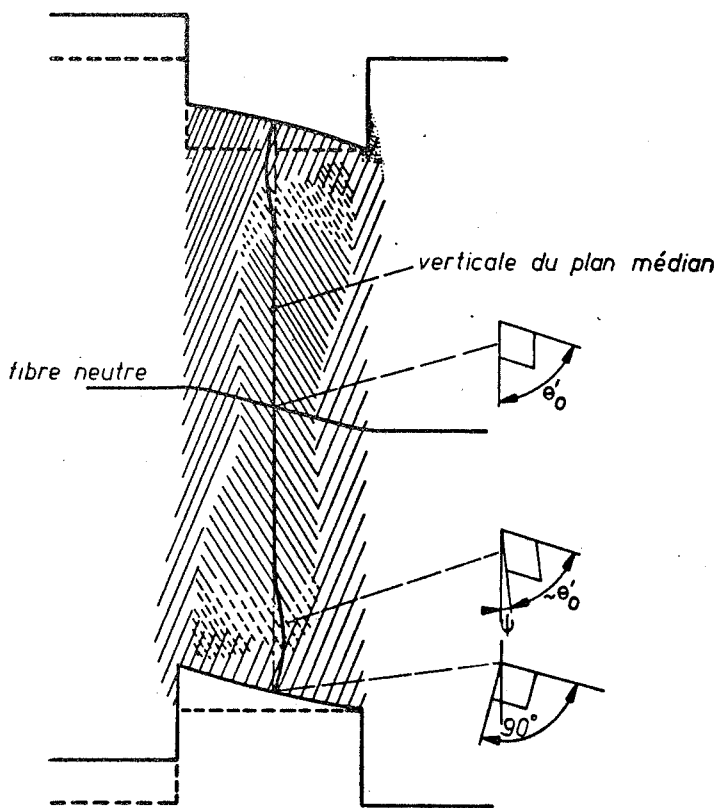
- si $y = 0$ le minimum de $\theta' = 71^\circ$ pour $x = 1$
- si $y = -6$ le minimum de $\theta' = 74^\circ$ pour $-2,5 \leq x \leq +3$

En conclusion, l'état déformé est un cisaillement simple et homogène sur une grande partie de la zone entre entailles, au moins au début de l'essai. Mais des concentrations élevées de contraintes aux coins des entailles provoquent des déformations localisées importantes qui altèrent la symétrie de la déformation par rapport au plan de symétrie de l'éprouvette. La qualité de l'essai tend à se détériorer en cours d'essai.

1.3.3.4. Cisaillement d'une éprouvette entaillée : entailles demi-cylindriques

Ce type d'entailles, malheureusement difficile à réaliser sur une éprouvette monocristalline, permet d'éliminer la plupart des défauts précédemment énoncés (Fig. 1-14) :

- il n'y a pas de concentrations locales de contraintes
- la déformation est symétrique par rapport au plan de symétrie de l'entaille
- au voisinage de la surface libre, l'état de cisaillement n'est toutefois pas simple et de plus faible amplitude que dans le reste de la partie déformée.



cisaillement simple homogène
 cisaillement homogène
 autres zones déformées

cisaillement simple homogène
 cisaillement homogène
 autres zones déformées

FIG. 1.13 - Cas d'entailles rectangulaires

FIG. 1.14 - Cas d'entailles demi-cylindriques

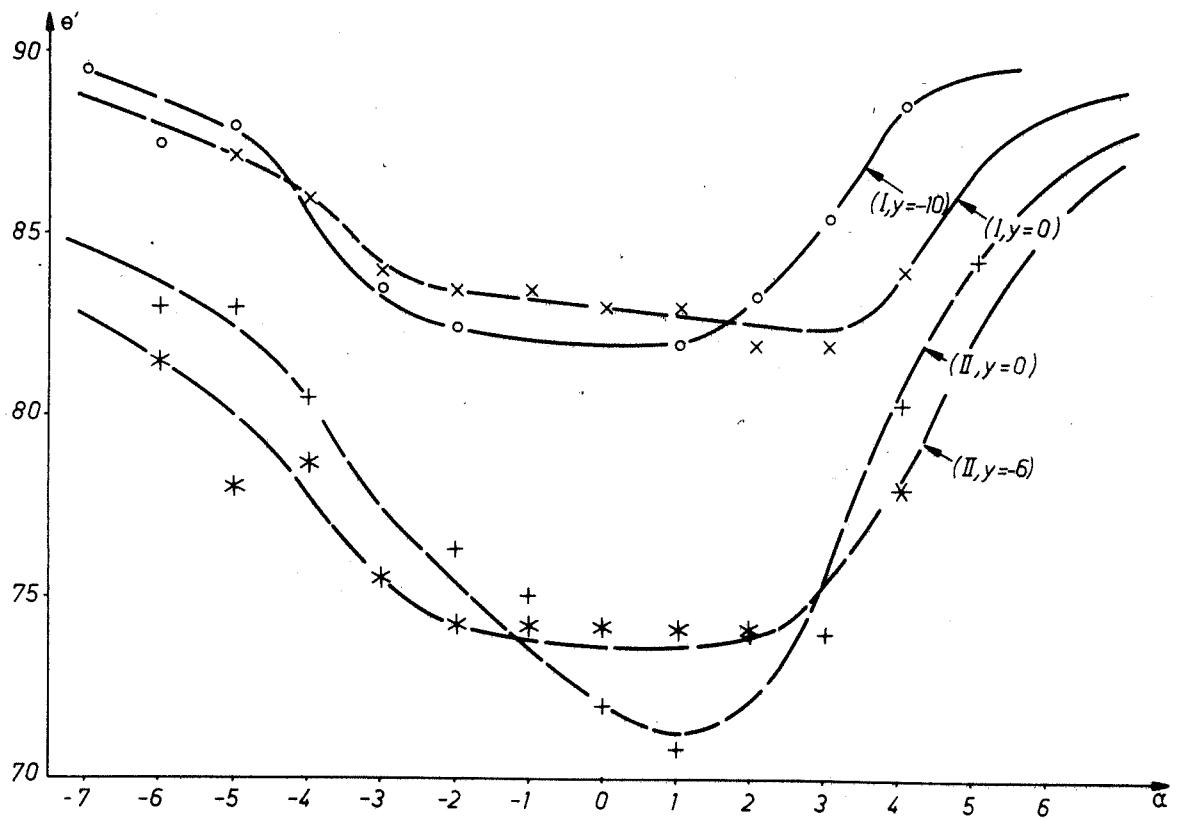


FIG. 1.15 - Eprouvette avec entailles rectangulaires
Gradients de cisaillement dans des plans horizontaux

FIG. 1.16 a -
Cisaillement
simple

Point $x = 0$
 $y = 3$

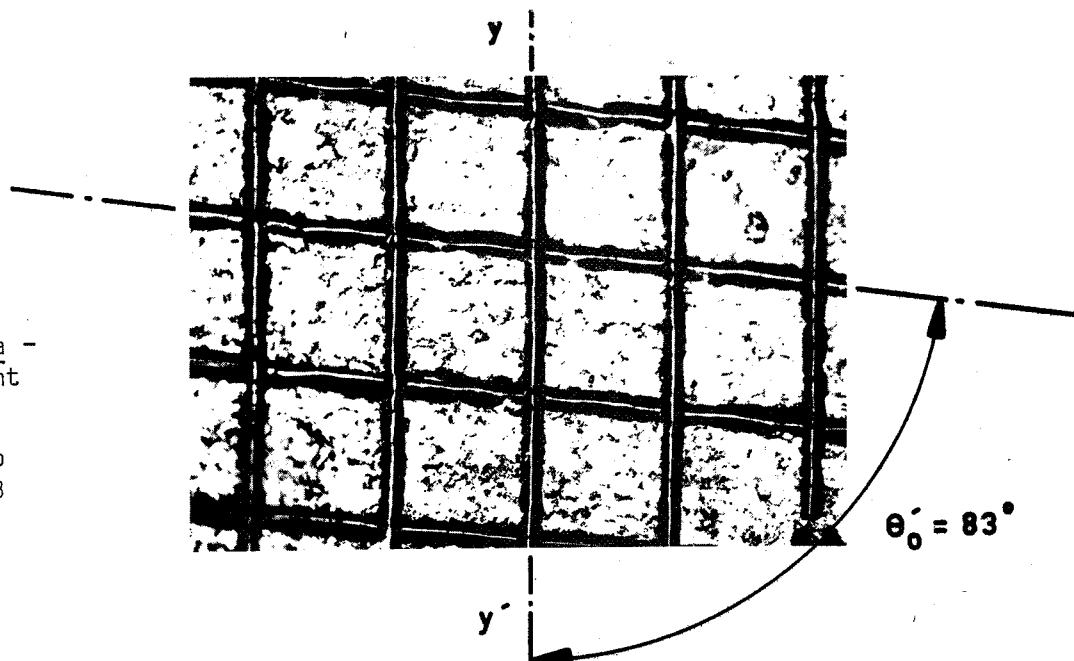


FIG. 1.16 b -
Rotation sans
déformation

Point $x = 0$
 $y = -14,25$

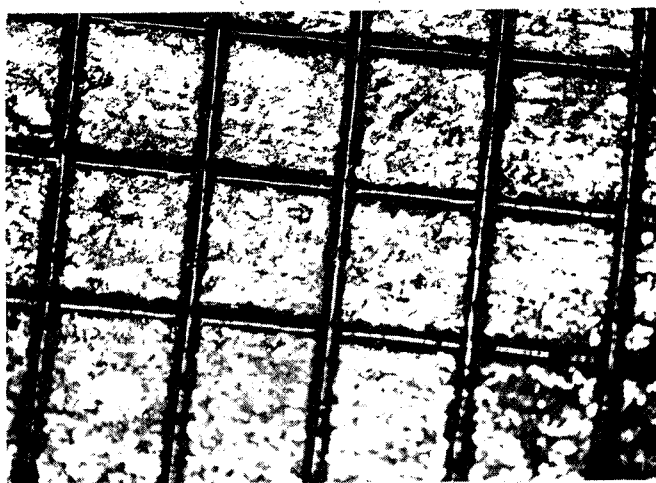


FIG. 1.16 c -
Concentration de
déformation à
l'angle des entailles

Point $x = -5$
 $y = -15$

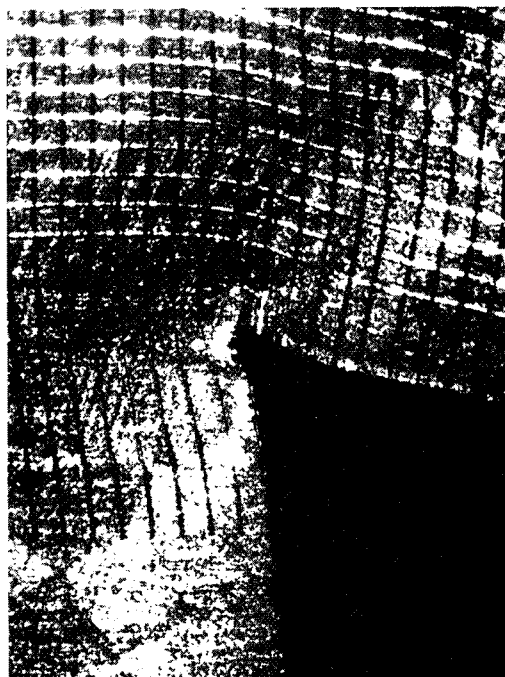


FIG. 1.16 - Eprouvettes à entailles rectangulaires

1.3.4. CONCLUSIONS

Les éprouvettes non entaillées :

- s'usinent les plus facilement, ce qui est un avantage certain pour une éprouvette monocristalline
- subissent des déformations d'amplitude élevée, qui sont des cisaillements simples
- ne possèdent pas rigoureusement un plan de cisaillement homogène. Toutefois, la surface de cisaillement maximal est pratiquement une surface de cisaillement homogène. L'écart entre cette surface de cisaillement maximal et le plan des faces des couteaux peut être faible. On peut alors parler d'un plan de cisaillement simple, homogène et maximal.

Les éprouvettes avec entailles rectangulaires :

- subissent une déformation qui est voisine d'un cisaillement simple homogène, dans toute une zone de l'éprouvette de forte largeur (presque la demi-largeur de l'entaille), tant que la déformation est de faible amplitude.
- sont soumises toutefois à des déformations très distinctes dans le voisinage des entailles : déformation nulle au voisinage de la partie médiane du fond de l'entaille et très élevée aux coins des entailles. Le plan moyen de déformation fait un certain angle avec le plan de sollicitation des couteaux.

Les éprouvettes avec entailles cylindriques :

- subissent une déformation qui est également un cisaillement simple homogène. Mais l'entaille n'introduit pas d'effets parasites importants sauf une faible décroissance et une déviation des cisaillements. Le plan moyen des déformations est le plan de sollicitation des couteaux.

S/CH 1-4

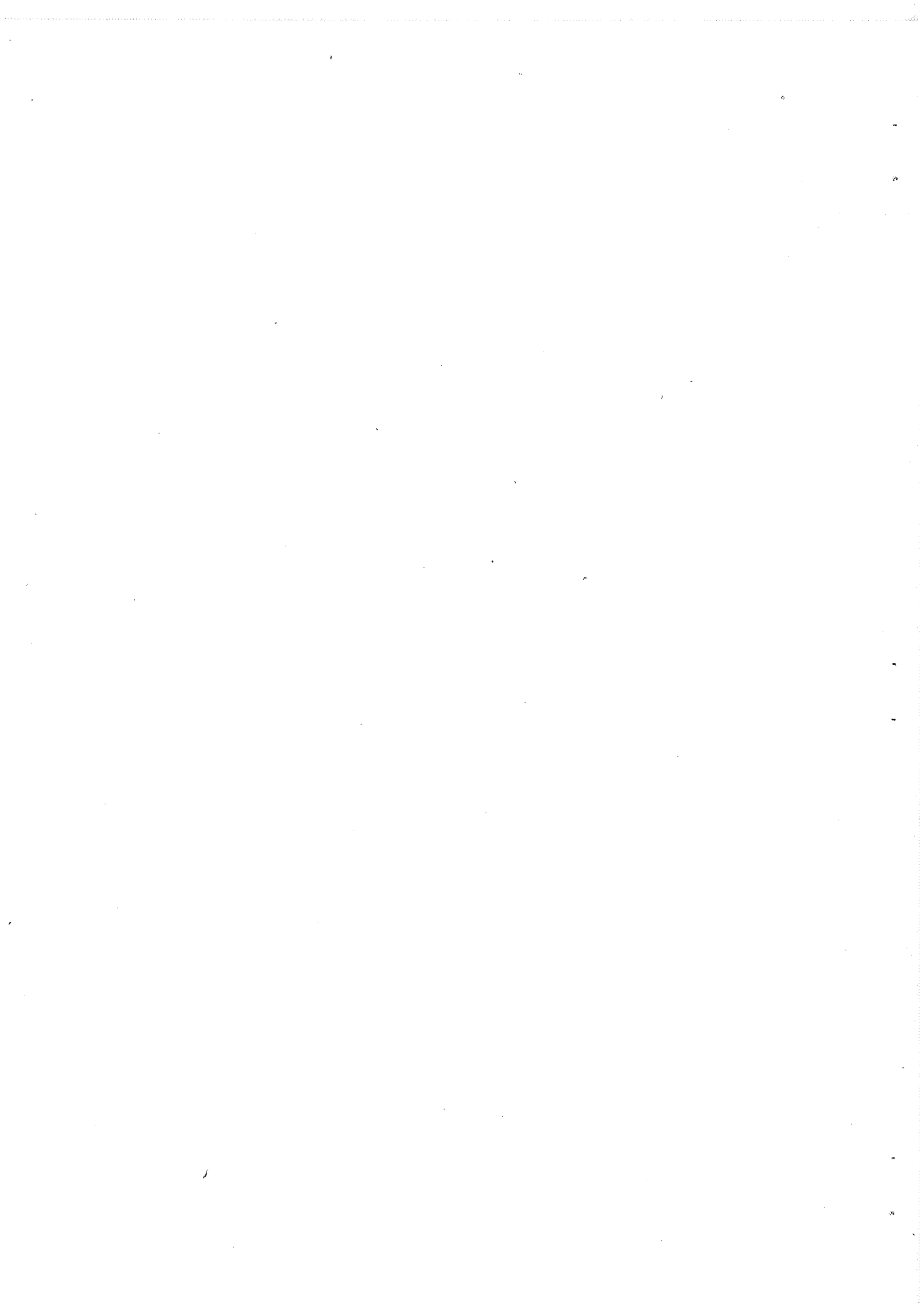
COURBES DE L'ESSAI DE CISAILLEMENT SUR EPROUVETTES

NON ENTAILLEES D'UN MATERIAU DUCTILE POLYCRISTALLIN

Une éprouvette étant cisailée avec le dispositif d'essai mécanique décrit au chapitre 1-2, il convient de déduire de l'essai une relation entre les contraintes et les déformations subies par le matériau. L'analyse suivante a été mise au point sur des éprouvettes polycristallines non entaillées.

Quatre grandeurs sont mesurées au cours de l'essai : deux forces appliquées et deux déplacements :

- la charge P appliquée normalement au plan cisailé sur les extrémités



de l'éprouvette. P reste constante pendant l'essai (Fig. 1-3b)

- la force F appliquée au couteau central (Fig. 1-3b)
- le déplacement relatif g_T du couteau central par rapport aux couteaux latéraux
- la somme des jeux j_g et j_d entre les couteaux latéraux et le couteau central (Fig. 1-3a). Avant l'essai, les jeux j_g et j_d sont réglés de telle manière qu'ils soient égaux et aient pour valeur J_i ($2 \cdot 10^{-2}$ mm). Soit J la valeur moyenne de j_g et j_d en cours d'essai.

Tout essai est donc décrit par trois courbes expérimentales :

$$F = F (g_T)$$

$$J = J (g_T)$$

$$P = \text{constante}$$

Nous allons montrer que ces trois courbes permettent de construire trois autres courbes exprimant des relations entre deux contraintes τ et σ_n caractérisant l'état contraint et deux composantes γ_p et δ_p de la déformation définissant l'état déformé plastique.

$$\tau = \tau (\gamma_p)$$

$$\sigma_n = \sigma_n (\gamma_p)$$

$$\delta_p = \delta_p (\gamma_p)$$

Ces trois courbes sont appelées courbes rationnelles expérimentales. Mais on remarquera que la variation de σ_n résulte seulement de la variation de section de l'éprouvette, P restant constant. On aura une représentation plus simple du comportement mécanique du matériau au moyen de deux courbes, déduites des trois précédentes et caractérisant un essai fictif tel que la contrainte normale au plan cisailé σ_n conserve la valeur $(\sigma_n)_0$ imposée au début de l'essai. Les deux courbes de cet essai fictif :

$$\tau = \tau (\gamma_p)$$

$$\delta_p = \delta_p (\gamma_p)$$

seront appelées les courbes rationnelles corrigées de l'essai.

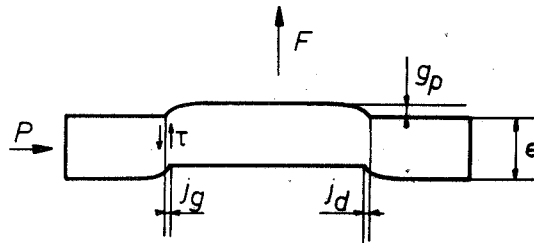
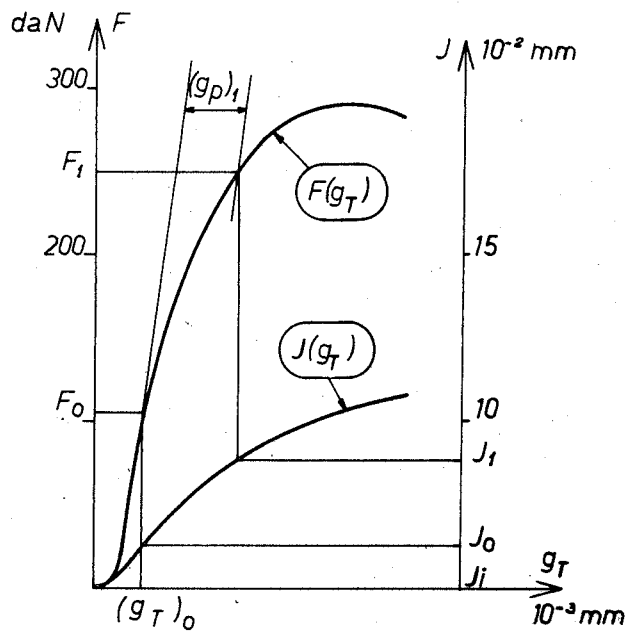


FIG. 1.17 - Courbes expérimentales de l'essai

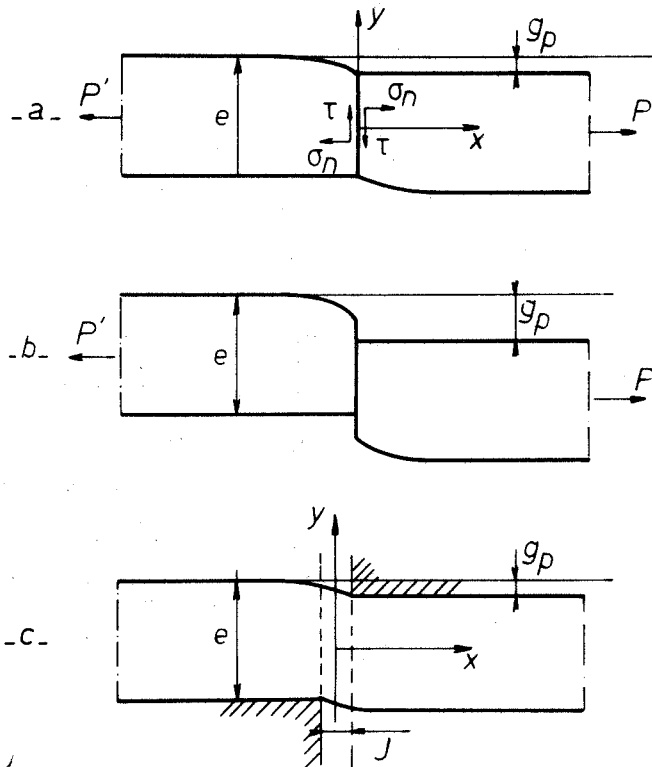


FIG. 1.18 - Etapes de la déformation : analyse de l'état contraint et déformé

A tout essai réalisé en imposant une valeur initiale (σ_{n0}) à σ_n , on peut donc associer un couple de courbes. Il est théoriquement possible de définir une contrainte équivalente $\bar{\sigma}$, un accroissement de déformation plastique \bar{e} et de construire pour tout essai la courbe :

$$\bar{\sigma} = \bar{\sigma}(\bar{e})$$

$$\text{avec } \bar{e} = \int d\bar{e}$$

Si $\bar{\sigma}$ et $d\bar{e}$ sont convenablement choisis et si l'essai réalise une déformation homogène, la courbe $\bar{\sigma}(\bar{e})$ ne doit pas dépendre ni de la nature de l'essai ni de la valeur (σ_{n0}) . En fait les approximations faites dans la définition des composantes de l'état contraint et déformé ne nous ont pas semblé justifier ce calcul.

Par contre, nous montrerons qu'on simplifie beaucoup la représentation en utilisant une contrainte équivalente $\bar{\sigma}$. A tout essai réalisé, on peut associer les deux courbes

$$\bar{\sigma} = \bar{\sigma}(\gamma_p)$$

$$\delta_p = \delta_p(\gamma_p)$$

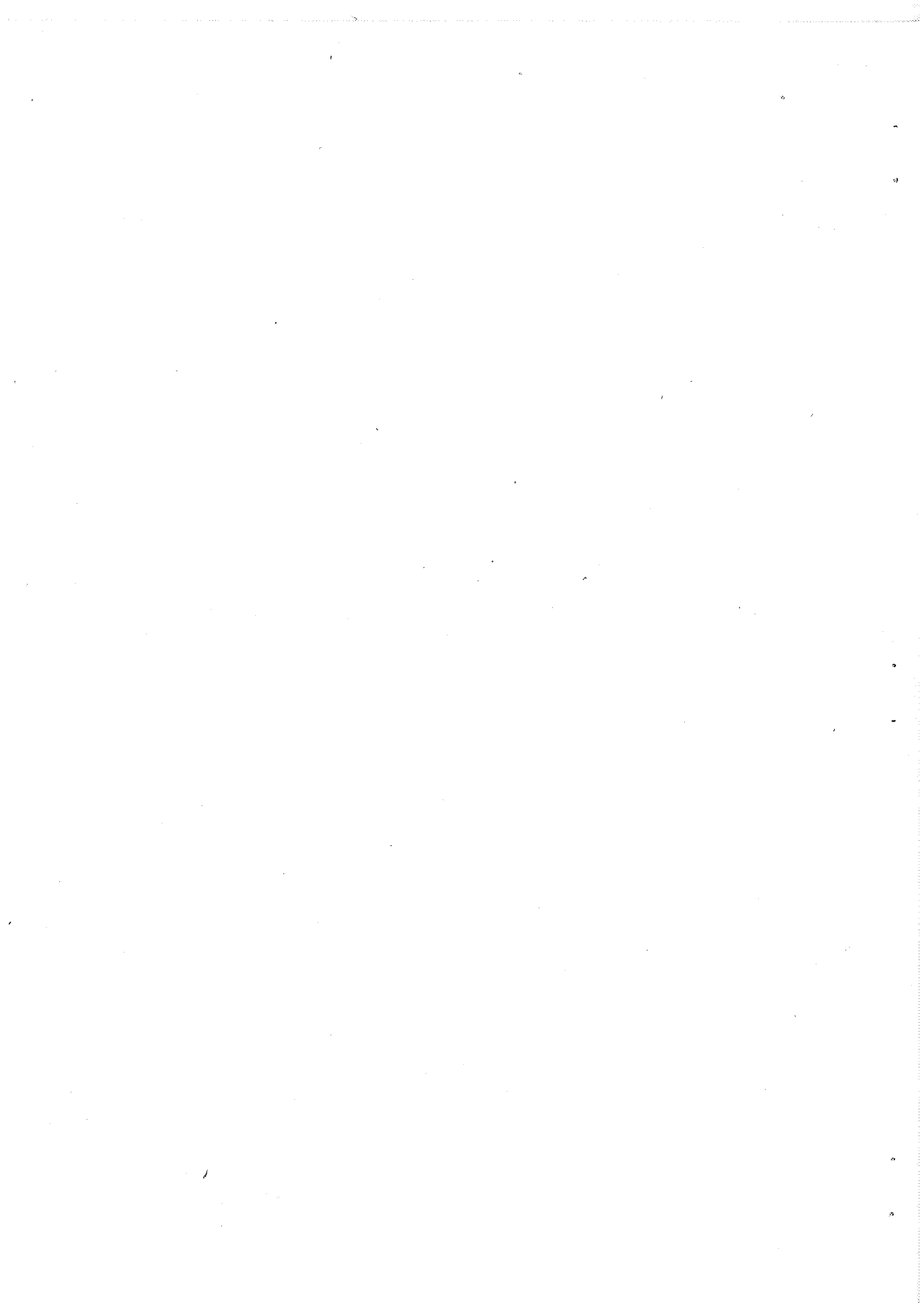
Ces deux courbes sont assez peu affectées par la valeur de (σ_{n0}) . On les appellera courbes rationnelles généralisées.

1.4.1. COURBES EXPERIMENTALES DE L'ESSAI

Deux courbes type $F = F(g_T)$ et $J = J(g_T)$ obtenues en cisillant des éprouvettes polycristallines d'un alliage fer-silicium sont représentées figure 1-17.

On distingue deux domaines sur la courbe F : un domaine élastique dans lequel le matériau suit la loi de Hooke, un domaine plastique au-delà d'une valeur (g_{T0}) du déplacement g_T . Selon le type de l'essai, g_T est la somme des déformations plastiques g_p de l'éprouvette et des déformations élastiques de l'éprouvette et des couteaux. La détermination de g_p correspondant à une charge F , est obtenue par la construction géométrique habituelle (Fig. 1-17).

Aucune rupture brusque de pente ne caractérise habituellement le début de la déformation plastique, sur la courbe F . Aussi est-il nécessaire de définir une limite élastique conventionnelle (cf. 1.4.4.).



La transition entre les domaines élastiques et plastiques sur la courbe J est moins nette que celle sur la courbe F. Soit J_0 la valeur du jeu J qui correspond au déplacement $(g_T)_0$.

Si on arrête l'essai avant rupture, pour une charge appliquée F, la déformation plastique rémanente lue sur la courbe est $(g_P)_1$ et la demi-somme des jeux J_1 . Une mesure optique (projecteur de profil, x 100) permet de confirmer après chaque essai :

- que la valeur $(g_P)_1$ mesurée est bien égale à celle lue sur la courbe. Il en va de même pour J_1 . Les deux valeurs g_P et J caractérisent la déformation de l'éprouvette seule, sans effets parasites.

- que le jeu entre couteaux, identique à droite et à gauche avant l'essai, se maintient tel quel au cours de l'essai.

1.4.2. COMPOSANTES DE LA DEFORMATION

Nous avons montré (ch. 1-3) que la déformation d'une éprouvette non entaillée au cours d'un essai de cisaillement direct entre couteaux n'était pas homogène dans son ensemble. Elle était seulement homogène le long de la surface de cisaillement maximal, cette surface s'écartant par ailleurs assez peu du plan des faces des couteaux.

Il n'est donc pas possible, à partir des grandeurs g_P et J de définir des composantes de la déformation, qui varient d'un point à un autre.

Notons en outre que la déformation plastique de l'éprouvette s'effectue en deux étapes : dans un premier temps, la continuité du matériau est respectée : deux points infiniment voisins restent infiniment voisins (Fig. 1-18a). Ensuite, sous les couteaux, la déformation cesse d'être continue : deux points infiniment voisins peuvent se trouver espacés d'une distance finie (Fig. 1-18b). Les composantes de la déformation que nous allons déterminer ne seront définies que pour la première étape.

Nous avons rappelé en annexe A1-1 qu'un cisaillement simple infinitésimal, rapporté au système d'axes Oxyz de la figure 1-29 est décrit par un tenseur D_P .



$$\begin{pmatrix} \epsilon_p \\ \gamma_p \\ 0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} (J - J_0)/J_0 & \epsilon_p/J & 0 \\ \epsilon_p/J & -(J - J_0)/2J_0 & 0 \\ 0 & 0 & -(J - J_0)/2J_0 \end{pmatrix}$$

La déformation effective d'une éprouvette est très différente de cette déformation homogène (§ 1.3.3.2.). Le profil de l'éprouvette cisillée est en fait celui qui est représenté sur la figure 1-29 b. Mais nous montrerons expérimentalement (cf. 1-4-7) que l'on peut définir un cisaillement simple homogène équivalent au cisaillement effectif. La largeur équivalente J^\dagger de la zone cisillée est proportionnelle à l'épaisseur e de l'éprouvette, corrigée d'un terme constant e_0 :

$$J^\dagger = \lambda (e - e_0)$$

vérifié pour $1,5 \text{ mm} \leq e \leq 3 \text{ mm}$
 et $0 \leq J \leq 5 \cdot 10^{-2} \text{ mm}$

Cette équivalence cesse d'être justifiée lorsque l'épaisseur de l'éprouvette n'est plus très grande devant les jeux. L'équivalence n'a par ailleurs pas été établie pour les très fortes épaisseurs de l'éprouvette.

Si on prend arbitrairement pour λ la valeur 1, on définit l'état déformé de l'éprouvette par deux composantes conventionnelles de déformation seulement :

$$\begin{aligned} \gamma_p &= \frac{\epsilon_p}{e - e_0} \\ \delta_p &= \frac{J - J_0}{e - e_0} \end{aligned}$$

ces déformations étant proportionnelles aux composantes du tenseur équivalent de déformation :

$$\begin{pmatrix} \epsilon_p^\dagger \\ \gamma_p^\dagger \\ 0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} (J^\dagger - J_0)/J^\dagger & \epsilon_p/J^\dagger & 0 \\ \epsilon_p/J^\dagger & -(J^\dagger - J_0)/2J^\dagger & 0 \\ 0 & 0 & -(J^\dagger - J_0)/2J^\dagger \end{pmatrix}$$



1.4.3. COMPOSANTES DE L'ETAT CONTRAINT

L'application des forces F et P' soumet les deux zones cisailées à un champ de contraintes définies en chaque point par un tenseur plan T (Fig. 1-18)

$$\begin{pmatrix} T(x,y) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sigma_x(x,y) & \tau_{xy}(x,y) & 0 \\ \tau_{xy}(x,y) & \sigma_y(x,y) & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

En assimilant la surface de cisaillement maximal et le plan des faces des couteaux (cf. 1-3-3-2), on peut admettre que la distribution des cisaillements est uniforme dans le plan $x = 0$ (à l'exception du voisinage des arêtes des couteaux). Le tenseur des contraintes dans le "plan de cisaillement maximal" est donc le tenseur T_{CM}

$$T_{CM} = T(0,y) = \begin{pmatrix} \sigma_n & \tau & 0 \\ \tau & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

avec $\sigma_n = \frac{P'}{S}$ et $\tau = \frac{F}{2S}$, S étant la section de l'éprouvette cisailée.

Si les jeux entre couteaux sont limités (Cf. Fig. 1-18a, 1-18b et 1-18c) une valeur approchée de S est donnée par la formule :

$$S = b (e - g_p)$$

b étant la largeur cisailée et e l'épaisseur de l'éprouvette.

Lorsque le déplacement g_p est important, les expressions de σ_n et τ deviennent très inexactes car la force P' crée un couple de torsion dans la zone cisailée (Fig. 1-18b). La construction des courbes, décrite ci-dessous, sera limitée aux valeurs de g_p inférieures à $e/10$ (ou encore $\gamma_p < 0,1$).

En deçà de cette limite, l'état contraint dans le "plan de cisaillement maximal" sera caractérisé par :

$$\tau = \frac{F}{2 b (e - g_p)}$$

$$\sigma_n = \frac{P'}{b (e - g_p)}$$

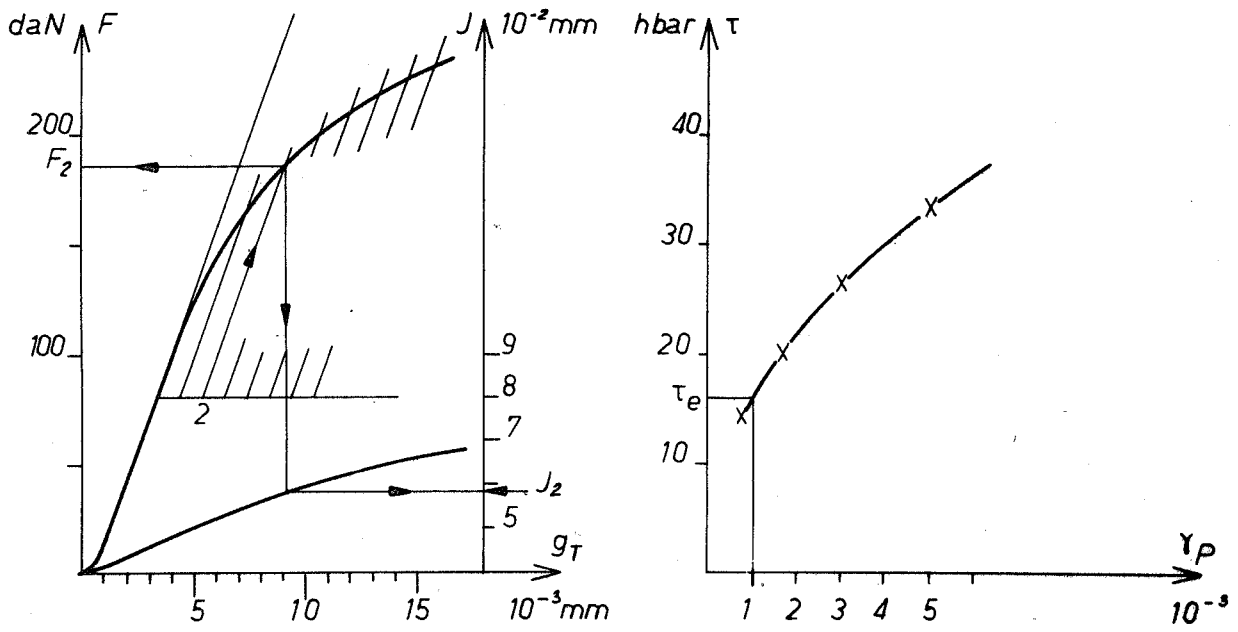


FIG. 1.19 - Détermination de la limite élastique conventionnelle

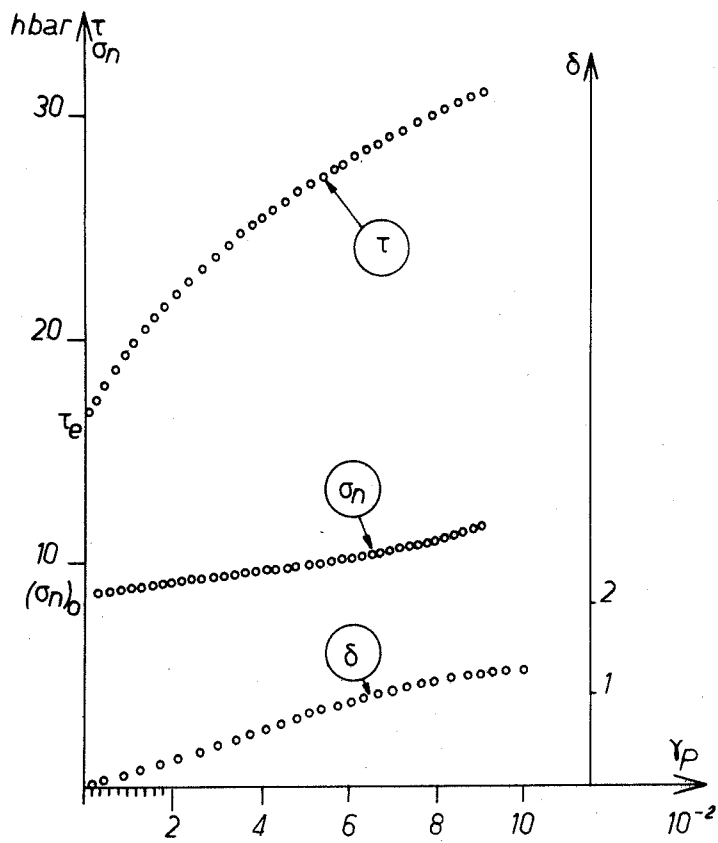


FIG. 1.20 - Courbes rationnelles expérimentales d'un essai

1.4.4. LIMITES ELASTIQUES CONVENTIONNELLES : définition et détermination

On prendra arbitrairement pour limite de cisssion élastique conventionnelle la cisssion τ_e qui provoque un cisaillement plastique γ_p de $1 \cdot 10^{-3}$. Au cours de nos essais, l'épaisseur moyenne des éprouvettes étant de 2,5 mm, le cisaillement plastique au moment du passage de la limite élastique conventionnelle correspond donc à un déplacement plastique g_p de $2 \cdot 10^{-3}$ mm (si la valeur de e_0 est 0,5 mm - cf. § 1-4-7).

Lorsque l'on compare des essais effectués en imposant initialement les mêmes jeux à des éprouvettes ayant la même géométrie, on peut plus simplement prendre comme nouvelle limite élastique conventionnelle la cisssion τ'_e qui provoque un glissement plastique de $2 \cdot 10^{-3}$ mm. Cette seconde limite, plus rapide à déterminer, n'est toutefois pas rationnelle.

1ère limite élastique conventionnelle τ_e pour $\gamma_p = 0,001$

2ème limite élastique conventionnelle τ'_e pour $g_p = 2 \cdot 10^{-3}$ mm.

La détermination de la limite élastique τ_e s'effectue par détermination graphique comme cela est décrit figure 1-19. On détermine les charges F_j qui correspondent à une déformation plastique de j microns et on calcule τ_j et $(\gamma_p)_j$. La valeur de e_0 est déterminée comme il est indiqué au § 1-4-7.

1.4.5. COURBES RATIONNELLES ET EXPERIMENTALES CORRIGÉES DE L'ESSAI

La détermination de la limite élastique conventionnelle τ_e a nécessité la construction de la courbe $\tau (\gamma_p)$ pour les très faibles valeurs de γ_p . En procédant de la même manière, on construit point par point les trois courbes :

$$\left. \begin{aligned} \tau &= \tau (\gamma_p) \\ \sigma_n &= \sigma_n (\gamma_p) \\ \delta_p &= \delta_p (\gamma_p) \end{aligned} \right\} \text{Figure 1-20}$$

On peut calculer la cisssion en employant la formule suivante:

$$\tau = \tau_e \cdot \frac{F}{F_2} \cdot \frac{e}{e - g_p}$$

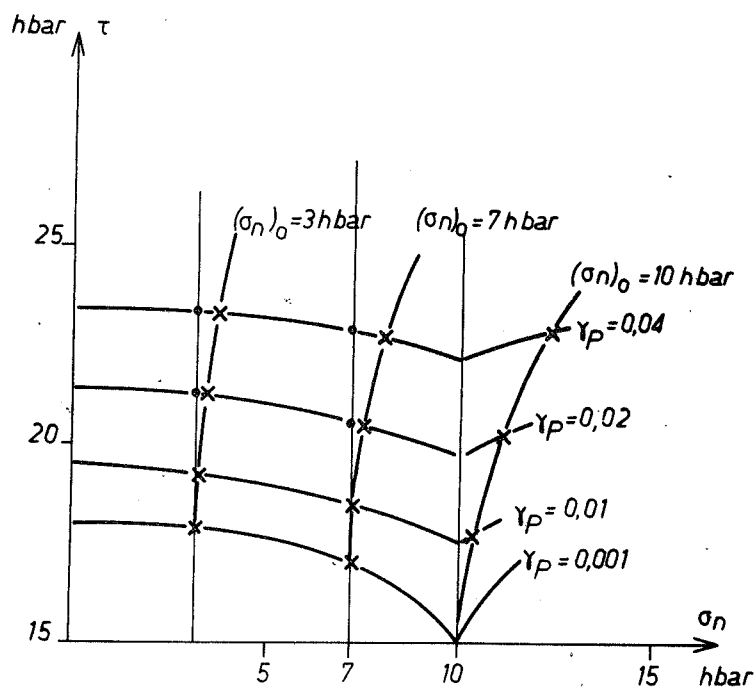


FIG. 1.21 - Détermination par interpolation des courbes d'essais à contrainte normale σ_n constante pendant tout l'essai

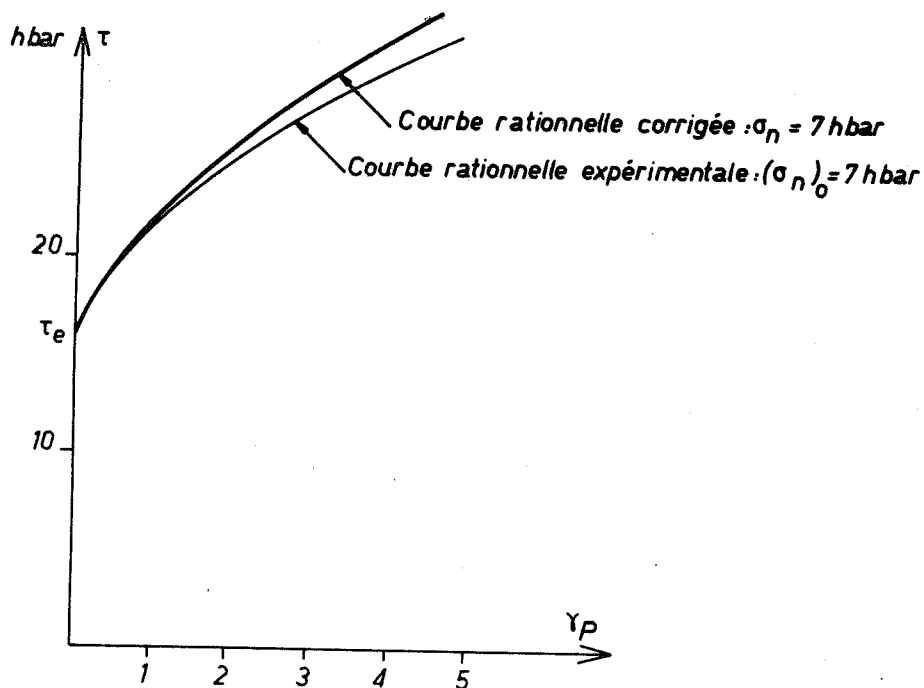


FIG. 1.22 - Courbe rationnelle expérimentale (P constant pendant l'essai) et courbe rationnelle corrigée (σ_n constant pendant l'essai)

avec $F_2 = F(\gamma_p)$ pour $\epsilon_p = (e - e_0) \cdot 10^{-3}$.

La courbe $\sigma_n = \sigma_n(\gamma_p)$ n'est pas une courbe expérimentale, caractéristique du matériau, mais simplement l'expression des variations de σ_n au cours d'un essai à charge P constante par suite des variations de la section cisailée:

$$\sigma_n = (\sigma_n)_0 \left[1 - \gamma_p \cdot \frac{e - e_0}{e} \right]^{-1}$$

Il est possible de déterminer quelles auraient été les courbes $\tau = \tau(\gamma_p)$ et $\delta_p = \delta_p(\gamma_p)$ d'un essai tel que σ_n reste rigoureusement constant pendant l'essai. Pour cela, on porte dans les plans (τ, σ_n) et (δ_p, σ_n) les valeurs des cisssions $\tau(\gamma_{p_i})$ et des déformations $\delta(\gamma_{p_i})$ relatives à divers essais effectués en imposant une intensité variable à la valeur initiale $(\sigma_n)_0$ de la contrainte normale appliquée, γ_{p_i} ayant diverses valeurs. Cette construction est effectuée figure 1-21 dans le seul plan (τ, σ_n) . Sur un tel diagramme, on détermine par interpolation les valeurs $\tau(\gamma_{p_i})$ qui correspondraient à une valeur constante de σ_n .

Ainsi, à partir des trois courbes expérimentales de chaque essai, on peut construire :

- soit les trois courbes rationnelles de cet essai
- soit un couple de courbes rationnelles d'un essai fictif réalisé en maintenant constante la contrainte normale au plan cisailé.

1.4.6. COURBES RATIONNELLES GENERALISEES DE L'ESSAI

A chaque valeur initiale de la contrainte normale appliquée, on peut associer un couple de courbes. L'aspect de ces courbes dépend beaucoup de la contrainte normale appliquée. Ainsi la limite élastique τ_e atteint une valeur maximale $(\tau_e)_{\text{cis}}$ dans un essai de cisaillement simple sans sollicitation normale. Si la contrainte normale σ_n correspond rigoureusement à la limite élastique $(\sigma_n)_L$ en sollicitation uniaxiale, la cisssion τ_e est égale à zéro. Si σ_n croît de zéro à cette limite $(\sigma_n)_L$, la cisssion τ_e décroît de $(\tau_e)_{\text{cis}}$ à zéro. Par contre si σ_n est supérieur à $(\sigma_n)_L$, l'essai de cisaillement est alors effectué sur un matériau pré-écroui. On voit, en ne considérant que la seule limite élastique de la courbe $\tau(\gamma_p)$ combien cette courbe est affectée par l'intensité de $(\sigma_n)_0$.

On va donc chercher à construire un autre couple de courbes beaucoup moins sensible à l'intensité de la valeur initiale de la contrainte normale au plan cisailé.

Au tenseur T_{CM} , qui caractérise l'état contraint dans le plan de

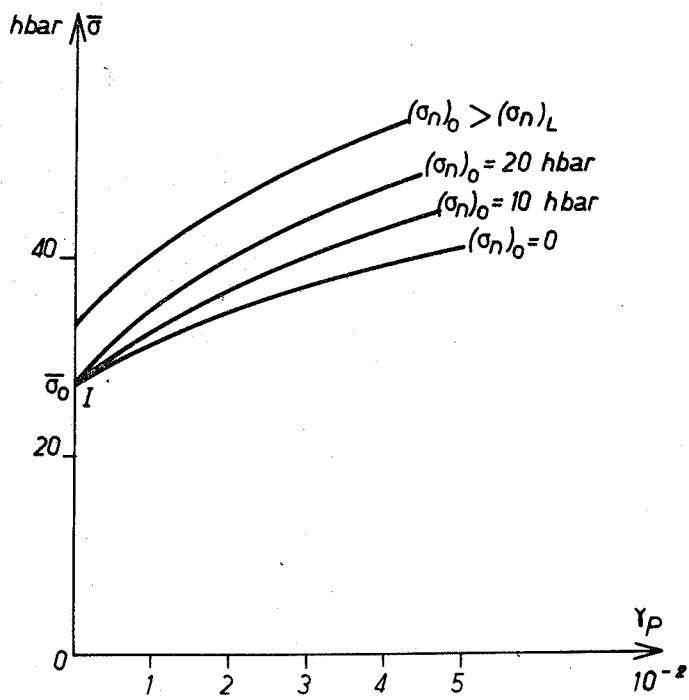


FIG. 1.23 - Courbes $\bar{\sigma}(\gamma_p)$

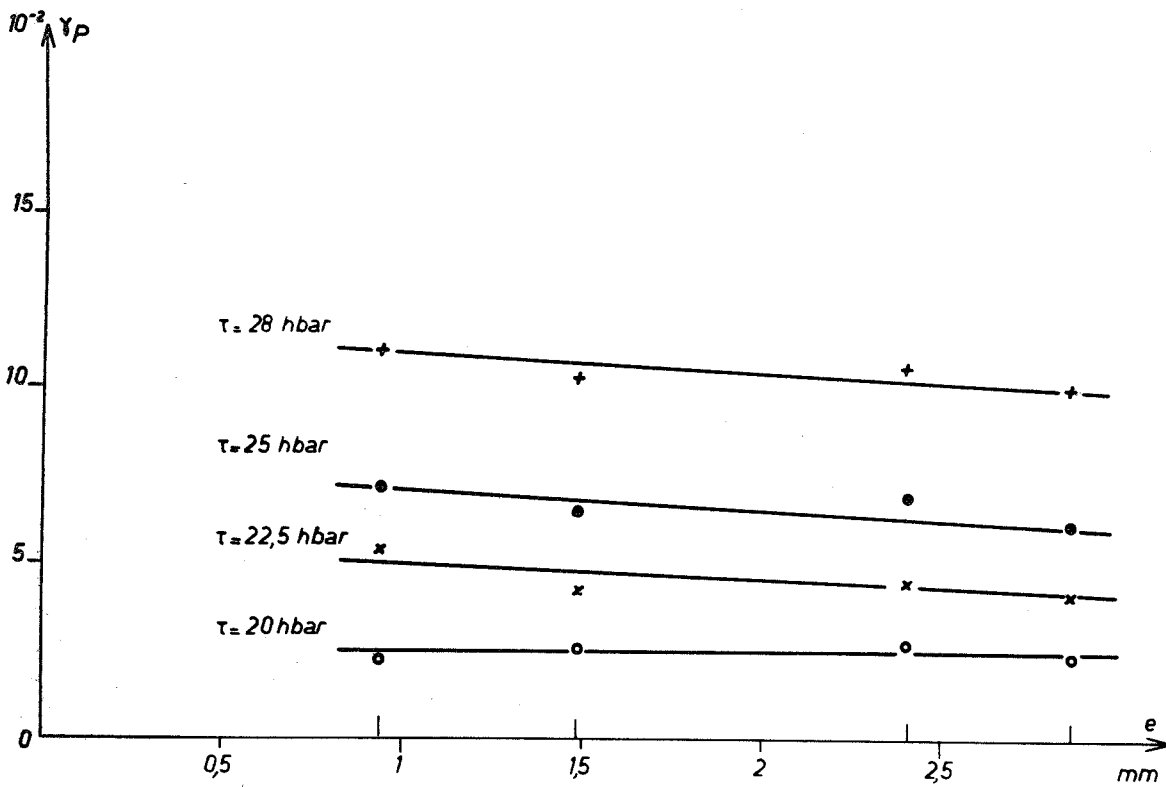


FIG. 1.24 - Limites de la définition de γ_p

cisaillement maximal, on peut associer le tenseur déviateur T_{CMD} :

$$T_{CM} = \begin{vmatrix} \sigma_n & \tau & 0 \\ \tau & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{vmatrix}$$

$$T_{CMD} = \begin{vmatrix} 2/3 \sigma_n & \tau & 0 \\ \tau & -1/3 \sigma_n & 0 \\ 0 & 0 & -1/3 \sigma_n \end{vmatrix}$$

L'état contraint se présente comme la somme d'un état de cisaillement pur, défini par le tenseur T_{CMD} (la somme des termes diagonaux est nulle) et d'un état de compression (ou de traction) hydrostatique, d'intensité $\frac{\sigma_n}{3}$. L'énergie de déformation élastique peut être divisée en deux parties : l'une associée au changement de volume (action de l'état contraint hydrostatique), l'autre associée au changement de forme. On sait que cette seconde énergie rapportée au volume vaut $J_2/2.G$, (J_2 étant le deuxième invariant du tenseur T_{CMD} et G le module de cisaillement). Si on admet le critère de Von Misès, la déformation survient lorsque l'énergie de distorsion atteint une valeur limite constante. Or :

$$J_2 = \frac{\sigma_n^2}{3} + \tau^2$$

On définit la contrainte équivalente par :

$$\bar{\sigma} = \sqrt{3.J_2}$$

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\sigma_n^2 + 3 \tau^2}$$

Les courbes $\bar{\sigma} = \bar{\sigma}(\gamma_p)$, obtenues à partir des courbes expérimentales d'essais effectués en imposant diverses contraintes normales passeront toutes par le même point I d'abscisse $\gamma_p = 0$, si le critère de Von Misès est rigoureusement vérifié et si la contrainte normale est inférieure à la limite élastique statique en sollicitation normale $(\sigma_n)_L$ (fig. 1-23). Soit $\bar{\sigma}_0$ cette limite élastique équivalente. $\bar{\sigma}_0$ est bien entendu fonction de la vitesse de l'essai. Si la contrainte normale est supérieure à $(\sigma_n)_L$, on provoque un écrouissage de l'éprouvette avant d'effectuer le cisaillement. Les courbes $\bar{\sigma}$ obtenues à partir d'essais tels que la contrainte normale initiale soit supérieure à la limite



élastique $(\sigma_n)_L$ ne passeront plus par le point I.

La limite $\bar{\sigma}_0$ serait rigoureusement égale à $(\sigma_n)_L$ si l'essai de cisaillement était effectué à une vitesse équivalente à celle d'application de la charge P. En fait, l'essai de cisaillement est effectué à une vitesse supérieure et on observe effectivement que $\bar{\sigma}_0$ est un peu supérieure à $(\sigma_n)_L$ (cf. § 1-4-8).

Les courbes $\bar{\sigma} = \bar{\sigma}(\gamma_p)$ correspondant à des essais effectués en imposant diverses contraintes normales $(\sigma_n)_0$ sont nécessairement distinctes car γ_p n'est pas une déformation équivalente. Si on pouvait définir un accroissement de déformation généralisée de la forme :

$$d\bar{e}_p = \left[A (d\delta_p)^2 + B (d\gamma_p)^2 \right]^{1/2}$$

on pourrait transcrire l'ensemble des essais par une courbe unique, passant par le point d'abscisse $\gamma_p = 0$ et d'ordonnée $\bar{\sigma} = \bar{\sigma}_0$. En fait, l'approximation de l'homogénéité est trop large pour qu'il soit fructueux de construire la courbe $\bar{\sigma} = \bar{\sigma}(\bar{e}_p)$. Par contre, l'emploi de la contrainte équivalente s'avère intéressant, par la simplification qu'il introduit dans les diagrammes de courbes correspondant à de multiples essais. En outre, il facilite la comparaison avec des courbes d'essais de traction ou de compression effectués sur le même matériau.

1.4.7. JUSTIFICATION EXPERIMENTALE DE L'EXPRESSION DU CISAILLEMENT γ_p

L'étude a été effectuée sur des éprouvettes polycristallines d'un alliage fer-silicium à 4% (en poids), d'épaisseur variable, soumises à une même contrainte normale $(\sigma_n)_0$ agissant en compression.

1.4.7.1. Description de l'essai

Les caractéristiques des quatre premiers essais effectués sont portées dans le tableau ci-joint. Les éprouvettes, d'épaisseur e, sont soumises à une contrainte normale $(\sigma_n)_0$, appliquée par l'intermédiaire du poids P :

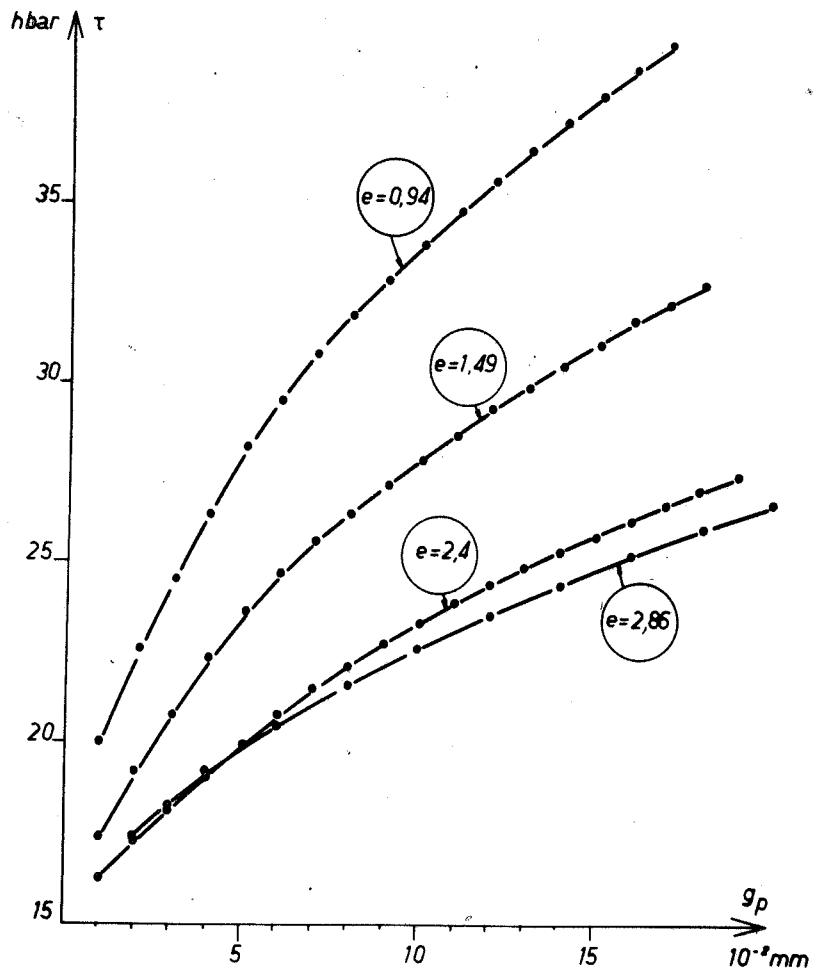


FIG. 1.25 - Essais sur éprouvettes polycristallines de Fe-Si (4%). Etude de l'influence de l'épaisseur de l'éprouvette

FIG. 1.25.a - Courbes $\tau = \tau (\gamma_p)$

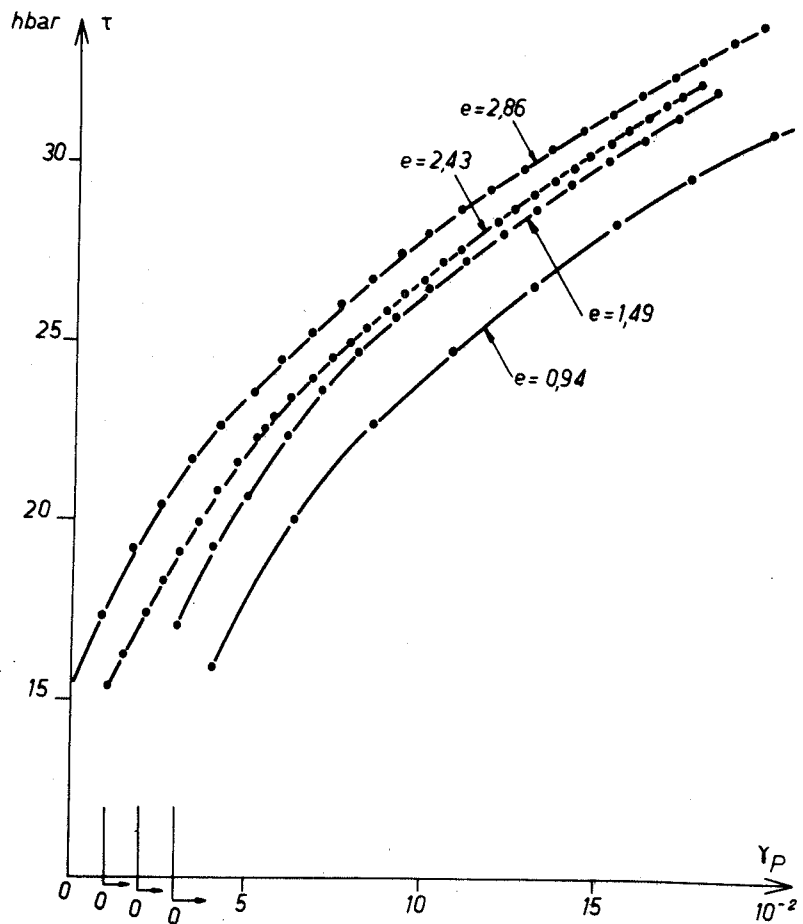


FIG. 1.25.b - Courbes $\tau = \tau (\gamma_p)$

essai	e mm	P daN	(σ_n) hbar
1	0,94	11,25	10,05
2	1,49	17,84	10,05
3	2,43	29,84	10,20
4	2,86	33,84	10,08

Sur la figure 1-25a les quatre courbes $\tau = \tau(g_p)$ sont construites.

1.4.7.2. Cisaillement équivalent

On peut porter sur un même diagramme les valeurs des déplacements plastiques g_p en fonction de l'épaisseur des éprouvettes, pour une même intensité de la cission atteinte τ_n . On observe sur la figure 1-26a que, quelle que soit l'intensité de τ_n , le glissement g_p est proportionnel à la valeur corrigée de l'épaisseur

$$g_p = (e - e_0)$$

le terme correctif e_0 , qui pour cet essai est égal à 0,5 mm, est indépendant de la cission τ_n .

Considérons en particulier le cas d'une cission τ_n de 20 hbar : les composantes de l'état contraint et les valeurs brutes de la déformation g_p et J sont inscrites dans le tableau ci-joint :

essai	τ hbar	σ_n hbar	g_p 10^{-2} mm	J 10^{-2} mm
1	20	10,15	1,0	3,1
2	20	10,22	2,6	2,8
3	20	10,45	5,1	4,4
4	20	10,30	5,4	3,2

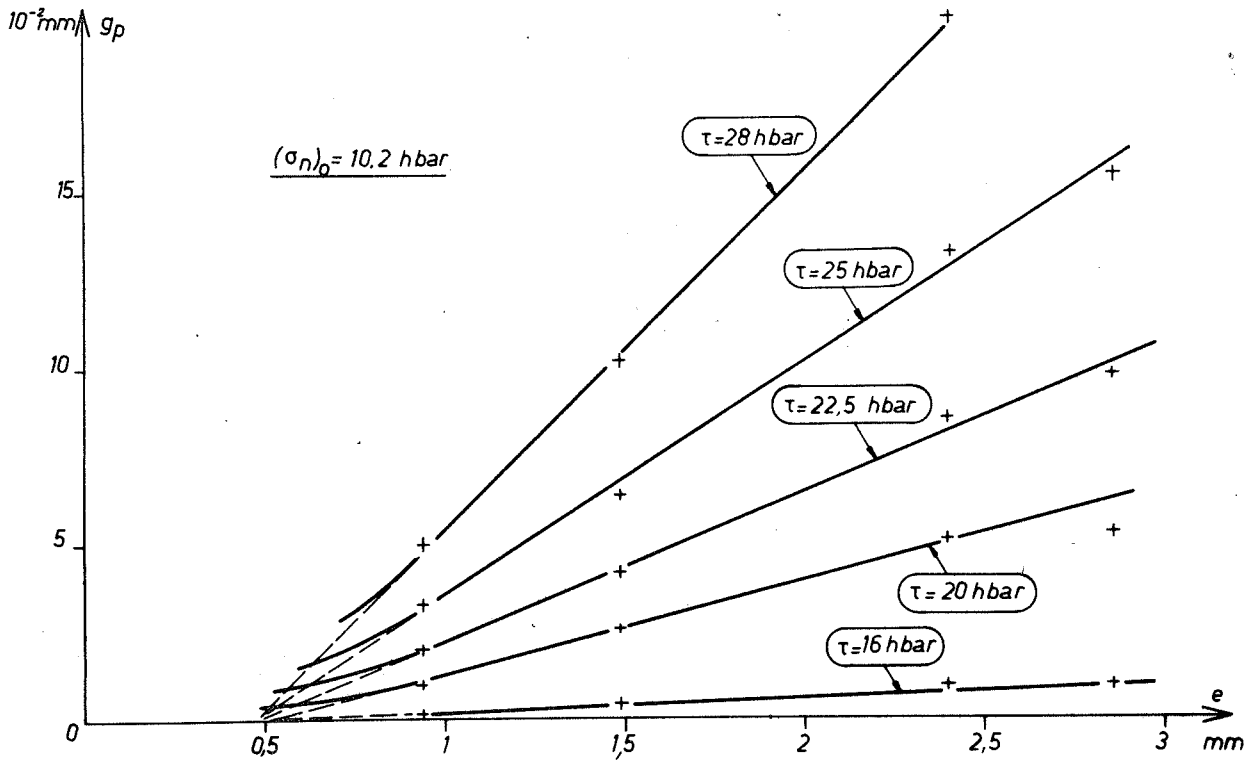


FIG. 1.26.a - Cas où $(\sigma_n)_0 = 10,2 \text{ hbar}$

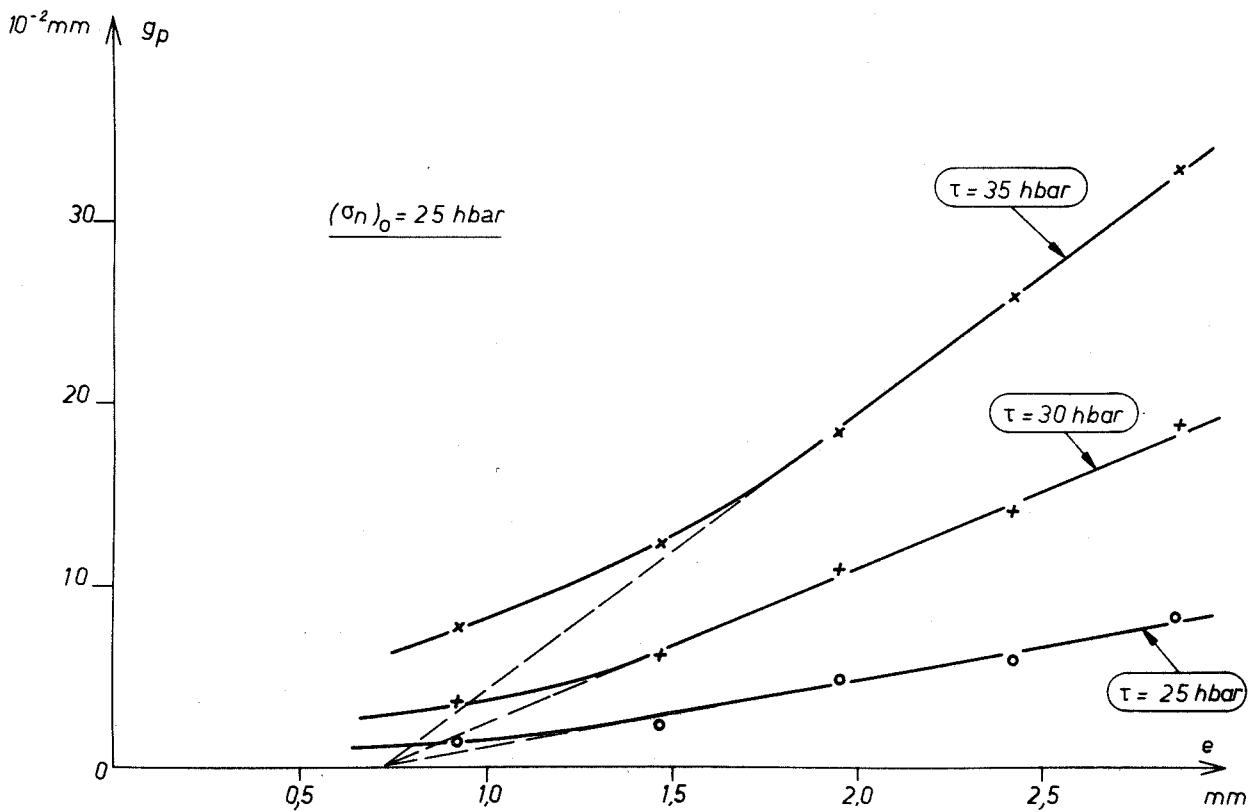


FIG. 1.26.b - Cas où $(\sigma_n)_0 = 25 \text{ hbar}$

FIG. 1.26 - Essais sur éprouvettes polycristallines de Fe-Si
 Linéarité des relations $g_p = g_p(e)$ pour des valeurs données
 de la cisssion τ

Par conséquent :

- pour une valeur pratiquement constante de la contrainte normale effective σ_n
- en choisissant une valeur constante de la cission τ
- le jeu moyen J ayant une valeur très faible, on vérifie que le terme:

$$\Gamma_p = \frac{g_p}{(e - e_0)} = \frac{g_p}{J^\dagger}$$

est lui aussi une constante. Γ_p est le cisaillement plastique d'une éprouvette qui serait déformée en cisaillement simple homogène entre des couteaux distants de $J^\dagger = \lambda (e - e_0)$. On peut par conséquent considérer Γ_p comme un cisaillement équivalent, $\lambda (e - e_0)$ étant l'épaisseur moyenne de la matière soumise au cisaillement. Le terme λ peut être choisi quelconque, tant qu'on ne compare pas entre eux les composantes de la déformation. On a pris arbitrairement :

$$\gamma_p = \frac{g_p}{(e - e_0)}$$

1.4.7.3. Limite de la définition de γ_p

Cette définition, qui repose uniquement sur la vérification expérimentale de la linéarité de la relation liant le déplacement g_p à l'épaisseur corrigée de l'éprouvette, n'est valable que pour une épaisseur de l'éprouvette supérieure à une limite e_1 . Cette limite est ici égale à 1 mm. Nous verrons ultérieurement que lorsque les contraintes normales sont plus importantes, e_1 peut être supérieur à 1,5 mm (fig. 1-26b). Pour les faibles valeurs des épaisseurs d'éprouvettes, les jeux prennent une importance de plus en plus marquée : l'essai correspond de moins en moins à un essai de cisaillement et devient un essai de flexion. La définition γ_p pour les faibles épaisseurs des éprouvettes peut alors être obtenue à partir de la théorie de la flexion des poutres.

En déterminant point par point la valeur de γ_p et de τ correspondant à des valeurs données de g_p , on peut construire les courbes rationnelles expérimentales $\tau (g_e)$. On observe sur la figure 1-25b que ces courbes sont pratiquement identiques pour les valeurs modérées de γ_p . Plus précisément, si pour des valeurs données τ_n , on exprime les valeurs correspondantes de γ_p en fonction de l'épaisseur e , on constate (fig. 1-24) :

- que pour des valeurs modérées de la cission, γ_e est indépendant de l'épaisseur (cf. la justification expérimentale de sa définition)



- que pour des cisssions plus élevées, le cisaillement γ_P décroît sensiblement avec l'épaisseur. Cette décroissance peut s'interpréter si on tient compte des variations de l'allongement latéral suivant l'épaisseur. On a porté sur le tableau suivant, les valeurs de γ_P , δ_P , et σ_n lorsque la cisssion atteint 28 hbar.

essai	τ hbar	σ_n hbar	γ_P 10^{-2}	δ_P
1	28	10,5	11,1	0,28
2	28	10,6	10,3	0,61
3	28	11,0	10,6	1,37
4	28	11,0	10,0	1,90

1.4.7.4. Variations de e_o avec la contrainte normale appliquée

L'étude précédente a été effectuée en prenant une valeur de la contrainte normale appliquée (σ_n)_o, voisine de la moitié de celle de la limite élastique en traction simple. Une étude similaire a été faite en appliquant cette fois, une contrainte normale voisine de la limite (σ_n)_L (25 hbar).

Tous les résultats précédents sont retrouvés (fig. 1-26b) mais les valeurs de e_o et e_1 sont sensiblement différentes.

Il en résulte :

- qu'il convient de normaliser l'épaisseur des éprouvettes à une épaisseur supérieure à la plus grande valeur de e_1

- qu'il est nécessaire pour un matériau donné de construire la courbe $e_o = e_o(\sigma_n)$. Toutefois, il est généralement acceptable de définir γ_P à partir de la formule suivante :

$$\gamma_P = \frac{\varepsilon_P}{e - \left[e_o \right] \frac{(\sigma_n)_L}{2}}$$

1.4.8. JUSTIFICATION DE L'UTILISATION DE LA CONTRAINTE EQUIVALENTE

L'étude a été effectuée sur des éprouvettes polycristallines d'acier

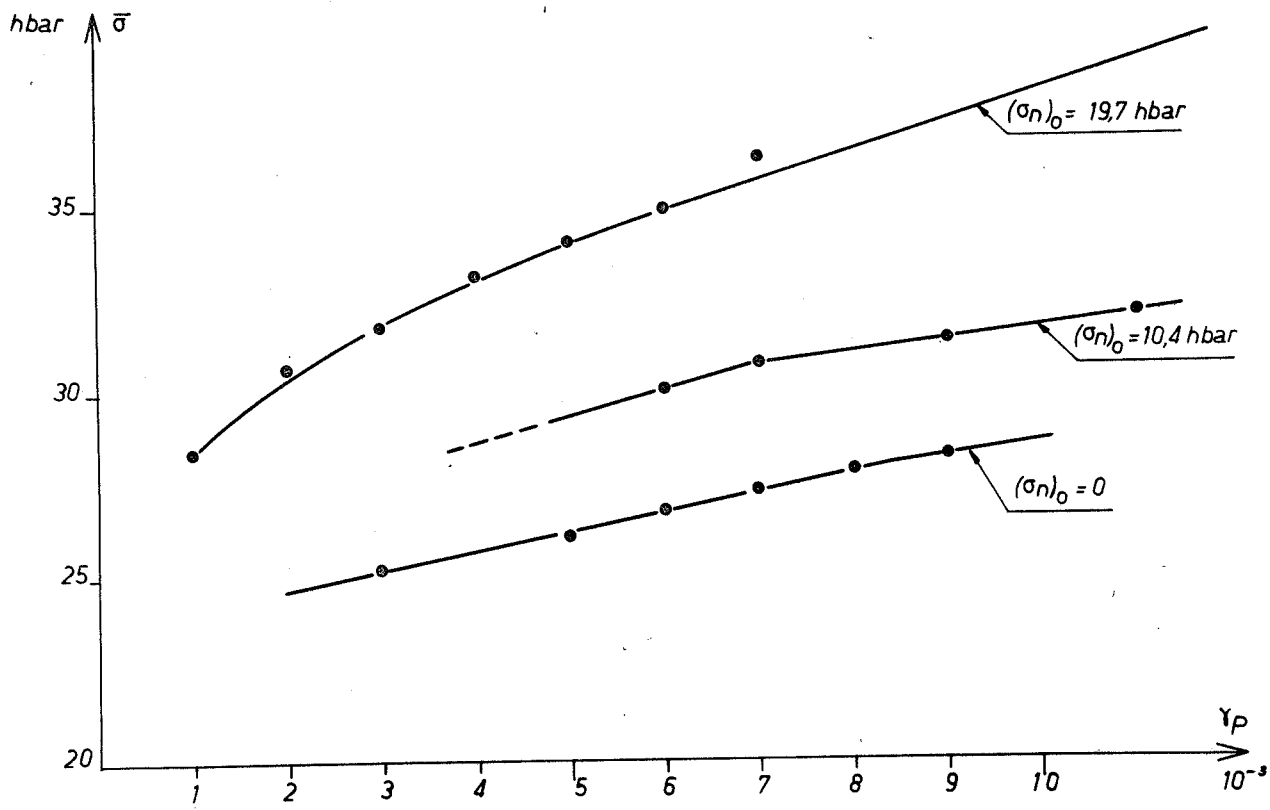


FIG. 1.27.a - Cas où $\sigma_n < (\sigma_n)_L$

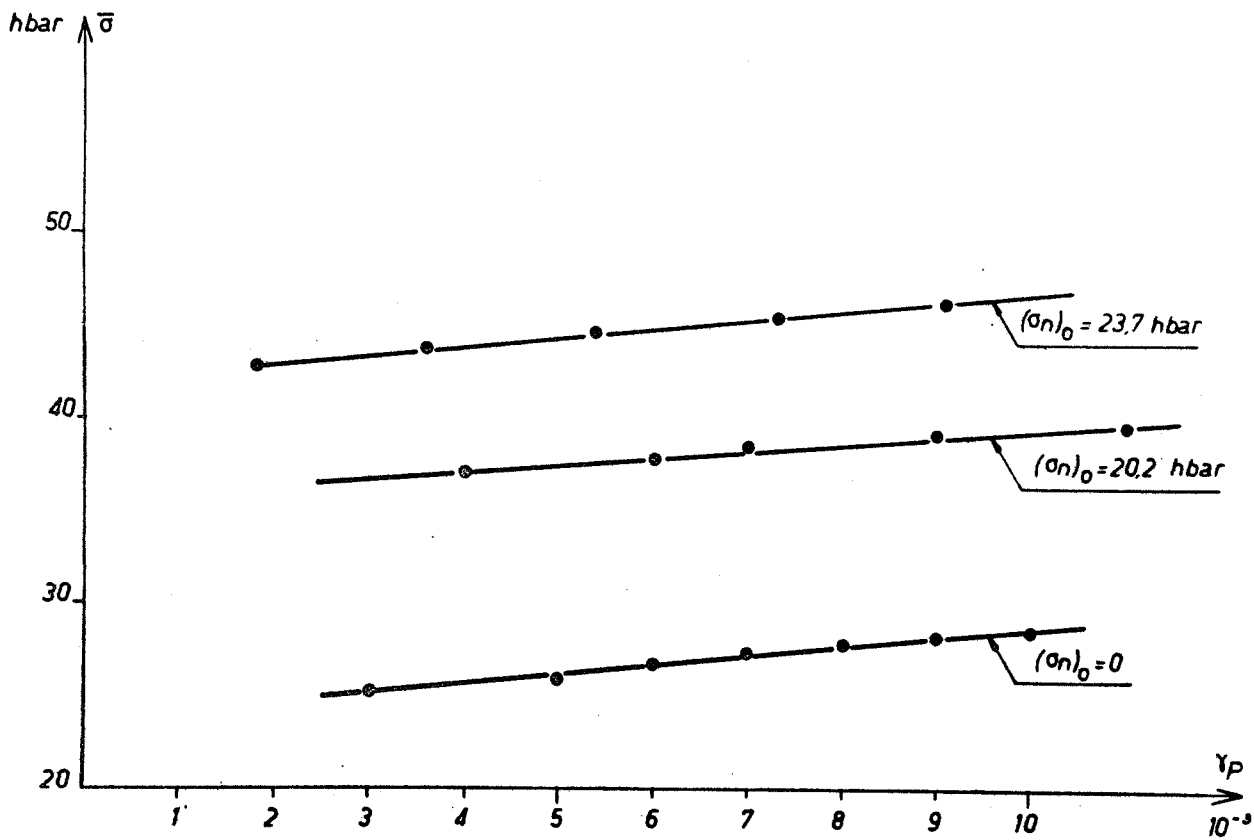


FIG. 1.27.b - Cas où $\sigma_n > (\sigma_n)_L$

FIG. 1.27 - Essais sur éprouvettes polycristallines de Fe-Si (4%)
 Courbes $\bar{\sigma} = \bar{\sigma}(\gamma_p)$

d'acier doux. Nous avons pris :

$$e_o = \frac{\left(e_o \right) (\sigma_n)_L}{2} = 0,5 \text{ mm}$$

Les contraintes normales ont été choisies de telle manière que :

- dans une première série d'essais, l'application de la contrainte normale ne provoque pas une déformation plastique ($(\sigma_n)_o < (\sigma_n)_L$)
- dans une seconde série d'essais, $(\sigma_n)_o$ soit supérieur à $(\sigma_n)_L$

Pour des valeurs croissantes du déplacement plastique g_p , on a calculé :

- les contraintes τ et σ_n
- la contrainte $\bar{\sigma} = (\sigma_n^2 + 3 \tau^2)^{1/2}$
- le cisaillement γ_p .

Les courbes de la figure 1-27a tracées en utilisant les valeurs précédemment calculées, correspondent à trois essais effectués en appliquant des contraintes normales initiales de 0, 10,4 et 19,7 hbar. Ces trois courbes ne sont pas confondues mais on observe qu'extrapolées, elles passeraient pratiquement par un même point d'abscisse nulle. Cette valeur $\bar{\sigma}_o$ est légèrement supérieure à la limite élastique statique en traction simple $(\sigma_n)_L$: 20,0 hbar.

Les courbes de la figure 1-27b correspondent à trois essais effectués en appliquant initialement des contraintes normales $(\sigma_n)_o$ respectivement égale à 0, 20,2 et 23,7 hbar. Ces deux dernières contraintes provoquent un écrouissage avant essai. On observe que la valeur initiale croît avec la contrainte normale appliquée.

1.4.9. CONCLUSIONS

Malgré l'hétérogénéité des déformations et des contraintes supportées par une éprouvette parallélépipédique non entaillée, soumise à un essai de cisaillement combiné avec une sollicitation normale au plan cisailé, l'étude expérimentale effectuée nous a montré :

- 1) qu'il est légitime d'assimiler la déformation à un cisaillement simple homogène entre des couteaux fictifs ayant un écartement proportionnel à une valeur corrigée de l'épaisseur de l'éprouvette.
- 2) que cette assimilation cesse d'être valable si l'épaisseur devient trop faible par rapport aux jeux réels entre les couteaux. Il existe une



épaisseur limite correspondant à chaque valeur de la contrainte normale appliquée. En conséquence, il est indispensable de normaliser l'épaisseur de l'éprouvette à une valeur supérieure à l'épaisseur limite maximale. Nous avons adopté l'épaisseur $e = 2,5$ mm.

3) que l'évolution de l'état déformé en fonction des charges appliquées est complètement caractérisée par trois courbes appelées courbes rationnelles expérimentales relatives à un essai.

4) qu'à partir de la description précédente, on peut décrire par deux courbes seulement un essai fictif tel que la contrainte normale soit maintenue constante pendant tout l'essai. Ces deux courbes ont été appelées courbes rationnelles corrigées.

5) que, s'il n'est guère possible de caractériser l'ensemble de tous les essais par une courbe unique, on simplifie notablement la présentation des résultats et on facilite la comparaison avec des courbes d'essais mécaniques uniaxiaux en utilisant une contrainte équivalente. On peut en particulier vérifier le critère de Von Misès par cette méthode.

S/CH 1.5.

REALISATION DE L'ESSAI SUR MONOCRISTAUX

1.5.1. PREPARATION DES EPROUVETTES

La mise au point de la méthode de fabrication des cristaux a été décrite par ailleurs (10).

Les éprouvettes sont usinées par abrasion mécanique de lingots monocristallins. Cette méthode qui n'est certes pas parfaite, présente l'avantage de permettre un usinage précis des éprouvettes. Une excellente planéité des faces est en particulier indispensable. Après usinage, les éprouvettes sont polies électrolytiquement et recuites pendant douze heures à 1200°C sous vide (10^{-5} torr).

La précision de l'orientation des axes et des faces du cristal est de l'ordre du degré.

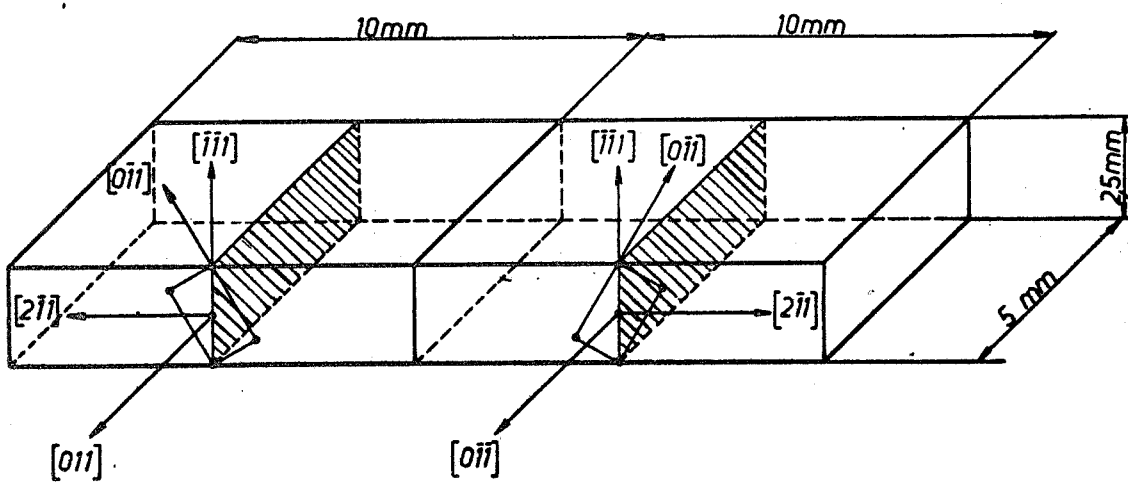


FIG. 1.28 - Orientation et cotes de l'éprouvette d'essai pour l'étude du glissement sur $\{112\}$ et du maillage

1.5.2. GEOMETRIE DES EPROUVETTES MONOCRISTALLINES

L'appareil de cisaillement réalise deux cisaillements sur deux plans cristallographiques parallèles. Si ces plans ne sont pas plans de symétrie du réseau, ils sont donc soumis à des cisaillements selon une même direction cristallographique mais de sens opposés par rapport au réseau. A l'exception du cas de l'étude de plans de symétrie (glissement sur $\{011\}$ selon $\langle 111 \rangle$), il est donc indispensable que l'éprouvette soit constituée de deux monocristaux accolés symétriques l'un par rapport à l'autre.

Tel est le cas des éprouvettes utilisées pour étudier l'asymétrie du glissement sur les plans $\{112\}$ selon la direction $\langle 111 \rangle$ ou pour étudier le maclage sur ces mêmes plans. La figure 1-28 définit l'orientation et les cotes de ces éprouvettes.

Pour certaines séries d'essais (voir ch. 3), les éprouvettes utilisées étaient en outre entaillées. Il ne nous a pas été possible de faire d'autres entailles que des entailles rectangulaires. Dans ce cas, après usinage, une attaque chimique prolongée a permis de supprimer la partie écrouie en fond d'entaille et aussi d'arrondir en partie les angles des coins, en fond d'entaille.

1.5.3. COURBES DES ESSAIS

1.5.3.1. Essais de glissement

Nous nous sommes seulement intéressés aux valeurs des cissions critiques (ch. 2-1 et 2-3). Il n'est pas possible d'observer un palier correspondant au seuil de plasticité sur les courbes de l'essai de cisaillement. Nous avons défini une cission critique conventionnelle, similaire à la seconde limite élastique conventionnelle définie au chapitre 1-4 : c'est la cission qu'il faut appliquer pour pouvoir obtenir un glissement total de 1.10^{-3} mm.

Le mécanisme du glissement provoquant un cisaillement simple du réseau, il est important de vérifier qu'aucune variation ΔJ des jeux n'est obtenue pendant l'essai. L'invariance de J est un contrôle indirect de la qualité de l'essai.

1.5.3.2. Essais de maclage

Nous montrerons au chapitre 3 qu'il n'est pas nécessaire de définir une limite élastique conventionnelle, les courbes de maclage (Fig. 3-9) présentant des paliers lorsque des macles se développent.

L'invariance de J doit également être vérifiée pendant les essais de maclage.



S/CH 1.6.

CONCLUSION DE L'ETUDE DE L'ESSAI DE CISAILLEMENT

Nous avons précisé pourquoi il était souhaitable de pouvoir disposer d'un essai mécanique complémentaire des essais conventionnels de traction ou de compression pour étudier les mécanismes fondamentaux de la déformation plastique.

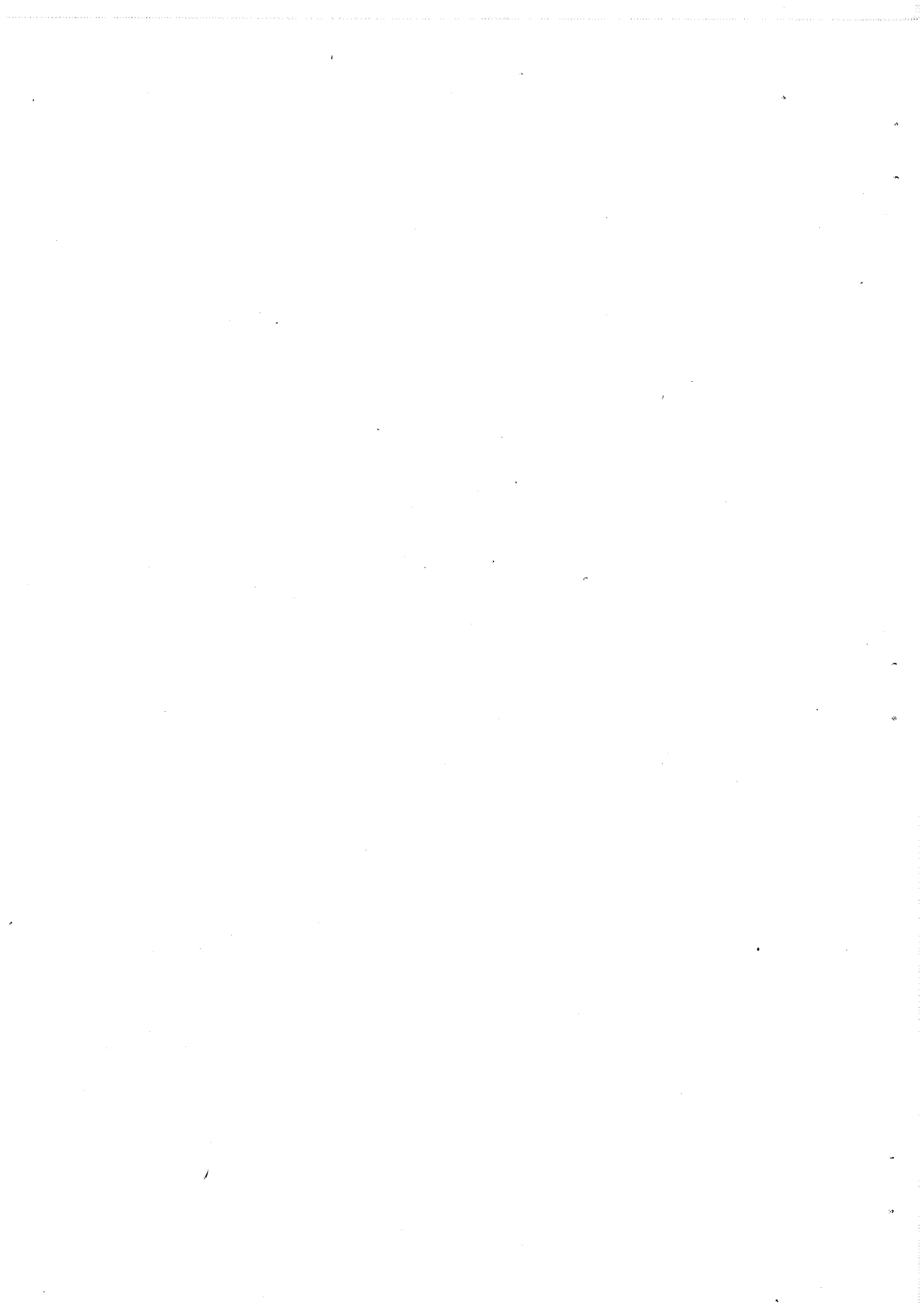
J.M. DURANSEAUD avait proposé un nouvel essai de cisaillement direct entre couteaux avec sollicitation normale au plan cisailé. Le rôle majeur joué par ce type d'essai dans le travail que nous avons réalisé nous a engagé à effectuer une étude préliminaire pour en justifier son emploi.

Il résulte de cette première partie de notre travail les conclusions suivantes :

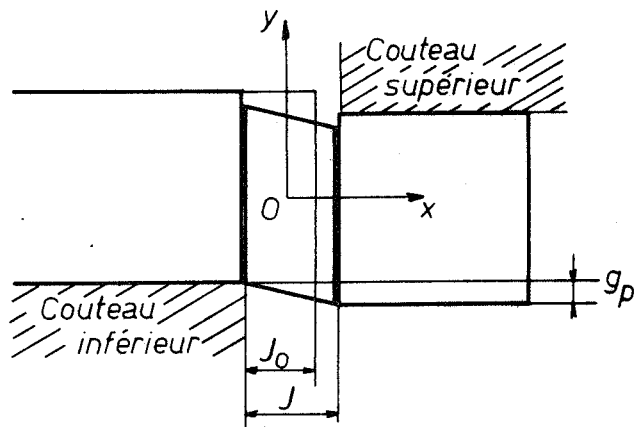
- l'essai de cisaillement direct entre couteaux peut permettre d'obtenir dans la zone déformée un cisaillement simple homogène. Pour qu'il en soit ainsi, il est nécessaire que l'éprouvette cisailée ait un profil particulier afin d'éviter des concentrations locales de contraintes qui détériorent l'homogénéité des cisaillements bien au-delà de la zone des contacts. Nous avons montré que la présence d'entailles sur les faces des éprouvettes, à l'aplomb des couteaux, permet d'obtenir une déformation homogène dans une large zone de matière.

- lorsque l'usinage d'éprouvettes entaillées n'est pas possible, l'essai de cisaillement direct entre couteaux sur éprouvettes non entaillées peut toutefois être utilisé. Dans une large zone de matière, les déformations imposées à l'éprouvette sont bien des cisaillements simples mais il existe un important gradient de cisaillement. Dans le plan des faces des couteaux, la déformation est voisine d'un cisaillement simple homogène. Cette particularité, établie en analysant la déformation de grilles tracées sur les faces de l'éprouvette peut très bien être déduite d'une analyse des courbes des essais en modifiant divers paramètres géométriques des éprouvettes.

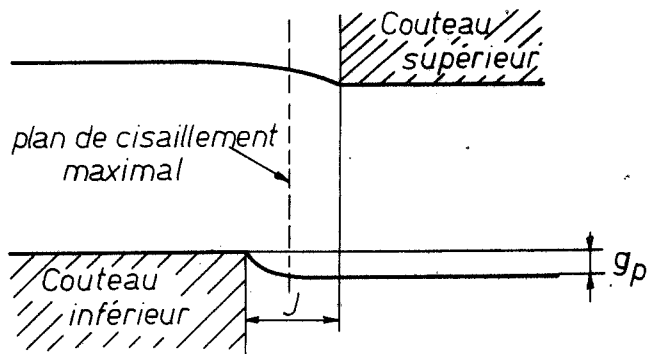
On a montré que l'essai de cisaillement direct entre couteaux utilisé pour déformer des matériaux polycristallins peut être analysé comme un essai biaxial homogène même sur éprouvettes non entaillées. Employé pour déformer des monocristaux, ce même essai n'est pleinement satisfaisant que lorsque



l'éprouvette d'essai remplit les conditions géométriques précédemment définies.
Dans le cas contraire, il faut l'employer avec une grande prudence.



.a. Cas du cisaillement homogène pur



.b. Profil d'une éprouvette cisailée

FIG. 1.29 - Cisaillement simple homogène théorique et déformation effective

ANNEXE A1-1

ANALYSE MATHÉMATIQUE DES DÉFORMATIONS CORRESPONDANT A

UN ÉTAT DE CISAILLEMENT GÉNÉRALISÉ HOMOGÈNE

A1-1-1 HYPOTHÈSES UTILISÉES

Une éprouvette parallélépipédique est soumise à un cisaillement direct entre couteaux et à une sollicitation normale au plan de cisaillement. Elle est élaborée dans un matériau plastique, incompressible. La déformation à laquelle elle est soumise est finie. On rapporte les déformations à un repère cartésien fixe (T). Un certain domaine de l'éprouvette est soumis à un état de déformation homogène (voir figure 1-29). Avant déformation, un point M a pour coordonnées x, y, z . Après déformation, M est venu en M'. Les composantes U_x , U_y , et U_z du vecteur déplacement sont des fonctions linéaires des coordonnées. On admet en outre la planéité de la déformation :

$$U_x = a_{11} x + a_{12} y + a_{14}$$

$$U_y = a_{21} x + a_{22} y + a_{24}$$

$$U_z = a_{33} z + a_{34}$$

Cette déformation résulte de la superposition d'un cisaillement simple et d'une sollicitation axiale uniforme. On a donc :

Cisaillement	$U_x^1 = 0$	Traction	$U_x^2 = a_{11}^2 x + a_{14}^2$
simple	$U_y^1 = a_{21}^1 x + a_{24}^1$	Compression	$U_y^2 = a_{22}^2 y + a_{24}^2$
	$U_z^1 = 0$		$U_z^2 = a_{33}^2 z + a_{34}^2$

L'incompressibilité du matériau impose en outre que l'on ait :

$$(1 + a_{11}^2) (1 + a_{22}^2) = 1$$



Le vecteur déplacement peut donc être défini, à une constante près, par deux paramètres seulement :

$$\left. \begin{array}{l} U_x = dx \\ U_y = cx + ay \\ U_z = az \end{array} \right\} \text{ avec } d = (1+a)^{-2} - 1$$

A1-1-2 TENSEUR DE CAUCHY DU CISAILLEMENT DIRECT

On montre que les composantes de Cauchy de la déformation sont:

$$\epsilon_{xx} = d + 1/2 d^2 + 1/2 c^2$$

$$\epsilon_{xy} = c + ac$$

$$\epsilon_{yy} = a + 1/2 a^2$$

$$\epsilon_{zz} = a + 1/2 a^2$$

$$\epsilon_{xz} = \epsilon_{yz} = 0$$

A1-1-3 CAS DES DEFORMATIONS INFINITESIMALES

Lorsque l'approximation des déformations infinitésimales est permise, on peut écrire :

$$\begin{array}{l} \epsilon_{xx} \rightarrow e_{xx} = \frac{\partial U}{\partial x} = d \\ \epsilon_{yy} \rightarrow e_{yy} = \frac{\partial U}{\partial y} = a \\ \epsilon_{zz} \rightarrow e_{zz} = \frac{\partial U}{\partial z} = a \\ \epsilon_{xy} \rightarrow e_{xy} = c \end{array}$$



Le coefficient d représente donc dans ce cas la dilatation selon Ox :

$$d = (J - J_0) / J_0$$

Le coefficient a représente la dilatation selon Oy et Oz . Mais :

$$a = \lim (1 + d)^{-1/2} - 1 \rightarrow -\frac{d}{2}$$

Les variations des angles entre les axes du trièdre (T) avant et après déformation ont pour valeur les e_{ij} . En particulier :

$$c = \arctg g_p / J \sim g_p / J$$

Le tenseur des déformations infinitésimales D_p d'un cisaillement généralisé est donc :

$$D_p = \begin{pmatrix} \frac{J - J_0}{J_0} & \frac{g_p}{J} & 0 \\ \frac{g_p}{J} & \frac{J - J_0}{2 J_0} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{J - J_0}{2 J_0} \end{pmatrix}$$

Mais ces expressions et ce tenseur sont seulement justifiés dans le cas de déformations infinitésimales. Au-delà, on a en particulier selon les axes Ox , Oy et Oz les allongements :

$$e_x = (1 + 2d + d^2 + c^2)^{1/2} - 1$$

$$e_y = e_z = (1 + a^2 + 2a)^{1/2} - 1$$



RESUME

Etat de cisaillement
simple

$$U_x = 0$$

$$U_y = cx$$

$$U_z = 0$$

$$\epsilon_{xx} = c^2$$

$$\epsilon_{xy} = c$$

$$\epsilon_{yy} = 0$$

$$\epsilon_{zz} = 0$$

$$\epsilon_{xz} = \epsilon_{yz} = 0$$

Etat de cisaillement
généralisé

$$U_x = dx$$

$$U_y = cx + ay$$

$$U_z = az$$

$$d = (1+a)^{-2} - 1$$

$$\epsilon_{xx} = d + 1/2 d^2 + 1/2 c^2$$

$$\epsilon_{xy} = c + ac$$

$$\epsilon_{yy} = a + 1/2 a^2$$

$$\epsilon_{zz} = a + 1/2 a^2$$

$$\epsilon_{xz} = \epsilon_{yz} = 0$$

BIBLIOGRAPHIE DU CHAPITRE 1.

- (1) - J.M. DURANSEAUD, F. LEROY et C. GOUX - C.R. Acad. Sc. Paris - 1968, C267, p. 1763.
- (2) - W.L. PHILLIPS - Trans. A.I.M.E. - 1962, 224, p. 845.
- (3) - F. GUIU - Scripta Met. - 1969, 3, p. 449.
- (4) - R.I. GARBER - Zhur. Eksptl. i Teoret. Fiz. - 1947a, 17(1), p. 48.
- (5) - J.M. DURANSEAUD - Thèse - Université de Paris - 1970.
- (6) - F. LEROY - Notes sur l'essai de cisaillement - Rapport interne.
- (7) - F. LEROY - Diverses applications de l'essai de cisaillement - Rapport interne.
- (8) - F. LEROY - Description géométrique du maillage des cristaux cubiques centrés au cours d'un essai mécanique uniaxial - Rapport interne.
- (9) - E.G. IZOD - The Engineer - Janv. 1906 - p. 5.
- (10) - J.Y. BOOS et al. - Mém. Sc. Rev. Met. - 1971, 68, p. 443.



C H A P I T R E D E U X

EFFET DES CONTRAINTES NORMALES AUX PLANS DE GLISSEMENT

SUR LES CRISSIONS D'AMORCAGE ET DE PROGRESSION DU

GLISSEMENT (CAS DES MATERIAUX CUBIQUES CENTRES)

TABLEAU I - ESSAIS DE CISAILLEMENT SUR LE PLAN (011)

Série I : % Si : 3,5%
 % C : $12.10^{-4}\%$

n° essai	σ_n hbar	τ_o hbar	σ_n/τ_o
1.1	0	15,6	0
1.2	-10	16,7	-0,6
1.3	-20	17,6	-1,14
1.4	-30	17,0	-1,76
1.5	-40	16,5	-2,42
1.6	-50	18,2	-2,75

Série II : % Si : 4,5%
 % C : $60.10^{-4}\%$

n° essai	σ_n hbar	τ_o hbar	σ_n/τ_o
2.1	0	20,0	0
2.2	-20,8	21,2	-0,98
2.3	-38	20,7	-1,83
2.4	-60	25,1	-2,39
2.5	-60	25,15	-2,39
2.6	-80	32,4	-2,47

Série III : % Si : 4,5%
 % C : $30.10^{-4}\%$

n° essai	σ_n hbar	τ_o hbar	σ_n/τ_o
3.1	0	16,8	0
3.2	11,3	17,2	0,66
3.3	20	14,85	1,35
3.4	20	15	1,34
3.5	30	11,7	2,56
3.6	40	8,5	4,7
3.7	40	9,7	4,14
3.8	50	11	4,55
3.9	50	10,7	4,67

S/CH. 2.1.

MESURE AU MOYEN DE L'ESSAI DE CISAILLEMENT DES VARIATIONS DES CISSIONS
CRITIQUES DE GLISSEMENT SUR LES PLANS {011} EN FONCTION DES CONTRAINTES
NORMALES APPLIQUEES SUR CES PLANS

2.1.1. DESCRIPTION DES ESSAIS

Trois séries d'essais ont successivement été effectués sur des é-prouvettes non entaillées à température ambiante. La première série d'éprouvettes est élaborée à partir d'un alliage Fe-Si dont les éléments constitutants ont la pureté suivante :

Fe : ensemble des impuretés métalliques	10.10 ⁻⁴ %
B + P + S + As	7.10 ⁻⁴ %
Si : ensemble des impuretés	0,1%
(le fer étant l'impureté principale)	

Les deuxième et troisième séries d'éprouvettes sont élaborées à partir d'un alliage Fe-Si de pureté plus conventionnelle : fer électrolytique et silicium de pureté industrielle (97%).

Après préparation de l'alliage et recuit sous vide des éprouvettes usinées, le matériau de chaque série contient :

	C	Si
Série 1	12.10 ⁻⁴ %	3,5%
Série 2	60.10 ⁻⁴ %	4,5%
Série 3	30.10 ⁻⁴ %	4,5%

2.1.2. RESULTATS DES ESSAIS

Les cissions critiques mesurées correspondant aux diverses valeurs des contraintes normales imposées sont rassemblées dans le tableau 1.

Lorsqu'on impose un effort de compression normal au plan de glissement, la cission critique qui permet d'amorcer un glissement (Figure 2-1) est

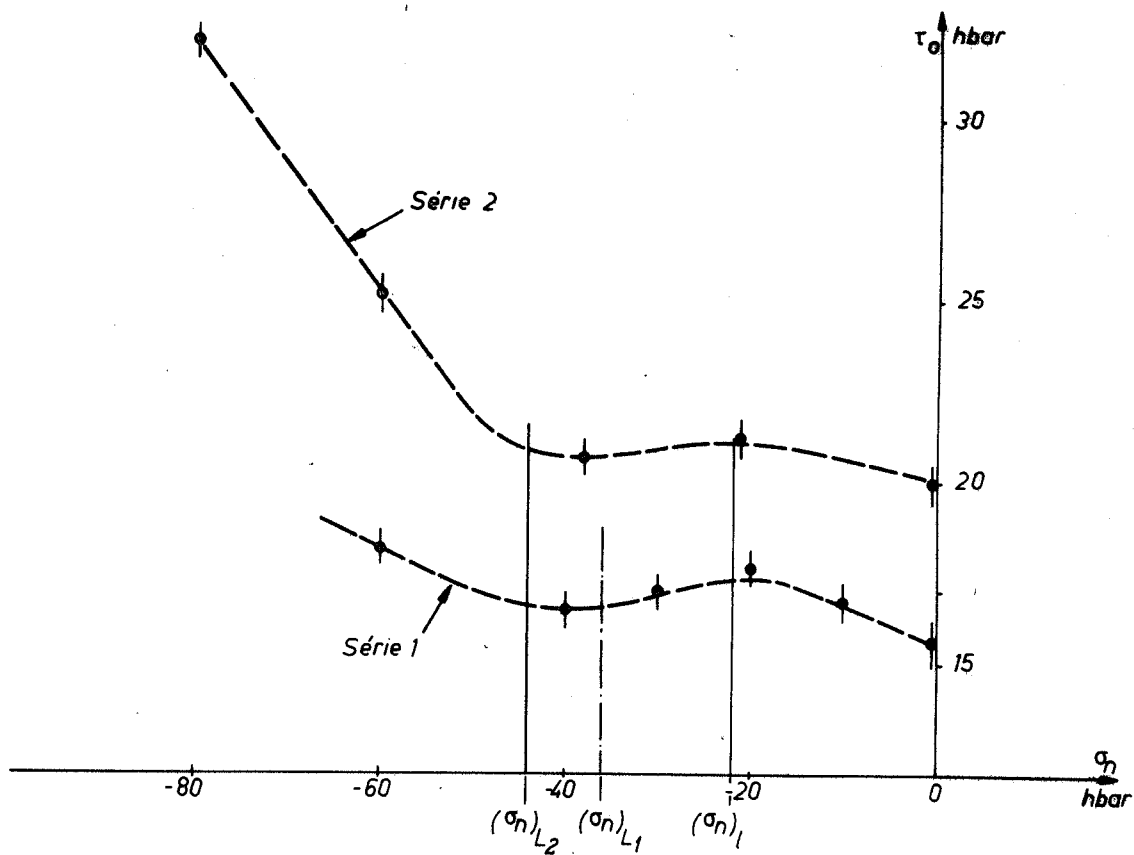


FIG. 2.1 - Variation des cissions critiques en fonction des contraintes normales de compression appliquées sur le plan de glissement

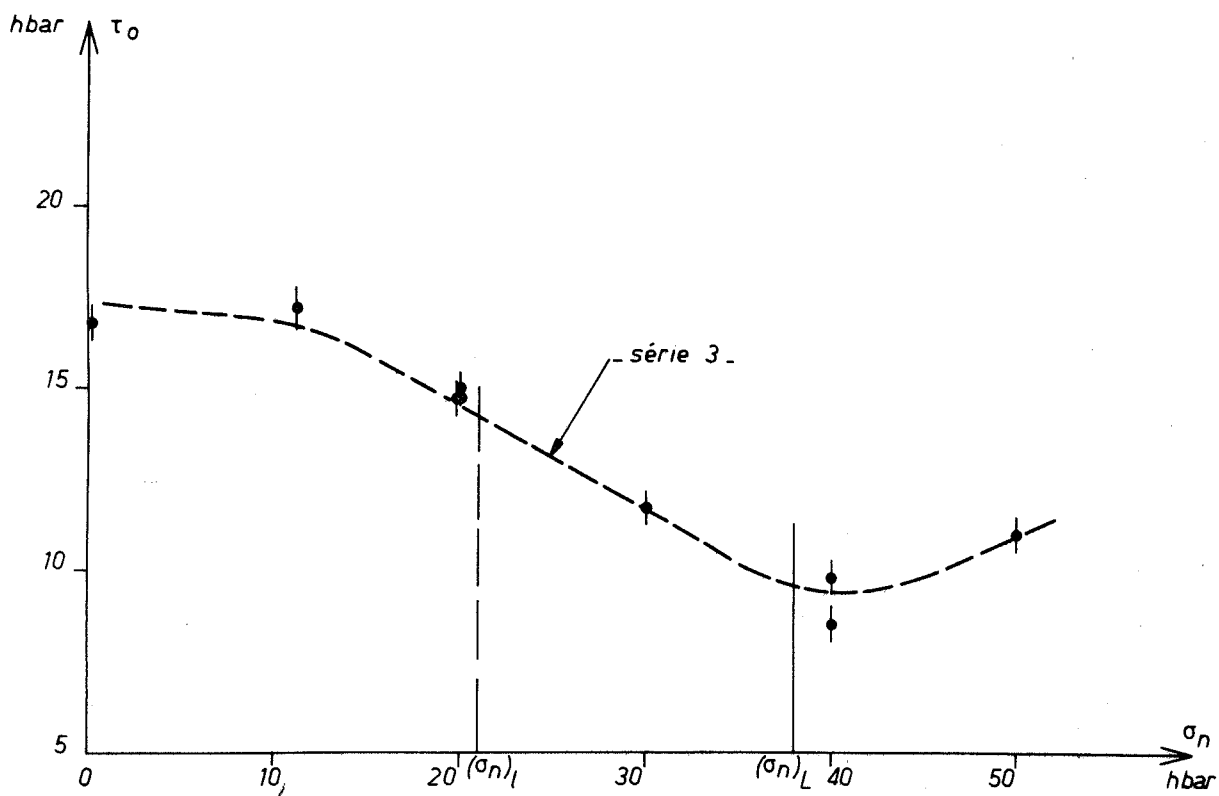


FIG. 2.2 - Variation des cissions critiques en fonction des contraintes normales de traction appliquées sur le plan de glissement

peu sensible à cette contrainte normale, tant que cette dernière n'atteint pas la limite élastique en compression simple $(\sigma_n)_L$. La loi de SCHMID et BOAS est sensiblement vérifiée sur le matériau de pureté conventionnelle (série 2). La vérification est très approximative sur le matériau très pur (série 1) : la cission critique croît légèrement avec la valeur absolue de la contrainte normale tant que celle-ci reste inférieure à $(\sigma_n)_L$. La signification de cette limite sera donnée au paragraphe suivant.

Lorsque la sollicitation normale agit en traction, la cission critique dépend nettement de la contrainte normale σ_n . Dès que les efforts appliqués normalement deviennent importants, la cission critique décroît (fig. 2-2). Lorsque la contrainte normale est supérieure à la limite élastique en traction simple $(\sigma_n)_L$, la cission critique croît avec σ_n .

Ainsi, on observe à partir de ces résultats obtenus sur des matériaux de puretés très distinctes :

- que la cission critique n'est pas constante quelle que soit l'intensité de la contrainte normale appliquée sur le plan de glissement.
- qu'il est possible de relier les variations de la cission critique aux variations de la contrainte normale appliquée.

2.1.3. DISCUSSION DES RESULTATS

L'amplitude des variations possibles de σ_n ne peut pas être quelconque. Au-delà d'une certaine limite que nous allons maintenant préciser, des glissements parasites vont survenir à l'intérieur même du cristal avant que le glissement provoqué sur le plan étudié soit amorcé.

2.1.3.1. Limites des variations de σ_n .

On peut limiter plus ou moins sévèrement l'amplitude des variations de σ_n :

a) - ou bien en considérant que la valeur maximale de σ_n est $(\sigma_n)_L$, la limite élastique en traction simple ou en compression simple d'un monocristal dont l'axe de sollicitation est $\langle 011 \rangle$ (plus généralement $\langle p q r \rangle$ si on cisaille sur le plan $\{ p q r \}$ en zone autour de la direction de glissement $\{ 111 \}$).

Nous montrerons ultérieurement que lorsqu'on soumet un cristal de fer-silicium à une compression selon la direction $\langle 011 \rangle$, il glisse sur un plan $\{ 112 \}$ sollicité dans le sens du maclage possible. La cission critique sur un tel plan, sollicité dans ce sens, est peu différente à cette température de



celle sur un plan {011}. Ce résultat sera confirmé dans le chapitre 2-3.

Dans le cas de la compression normale au plan cisailé {011}, la limite élastique $(\sigma_n)_L$ est alors :

$$(\sigma_n)_L = - (\tau_{op}) / 0,4714$$

(τ_{op}) étant la cission critique sur le plan de glissement parasite. La contrainte normale $(\sigma_n)_p$ sur ce plan de glissement parasite est telle que :

$$(\sigma_n)_p = \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot (\tau_{op}) \quad (\text{voir ch. 2-2})$$

On déduit donc des courbes de la figure 2-1 que pour la série 1, la cission critique sur les plans parasites est 17 hbar et la limite élastique $(\sigma_n)_1$: -36 hbar tandis que pour la série 2 : la cission critique sur les plans parasites est de 20,8 hbar et la limite élastique $(\sigma_n)_1$: -44 hbar.

Un même cristal de Fe-Si soumis à une traction selon la direction <011> se déforme habituellement par glissement sur un plan {112} dans le sens opposé à celui du maclage possible. Admettons que la cission critique sur un plan {112} sollicité dans ce sens soit 5% supérieur à celle sur un plan {112} sollicité dans le sens du maclage possible (voir (42) et ch. 2-3). On en déduit de la courbe de la figure 2-2 que :

$$(\sigma_n)_L = 18 / 0,4714 = 38 \text{ hbar}$$

On peut constater sur les figures 2-1 et 2-2 le bon accord entre ces limites théoriques et celles qui peuvent être définies sur les courbes expérimentales.

b) - on peut aussi considérer que la valeur maximale de $|\sigma_n|$ est $|\sigma_n|_1 < |\sigma_n|_L$ qui correspond au début du glissement sur d'autres plans que le plan cisailé, dans une section du cristal de part et d'autre du plan de cisaillement maximal. $(\sigma_n)_1$ est alors la limite élastique d'un cristal soumis à l'état contraint précédemment défini par le tenseur T_{CM} (ch. 1-4).

$$T_{CM} = \begin{vmatrix} \sigma_n & \tau & 0 \\ \tau & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{vmatrix}$$

TABLEAU II - LIMITES DES CONTRAINTES NORMALES σ_n
APPLIQUEES SUR LE PLAN DE GLISSEMENT {011}

	glissement sur {011} seulement τ_0 (011) = constant	τ_0 (112) $\approx \tau_0$ (011) τ_0 (011) et τ_0 (112) constants	Essais sur Fe-Si $\sigma_n < 0$	Essais sur Fe-Si $\sigma_n > 0$
Essai de traction ou de compression	$\frac{\sqrt{6}}{4} \cdot \tau_0 < \sigma_n < \sqrt{6} \cdot \tau_0$	$0,7 \tau_0 < \sigma_n < 1,947 \tau_0$		
Essai de cisaillement (σ_n) _L	$0 < \sigma_n < \sqrt{6} \cdot \tau_0$	$0 < \sigma_n < \frac{3\sqrt{2}}{2} \cdot \tau_0$	<u>Série 1</u> $0 < \sigma_n < 36$ hbar <u>Série 2</u> $0 < \sigma_n < 44$ hbar	<u>Série 3</u> $0 < \sigma_n < 38$ hbar
Essai de cisaillement (σ_n) ₁	$0 < \sigma_n < \frac{\sqrt{6}}{2} \cdot \tau_0$	$0 < \sigma_n < \frac{\sqrt{6}}{2} \cdot \tau_0$	<u>Série 1</u> $0 < \sigma_n < 21$ hbar <u>Série 2</u> $0 < \sigma_n < 24,4$ hbar	<u>Série 3</u> $0 < \sigma_n < 21$ hbar

Il serait souhaitable de définir les limites des variations possibles de σ_n , en étudiant l'effet d'un tel champ de contraintes sur la stabilité d'un modèle atomique. Une telle approche soulève des difficultés considérables. Nous pensons toutefois qu'une approche purement géométrique permet de définir une limite $(\sigma_n)_1$ significative : on détermine le plan de glissement soumis à la plus forte cission parasite τ_p , résultant de l'application d'un état contraint défini par le tenseur T_{CM} . Ce calcul de $(\sigma_n)_1$ est effectué en annexe A2-1 page 167.

L'ensemble des résultats relatifs aux calculs de $(\sigma_n)_L$ et $(\sigma_n)_1$ dans le cas le plus général de l'essai de cisaillement et dans le cas particulier des trois séries d'essais sur cristaux de Fe-Si a été porté sur le tableau II ci-contre.

2.1.3.2. Application aux variations des cissions critiques

Les résultats des calculs précédents peuvent être portés sur les courbes des figures 2-1 et 2-2.

- lorsque la contrainte normale agit en compression, la cission critique croît lorsque la contrainte normale croît en valeur absolue, tant que $|\sigma_n| < |(\sigma_n)_1|$. Cette croissance est d'autant plus accentuée que le matériau est plus pur. Lorsque $|\sigma_n|$ devient supérieur à $|(\sigma_n)_1|$, il semble que les mécanismes du glissement soient modifiés. La valeur limite géométrique $(\sigma_n)_1$ a donc bien une signification physique. En deçà de cette limite, la variation de τ_o avec σ_n ne semble pas pouvoir être attribuée à des effets parasites dus à l'essai.

- lorsque la contrainte normale agit en traction, la cission critique décroît lorsque la contrainte normale croît. Lorsque σ_n devient supérieur à $(\sigma_n)_1$, la loi de variation est modifiée (point d'inflexion de la courbe $\tau_o = \tau(\sigma_n)$).

- les mêmes conclusions peuvent être retrouvées lorsque l'on suit les variations de $\eta = d\tau/dg$, en fonction de σ_n . Il a été montré (II) que les courbes $\tau = \tau(g)$ sont linéaires, au moins pour les valeurs modérées de g . Le taux de consolidation η est constant. L'évolution de ce taux de consolidation en fonction de σ_n a été porté sur la figure 2-3. De manière à ne pas négliger l'effet éventuel des variations de σ_n au cours de l'essai (cf. ch. 1-4) deux taux de consolidation ont été portés sur ce diagramme : les pentes $d\tau_1/dg$ des courbes expérimentales $\tau_1 = \tau(g)$ (chaque courbe correspond à une valeur initiale $(\sigma_n)_o$ définie) et les pentes $d\tau_2/dg$ des courbes $\tau_2 = \tau(g)$, construites par interpo-

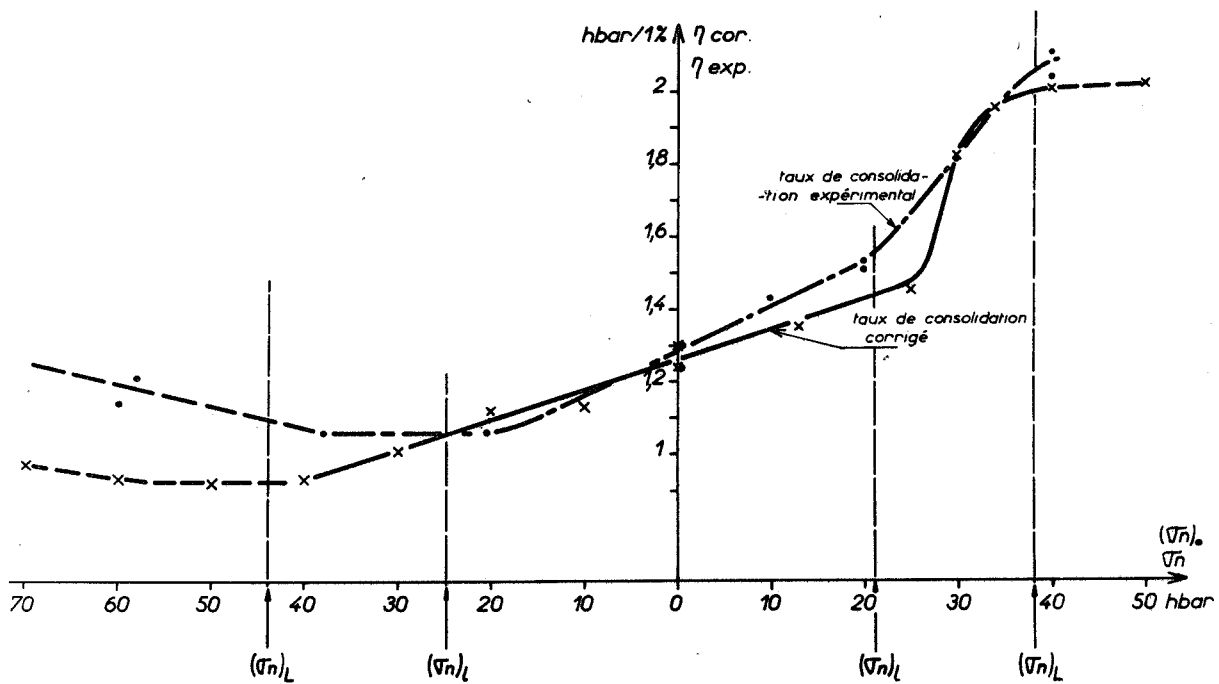


FIG. 2.3 -

- Taux de consolidation mesurés sur les courbes expérimentales $\tau = \tau (g)$ avec $(\sigma_n)_0$ constant
- x Taux de consolidation mesurés sur les courbes corrigées $\tau = \tau (g)$ avec σ_n constant
 - $\sigma_n > 0$: série d'essais n° 3
 - $\sigma_n < 0$: série d'essais n° 2

lation, en fixant σ_n (taux de consolidation corrigé).

On observe sur cette figure 2-3 que la variation de η en fonction de σ_n est linéaire lorsque :

$$-(\sigma_n)_1 < \sigma_n < (\sigma_n)_1$$

En deçà de la valeur $|\sigma_n|_1 = |(\sigma_n)_1|$, les variations du taux de consolidation n'obéissent plus à la même loi.

Ainsi, après avoir examiné ces résultats expérimentaux, il apparaît que pour tous les essais entrepris, $\tau_o = \tau(\sigma_n)$ est une fonction décroissante tant que $|\sigma_n|$ reste inférieure à une limite telle qu'aucun phénomène de glissement parasite ne puisse survenir.

2.1.4. CONCLUSIONS DE L'ETUDE DES VARIATIONS DE τ_o EN FONCTION DE σ_n AU MOYEN DE L'ESSAI DE CISAILLEMENT

Sur des matériaux de puretés très différentes, nous avons observé en cisillant directement entre couteaux des cristaux de Fe-Si sur le plan {011} selon la direction $\langle 111 \rangle$:

1 - que la cission critique n'est pas constante quelle que soit l'intensité de la contrainte normale appliquée sur le plan de glissement.

2 - lorsque cette contrainte normale croît entre des limites voisines de -20 hbar et +20 hbar, la cission critique décroît, quelle que soit la pureté du matériau. Entre ces limites, tout effet parasite de l'essai semble à rejeter.

3 - la décroissance de la cission critique est d'autant plus nette que le matériau est plus pur.

4 - on peut constater en outre sur le tableau II la complémentarité des essais de cisaillement et des essais uniaxiaux. Les premiers permettent en particulier de mesurer les valeurs des cissions critiques qui correspondent aux très faibles valeurs des contraintes normales appliquées au plan de glissement.

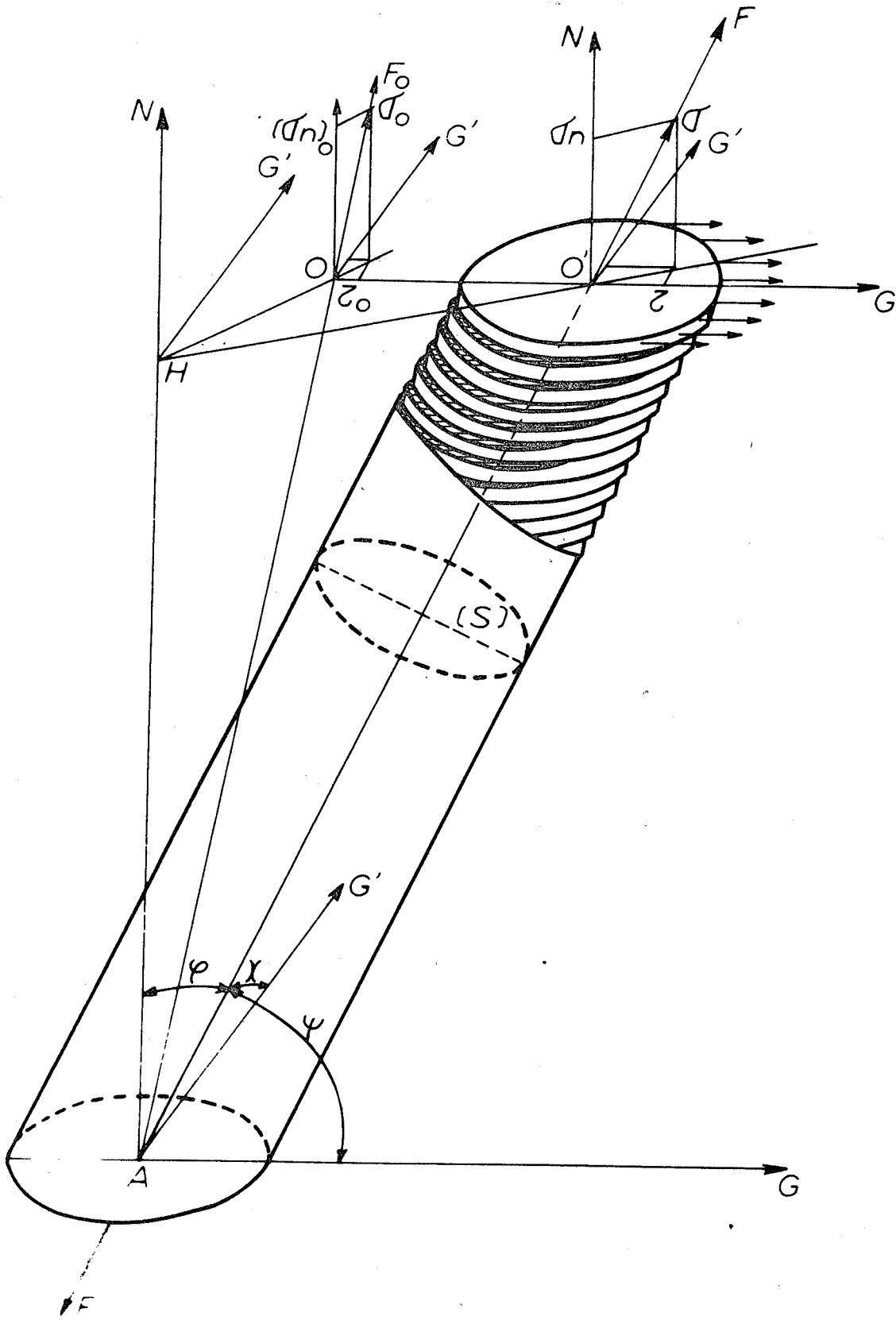


FIG. 2.4 - Epruvette monocristalline soumise à un essai mécanique uniaxial

S/CH. 2.2.

DETERMINATION DE L'INFLUENCE DES CONTRAINTES NORMALES
SUR LES CRISSIONS D'AMORCAGE ET DE PROGRESSION DU GLISSEMENT
AU MOYEN DES ESSAIS DE TRACTION ET DE COMPRESSION

2.2.1. DETERMINATION DE L'ETAT CONTRAINT ET DEFORME

2.2.1.1. Données de l'essai uniaxial

L'état contraint auquel est soumise une éprouvette au cours d'un essai mécanique uniaxial est défini si on connaît cinq paramètres :

- le plan de glissement N. Dans le cas de la déformation de matériaux cubiques centrés, ce plan peut être cristallographique de type $\{011\}$ ou $\{112\}$. On le notera alors (N). Il peut, plus généralement, être un plan géométrique quelconque. Il sera alors noté simplement N.
- la direction de glissement et le sens selon cette direction. On notera $[G]$ le demi-axe orienté dans le sens du cisaillement. Cette direction est pour les matériaux cubiques centrés du type $\langle 111 \rangle$.
- la section droite S de l'éprouvette.
- la force axiale d'intensité F.

La figure 2-4 représente une éprouvette monocristalline repérée par rapport au trièdre trirectangle direct d'axes :

- \vec{AN} : demi-normale au plan de glissement N. Le demi-axe de sollicitation AO' est défini par le vecteur unitaire $\vec{u} = \vec{AO}' / |\vec{AO}'|$ dont l'orientation est choisie de telle manière que l'on ait :

$$\vec{AN} \cdot \vec{u} \geq 0$$

Appelons ϕ l'angle (aigu) entre l'axe de sollicitation et la demi-normale AN.

- \vec{AG} : demi-axe parallèle à la direction de glissement dans le sens du cisaillement. Soit ψ l'angle entre le demi-axe \vec{AG} et le vecteur \vec{u} . On a :

$$\begin{aligned}
 0 \leq \psi &\leq \frac{\pi}{2} && \text{si l'essai est une traction} \\
 -\frac{\pi}{2} &\leq \psi < 0 && \text{si l'essai est une compression}
 \end{aligned}$$

- \vec{AG}' : demi-axe normal à la direction de glissement dans le plan de glissement. Appelons χ l'angle entre le demi-axe \vec{AG}' et le vecteur \vec{u} .

La connaissance des trois angles ϕ , ψ et χ ainsi que celle de S et de F suffit pour calculer les contraintes auxquelles les plans de glissement sont soumis.

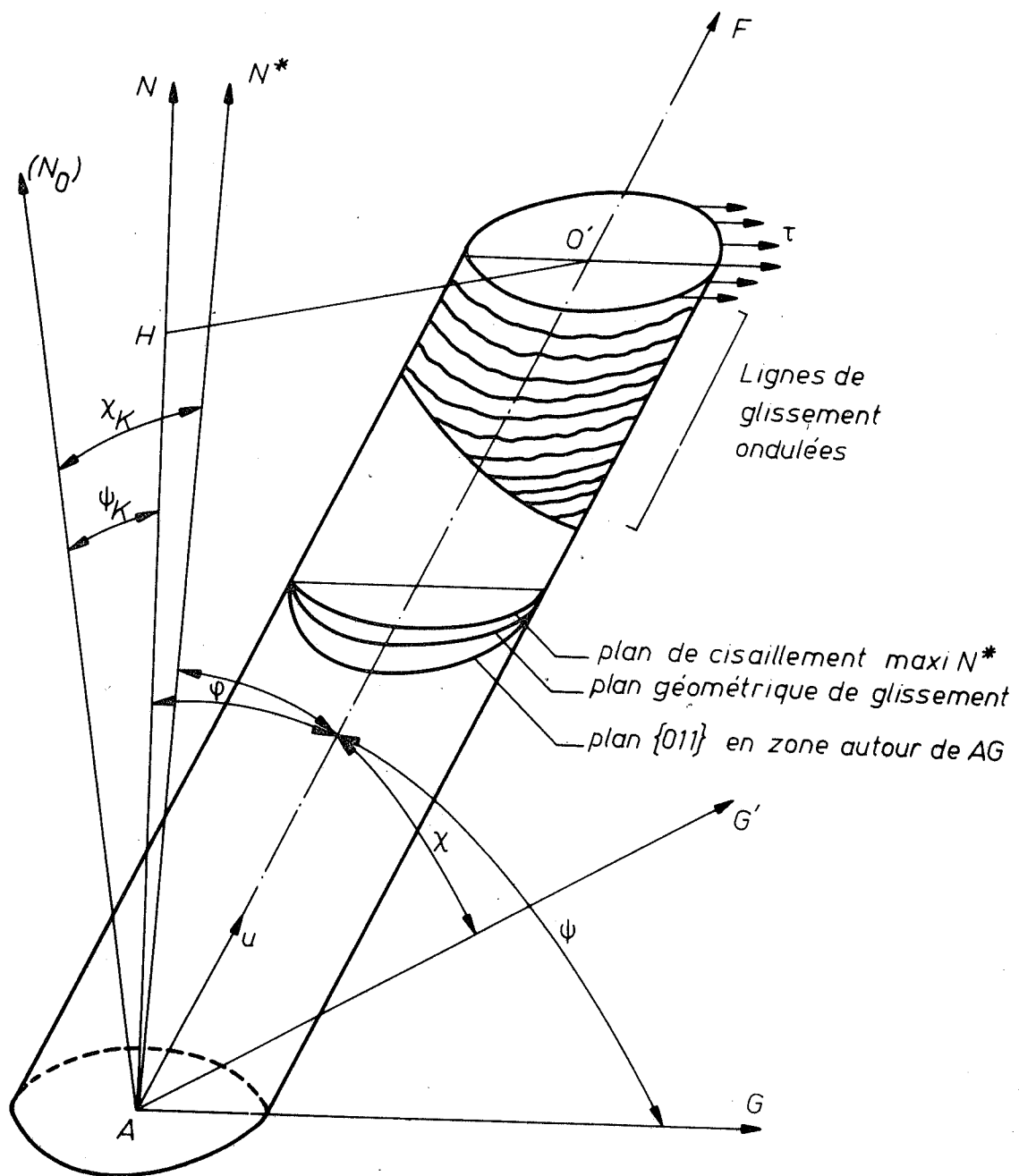


FIG. 2.5 - Epruvette monocristalline d'un matériau C.C. soumise à un essai mécanique uniaxial

Lorsque le plan de glissement n'est pas un plan cristallographique simple $\{011\}$ ou $\{112\}$, il est commode de faire jouer un rôle particulier à deux plans :

- le plan de cisaillement maximal N^\dagger , en zone autour de $[G]$. Soit \vec{AN}^\dagger la demi-normale au plan N^\dagger telle que :

$$\vec{AN}^\dagger \cdot \vec{u} \geq 0 \quad (\text{Fig. 2-5})$$

- le plan (N_0) de type $\{011\}$, en zone autour de $[G]$, le plus sollicité parmi les trois plans du même type, en zone autour de $[G]$. Soit \vec{AN}_0 la demi-normale au plan (N_0) telle que :

$$\vec{AN}_0 \cdot \vec{u} \geq 0 \quad (\text{Fig. 2-5})$$

On peut repérer l'axe de sollicitation par les deux angles :

Ψ : angle entre \vec{AG} et \vec{u}

χ_K : angle entre \vec{AN}_0 et \vec{AN}^\dagger

On peut repérer le plan de glissement par l'angle Ψ_K entre \vec{AN}_0 et \vec{AN} . Ainsi selon la nature de la géométrie du glissement et du problème étudié, on considèrera l'un ou l'autre des systèmes de données :

- système 1 : ψ, Ψ, χ, S et F

- système 2 : Ψ, χ_K, Ψ_K, S et F

Le plan (N_0) est un plan de symétrie du réseau : deux plans faisant un angle $+\Psi_K$ et $-\Psi_K$ sont donc de même nature mais sont cisailés en sens contraire. En particulier à $+30^\circ$ et -30° , on trouve deux plans $\{112\}$ dont l'un noté (N_M) est cisailé dans le sens du maclage possible et l'autre noté $(N_{M'})$ est cisailé dans le sens opposé à celui du maclage possible. Il est commode d'orienter χ_K et Ψ_K en se référant au sens du maclage possible. Conventionnellement Ψ_K sera pris positif si N est à l'intérieur du dièdre $(N_0) - (N_M)$. Il sera pris négatif si N est à l'intérieur du dièdre $(N_0) - (N_{M'})$. Cette convention, distincte de celle employée par la plupart des auteurs (8,34,43,45...) est commode parce qu'elle est indépendante du type de sollicitation. Si on inverse le type de sollicitation, on inverse le sens de $[G]$ et on permute les deux plans (N_M) et $(N_{M'})$. Il en résulte qu'un même angle Ψ_K caractérise un même plan soumis à un cisaillement de même sens par rapport au réseau, en traction ou en compression. Il en résulte également que deux plans caractérisés par des angles $+\Psi_K$ et $-\Psi_K$ sont de même nature mais sont soumis à des cisaillements de sens contraire par rapport au réseau.



2.2.1.2. Etat contraint sur le plan de glissement à un instant donné

L'application de l'effort F soumet le plan de glissement à une contrainte σ équipolente à u^{\rightarrow} :

$$\sigma = F \cdot \cos \phi / S$$

F est pris positif lorsqu'on impose un effort de traction, négatif lorsqu'on impose un effort de compression.

Les composantes de σ sur les trois axes AN, AG, et AG' sont (Fig.2-4)

- la contrainte normale au plan de glissement : σ_n
- la cisssion τ selon le sens du glissement
- la cisssion τ' selon la normale à la direction de glissement

1. Expression de la cisssion

La cisssion τ est égale à :

$$\tau = \cos \phi \cdot \cos \Psi \cdot F / S \quad (2-1)$$

Le facteur de SCHMID (33b) est noté K

$$K = \cos \phi \cdot \cos \Psi \quad (2-2)$$

Sur le plan N^{\dagger} , la cisssion est égale à :

$$\tau^{\dagger} = K^{\dagger} \cdot F / S \quad (2-3)$$

$$\text{avec } K^{\dagger} = \sin \Psi \cdot \cos \Psi \quad (2-4)$$

La relation fondamentale de la trigonométrie sphérique permet d'écrire :

$$\cos \phi = \sin \Psi \cdot \cos (\chi_K - \Psi_K)$$

et par conséquent la seconde expression de la cisssion est :

$$\tau = \tau^{\dagger} \cdot \cos (\chi_K - \phi_K) \quad (2-5)$$

N.B. : par suite des conventions d'orientation utilisées, τ est toujours positif.

2. Expression de la contrainte normale au plan de glissement

La contrainte normale σ_n est égale à :

$$\sigma_n = \cos^2 \phi \cdot F / S \quad (2-6)$$



Pendant la phase élastique, σ_n et τ croissent proportionnellement. Leur rapport est constant. Au fur et à mesure de la progression du glissement, la rotation du réseau modifie le rapport entre σ_n et τ . On appellera r ce rapport

$$r = \cos \phi / \cos \Psi \quad (2-7)$$

Sur le plan de cisaillement maximal, on a :

$$r^\dagger = \text{tg } \Psi$$

r peut aussi s'exprimer en fonction de r^\dagger

$$r = r^\dagger \cdot \cos (\chi_K - \Psi_K) \quad (2-8)$$

Les équations (2,6), (2,7), et (2,8) sont les trois expressions de la contrainte normale sur le plan de glissement que nous utiliserons dans la suite de ce travail pour étudier son influence.

3. Expression de la cission parasite τ'

La cission τ' , normale à la direction de glissement dans le plan de glissement, est égale à :

$$\tau' = \cos \phi \cdot \cos \chi \cdot F/S \quad (2-9)$$

Pour un même type de sollicitation, elle peut être positive ou négative. Elle s'annule lorsque $\Psi_K = \chi_K$

Pendant la phase élastique, τ et τ' restent proportionnels. Le rapport $r' = \tau'/\tau$ est une constante pendant la phase élastique. Il varie lorsque le glissement progresse.

$$r' = \cos \chi / \cos \Psi \quad (2-10)$$

Le rapport r' est d'autant plus petit que le plan de glissement N est plus voisin du plan de cisaillement maximal N^\dagger . La relation fondamentale de la trigonométrie sphérique permet d'écrire :

$$\cos \chi = - \sin \Psi \cdot \sin (\chi_K - \Psi_K)$$

Par conséquent on a :

$$r' = -r^\dagger \cdot \sin (\chi_K - \Psi_K) \quad (2-11)$$

ou encore : $r' = -r \cdot \text{tg } (\chi_K - \Psi_K)$

Si un seul système de glissement intervient, $\chi_K - \Psi_K$ est au maximum égal à 30° et dans ce cas :

$$r' = 0,577 \cdot r$$

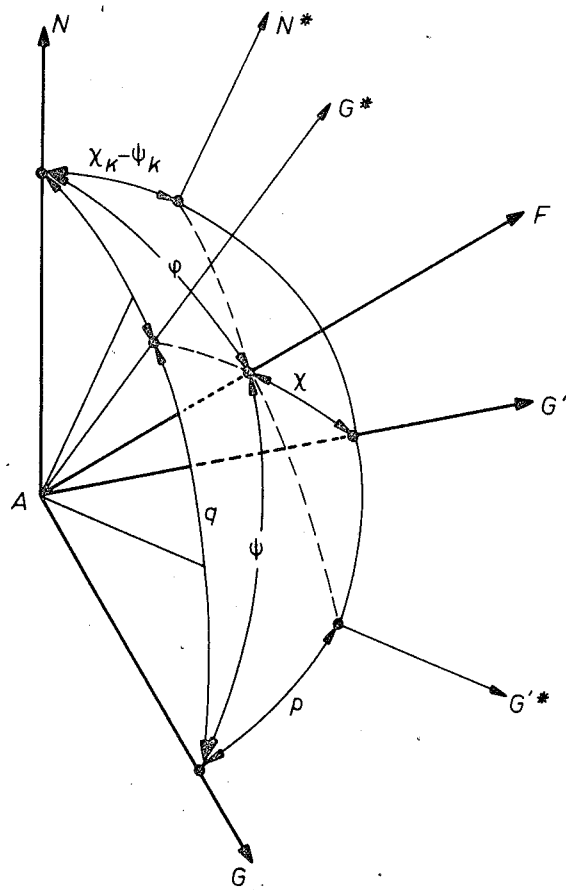


FIG. 2.6 - Sphère stéréographique rapportée au système de glissement \vec{AN} , \vec{AG} , \vec{AG}'

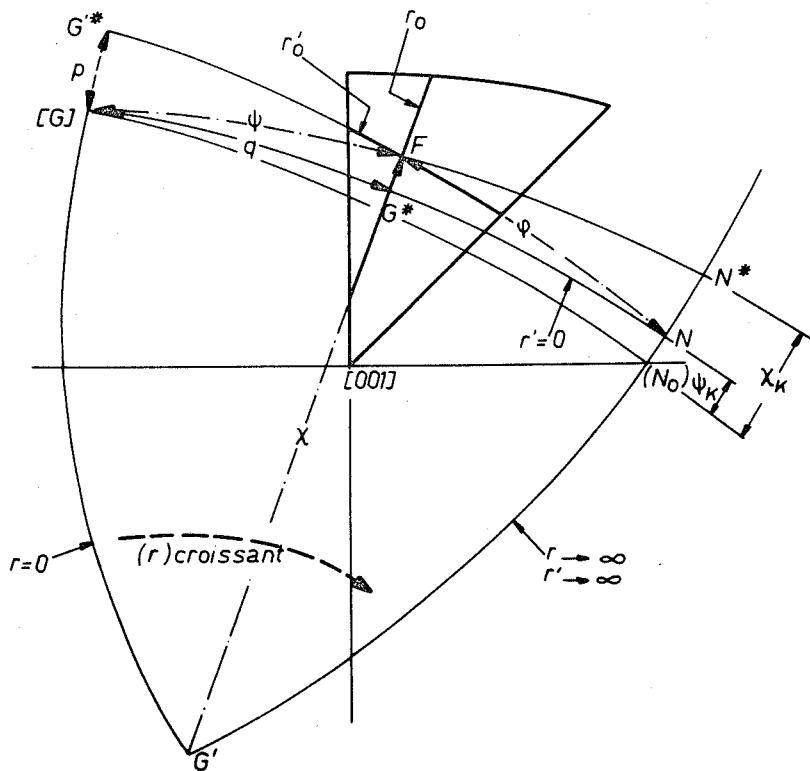


FIG. 2.7 - Représentation graphique de l'état contraint sur le système N , $[G]$ lorsque l'axe de sollicitation est en F

r' , qui est toujours inférieur à r , ne peut toutefois pas dans ce cas être à priori négligé. Lorsqu'au contraire, le glissement s'effectue sur plusieurs systèmes de glissement possibles on peut au moins dans une première approximation négliger l'influence de r' .

4. Représentations de l'état contraint

On peut donner deux représentations de l'état contraint.

Une première consiste à déterminer les trois composantes de la contrainte effective sur le plan de glissement :

- τ

- σ_n

- τ'

Une seconde consiste à décrire l'état contraint par :

- la cission τ responsable du glissement (variable d'intensité de l'état contraint)

- les deux rapports de r et r' , sans dimensions, qui caractérisent la forme de l'état contraint. On peut à leur propos utiliser la dénomination de rapports tensomorphiques utilisés par les mécaniciens. Ils ne dépendent que de l'orientation de l'axe de sollicitation par rapport au réseau.

Suivant le choix du système de données : ϕ, Ψ, χ ou χ_K, Ψ_K nous avons établi diverses expressions qui permettent de définir l'état contraint dans l'une ou l'autre de ses deux représentations. Ces résultats sont regroupés dans les tableaux III et IV (pages 106 et 107).

5. Représentation graphique de l'état contraint

Le trièdre $\vec{AN}, \vec{AG}, \vec{AG}'$ a été porté sur une projection stéréographique du réseau, de pole [011] (Fig. 2-7). Le point F est la projection de l'axe de sollicitation défini par les trois angles ϕ, Ψ , et χ .

Les courbes $r = \text{constante}$ et $r' = \text{constante}$ sont des grands cercles de la sphère stéréographique. Considérons en effet sur la figure 2-6 l'intersection AG^\dagger du plan (AN, AG) par le plan (AG', AF). Soit q l'angle entre AG et AG^\dagger . Quelle que soit l'orientation de l'axe de sollicitation dans le plan (AG', AG^\dagger), on a :

$$r = \cos \phi / \cos \Psi = \text{tg } q$$

De même, l'intersection AG'^\dagger du plan (AG, AG') par le plan (AN, AF) fait un angle p avec AG . Pour toutes orientations de l'axe de sollicitation appartenant au plan (AN, AG'^\dagger), on a :

$$r' = \cos \chi / \cos \Psi = \text{tg } p$$

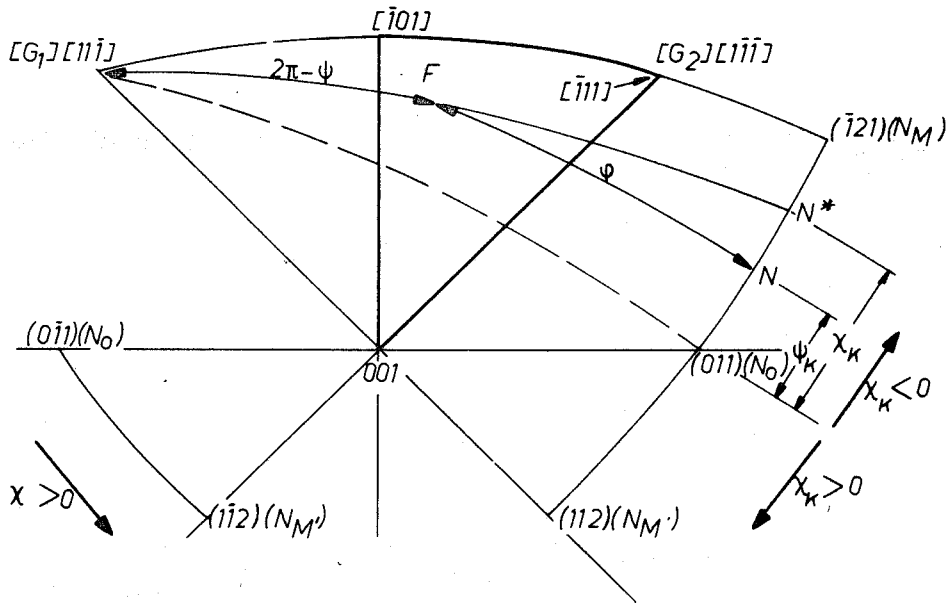


FIG. 2.8 - Essai de compression : angles orientés permettant d'évaluer l'état contraint sur tout système de glissement

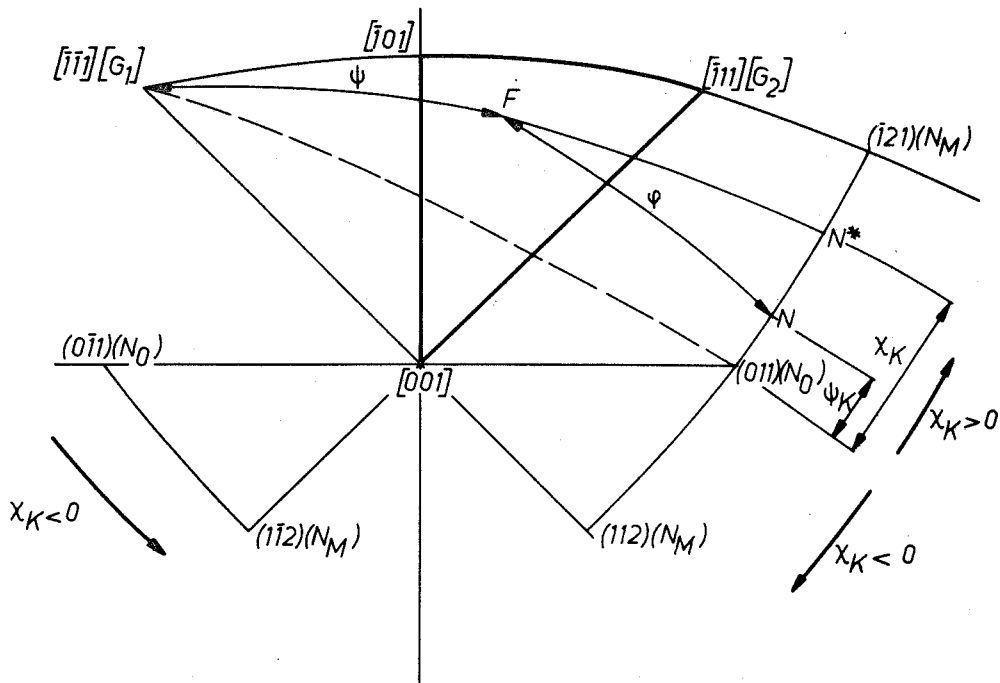


FIG. 2.9 - Essai de traction : angles orientés permettant d'évaluer l'état contraint sur tout système de glissement

Sur la projection stéréographique de la figure 2-7, les courbes $r = \text{constante}$ sont des grands cercles passant tous par le point G' . Les cercles limites sont :

- le grand cercle passant par G' et $[G]$ pour lequel on a :

$$r = 0$$

- le grand cercle passant par G' et N pour lequel on a :

$$q = \psi = \frac{\pi}{2}$$

$$|r| \rightarrow \infty$$

r est en valeur absolue continuellement croissant lorsqu'on se déplace du cercle passant par G' et $[G]$ jusqu'au cercle passant par G' et N . Les courbes r' constante sont des grands cercles passant par le point N . Le sens des variations de r' est donné en considérant le cercle passant par N et $[G]$ pour lequel on a :

$$p = 0$$

$$r' = 0$$

et le cercle passant par N et G' pour lequel on a :

$$p = \frac{\pi}{2}$$

$$r' \rightarrow \infty$$

Il est important de remarquer que tous les angles portés sur la projection stéréographique peuvent être orientés avec les mêmes conventions que celles précédemment décrites. Nous montrerons ultérieurement que si toutes les orientations de l'espace sont rapportées au triangle stéréographique de sommets $W_1 = [001]$, $I = [\bar{1}01]$ et $A = [\bar{1}11]$ ($A-W_1-I$: conventions de SCHMID (33b)), il n'y a que deux directions de glissement qui peuvent être efficaces :

$$[G_1] = \begin{array}{l} [\bar{1}\bar{1}1] \\ [11\bar{1}] \end{array} \quad \begin{array}{l} \text{essai de traction} \\ \text{essai de compression} \end{array}$$

$$[G_2] = \begin{array}{l} [\bar{1}11] \\ [1\bar{1}\bar{1}] \end{array} \quad \begin{array}{l} \text{essai de traction} \\ \text{essai de compression} \end{array}$$

L'ensemble des données (grandeurs et signes) correspondant à des essais de traction ou de compression peuvent être regroupées sur l'un ou l'autre des stéréogrammes des figures 2-8 et 2-9.

2.2.1.3. Etat contraint rapporté à l'orientation initiale de l'axe de sollicitation (cas du seul essai de traction)



Au passage de la limite élastique, les trois angles Ψ , ϕ , et χ ont conservé les valeurs qu'ils avaient avant essai : Ψ_0 , ϕ_0 et χ_0 . De même la section S de l'éprouvette est égale à la section S_0 de l'éprouvette non déformée si on néglige les déformations élastiques.

Au-delà de la limite élastique, les quatre paramètres Ψ , ϕ , χ et S cessent d'être facilement accessibles. Aussi est-il commode de définir l'état contraint non pas par rapport à ces quatre paramètres mais par rapport à leur valeur initiale avant l'essai, auxquels on adjoint les variables enregistrées pendant l'essai : charge axiale F et variation de longueur axiale de l'éprouvette. Mais ce calcul ne peut être fait que si on suppose que la déformation du cristal est homogène. Par ailleurs le type de l'essai est important. Dans le cadre de cette partie consacrée à l'étude des effets des contraintes normales sur la déformation plastique non infinitésimale, nous n'envisagerons pas le cas de l'essai de compression. Les considérations qui suivent sont donc uniquement relatives à l'essai de traction provoquant une déformation homogène.

Soient l et l_0 les longueurs axiales de l'éprouvette de traction au seuil de plasticité et pour une charge appliquée F . L'allongement de l'éprouvette est :

$$e = (l - l_0) / l_0$$

E. SCHMID (33b) a montré qu'on pouvait exprimer les angles ϕ , Ψ et χ en fonction des valeurs initiales de ces angles et de l'allongement e . Ces calculs ainsi que leur extension à l'évaluation des contraintes normales ont été portés en annexe A2.

1. Nouvelle expression de la cission

Soit τ_0 la cission critique de glissement :

$$\tau_0 = K_0 \cdot F_0 / S_0$$

$$K_0 = \cos \phi_0 \cdot \cos \Psi_0$$

Pour un allongement e donné :

$$\tau(e) = A(e) \cdot F \cdot \tau_0 / F_0 = A(e) \cdot \tau_a$$

$$A(e) = \frac{((1+e)^2 - \sin^2 \Psi_0)^{1/2}}{(1+e) \cos \Psi_0}$$

(2-12)

S'il n'y avait pas de rotation du réseau la cission τ serait proportionnelle à la force appliquée $\tau_a = \tau_0 \cdot F/F_0$. En fait τ diffère de τ_a par un terme correctif qui tient compte de la rotation du réseau.



2. Nouvelles expressions des rapports tensomorphiques

Pendant la phase élastique, les rapports r et r' ont respectivement les valeurs r_0 et r'_0

Pour un allongement e , on a

$$\begin{aligned} r(e) &= C(e) \cdot r_0 \\ r'(e) &= C(e) \cdot r'_0 \\ C(e) &= \cos \Psi_0 / \left[(1+e)^2 - \sin^2 \Psi_0 \right]^{1/2} \end{aligned} \quad (2-13)$$

Le terme correctif C varie beaucoup plus rapidement en fonction de e que le terme correctif A et ses variations sont très dépendantes de l'orientation de l'axe de traction par rapport au réseau.

Ainsi, pour un allongement de 6%, C et A auront les valeurs suivantes selon l'orientation de l'axe de traction, quel que soit le plan de glissement :

axe de traction	C	A
< 001 >	0,851	1,104
< 011 >	0,942	1,027
< 111 >	0,688	1,371

2.2.1.4. Représentation de l'état déformé - cas de l'essai de traction

1. Glissement

SCHMID (33b) a proposé de prendre comme définition du glissement le déplacement relatif entre deux plans de glissement séparés par une distance unitaire, conformément à la définition d'un cisaillement simple infinitésimal (Fig. 2-4)

$$g = OO' / AH$$

Nous avons rappelé en annexe A2-2, page 167, qu'il est possible d'exprimer le glissement g en fonction de e et de l'orientation initiale de l'axe de sollicitation :

$$\begin{aligned} g(e) &= B(e) \cdot e / K_0 \\ B(e) &= \left[\left((1+e)^2 - \sin^2 \Psi_0 \right)^{1/2} - \cos \Psi_0 \right] \cos \Psi_0 / e \end{aligned} \quad (2-14)$$



Pour les faibles allongements, le glissement est proportionnel à l'allongement :

$$g \sim g_i = e / K_0$$

2. Vitesse de glissement

De nombreux travaux récents (8, 14, 27, 29, ...) ont porté sur l'effet de la vitesse de déformation axiale :

$$e' = de/dt$$

sur les cissions critiques. Une influence semblable à celle de la température peut être mise en évidence lorsqu'on exprime la cission critique en fonction de la température d'essai T ou de l'inverse du logarithme de la vitesse : la cission critique croît lorsque la vitesse de déformation croît.

Tant que la sensibilité de la cission critique à la vitesse reste modérée, il n'y a pas lieu d'établir une distinction entre la vitesse de glissement $g' = dg/dt$ et la vitesse de déformation axiale e' . Il en va autrement lorsque l'effet de la vitesse est très sensible. Au passage de la limite élastique :

$$g'_0 = e' / K_0$$

Lorsque e est fixe, g'_0 varie donc, suivant l'orientation de l'axe de traction entre une valeur minimale $2e'$ obtenue lorsque :

$$\begin{aligned} \psi_K &= \frac{\chi_K}{\chi_K} \\ \psi &= 45^\circ \end{aligned}$$

et une vitesse maximale qui dépend de la nature du système de glissement. Si N est toujours un plan (N_0) :

$$2 \leq g'_0 / e' \leq 3\sqrt{6} / 2$$

$$\text{ou} \quad g'_{\text{mini}} \leq g'_0 \leq 1,85 g'_{\text{mini}}$$

Or on sait que pour un certain nombre de matériaux cubiques centrés, la sensibilité de la cission critique de glissement à la vitesse de déformation peut être très importante. Ainsi T.E. MITCHELL et al. (27) déformant des cristaux de tantale de même orientation entre des vitesses comprises entre $9,3 \cdot 10^{-6} \text{ sec}^{-1}$ et $9,5 \cdot 10^{-1} \text{ sec}^{-1}$ ont montré que la cission critique peut varier entre $0,90 \text{ kg/mm}^2$ et 7 kg/mm^2 .

Si l'effet d'une variation de la vitesse de glissement g' est comparable à l'effet d'une variation de la vitesse d'allongement e' il peut en résulter des écarts relatifs sur les cissions critiques selon l'orientation de l'axe de traction variables entre 8 et 12% (8% si $e' = 9,3 \cdot 10^{-6} \text{ sec}^{-1}$

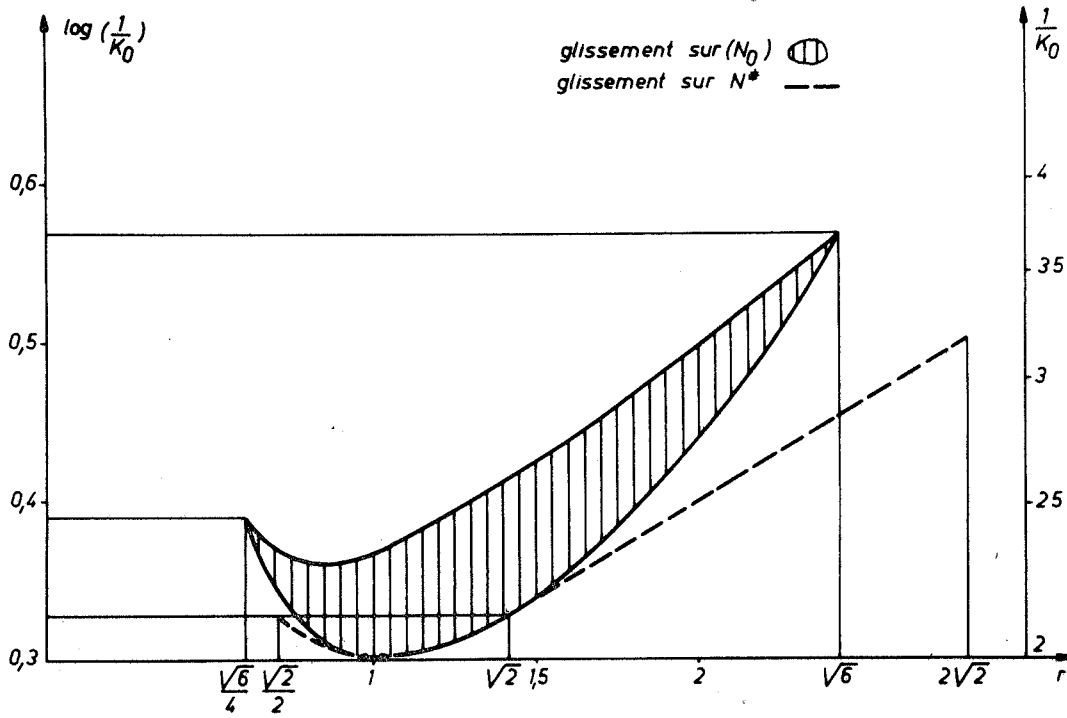


FIG. 2.10 - Diagramme $\log\left(\frac{1}{K_0}\right) - r$ dans le cas du glissement sur (N_0)

et courbe $\log\left(\frac{1}{K_0}\right) = f(r)$ dans le cas du glissement sur N^+

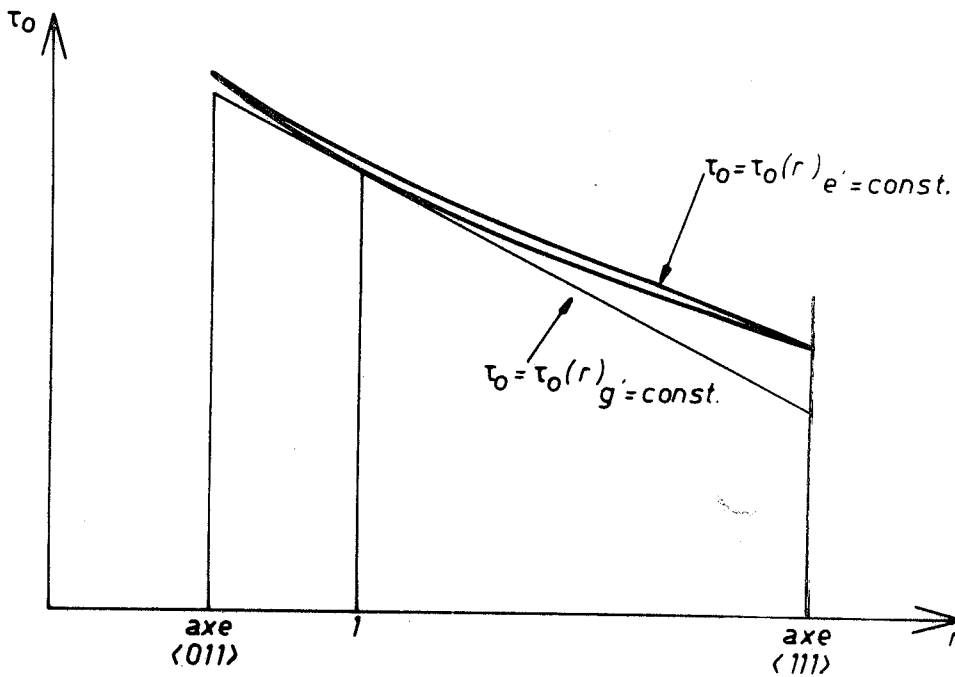


FIG. 2.11 - Courbes $\tau_0 = \tau_0(r)$ obtenues par essai de cisaillement à vitesse $g' = 2a$ et courbes $\tau_0 = \tau_0(r)$ obtenues par essai de traction à vitesse axiale $e' = a$

et 12% si $e' = 9,5 \cdot 10^{-1}$).

Des variations $\tau_o = \tau_o(e')$ du même ordre de grandeur ont pu être mesurées pour le molybdène (14), le tungstène (31), le niobium (8,29), etc... (voir annexe A2-3, page).

Nous montrerons dans le chapitre 2-3 que le paramètre g' ne permet pas d'expliquer à lui seul l'amplitude des variations de la cission critique parfois observées mais qu'il peut modifier l'allure des courbes $\tau_o = \tau_o(r)$. Notons en effet que lorsque $g'_o = 2 e', r = 1$. Si r est supérieur ou inférieur à 1, les cissions critiques mesurées par des essais de traction à vitesse axiale e' ont des valeurs supérieures à celles qui seraient mesurées par essais de cisaillement direct à vitesse $g' = 2 e'$. Pour une même valeur de r , la dispersion obtenue sur les cissions critiques par essai de traction peut dépendre de l'écart sur les valeurs de K_o correspondant à cette même valeur de r . Le diagramme de la figure 2-10 montre les variations de $\log(1/K_o)$ en fonction de r lorsque le plan de glissement est soit (N_o) , soit N^+ . Les deux types de courbes $\tau_o = \tau_o(r)$ qui peuvent être obtenues selon la nature de l'essai (traction ou cisaillement) ont été schématisées sur la figure 2-11.

3. Accélération du cisaillement

Si les cissions sont sensibles à la vitesse de cisaillement les taux de consolidation (§ 2-2-1-5) seront sensibles à l'accélération du glissement par suite de la rotation du réseau. Le calcul montre que :

$$(dg'/dt)_o = - e'^2 \cdot \text{tg}^2 \Psi_o / K_o \quad (2-18)$$

4. Expression des rapports tensomorphiques en fonction de g

En raison de la plus grande signification physique du glissement g que de l'allongement e , il est intéressant d'exprimer l'état contraint en fonction, non pas des quatre données Ψ_o, ϕ_o, χ_o et e mais plutôt des quatre données Ψ_o, ϕ_o, χ_o et g .

Ainsi on a établi en annexe A2-2 que :

$$r = r_o / (1 + g \cdot r_o) \quad (2-15)$$

$$r' = r'_o / (1 + g \cdot r'_o) \quad (2-16)$$

2.2.1.5. Taux de consolidation

L'accroissement de la résistance au glissement (consolidation) observé lorsqu'un monocristal est soumis à une déformation plastique fait intervenir des mécanismes complexes. Il a été montré que la consolidation des matériaux cubiques centrés dépendait souvent fortement de l'orientation de l'axe de sollicitation. Ainsi en est-il pour le tungstène (31), le molybdène (14,37), le niobium

TABLEAU III - REPRESENTATION DE L'ETAT CONTRAINT AU SEUIL DE PLASTICITE

SEUIL DE PLASTICITE
(essai de traction ou de compression)

Données	F_0 S_0 ϕ_0 ψ_0 X_0	F_0 S_0 ψ_0 $(X_K)_0$ $(\psi_K)_0$	n° équations
Représentation 1 de l'état contraint	$\tau_0 = \cos \phi_0 \cdot \cos \psi_0 \cdot \frac{F_0}{S_0}$ $(\sigma_n)_0 = \cos^2 \phi_0 \cdot \frac{F_0}{S_0}$ $\tau'_0 = \cos \psi_0 \cdot \cos X_0 \cdot \frac{F_0}{S_0}$		2-1 2-6 2-9
Représentation 2 de l'état contraint	$\tau_0 = \cos \phi_0 \cdot \cos \psi_0 \cdot \frac{F_0}{S_0}$ $r_0 = \cos \phi_0 / \cos \psi_0$ $r'_0 = \cos X_0 / \cos \psi_0$		2-1 2-7 2-10
Représentation 3 de l'état contraint		$\tau_0 = \tau_0^\dagger \cos (X_K - \psi_K)$ $r_0 = r_0^\dagger \cos (X_K - \psi_K)$ $r'_0 = -r_0^\dagger \sin (X_K - \psi_K)$ $\tau_0^\dagger = \cos \psi_0 \cdot \sin \psi_0 \cdot F_0 / S_0$ $r_0^\dagger = \text{tg } \psi_0$	2-6 2-8 2-11 2-3

TABLEAU IV - REPRESENTATIONS DE L'ETAT CONTRAINT - DEFORME

Données	F S ϕ ψ X	F S ₀ ϕ_0 ψ_0 X ₀ e	n° équations
Représentation 1	$\tau = K \cdot \frac{F}{S}$ $\sigma_n = \cos^2 \phi \cdot \frac{F}{S}$ $\tau' = \cos \psi \cdot \cos X \cdot \frac{F}{S}$ $K = \cos \phi \cdot \cos \psi$		2-1 2-6 2-9
Représentation 2	$\tau = K \cdot \frac{F}{S}$ $r = \cos \phi / \cos \psi$ $r' = \cos X / \cos \psi$	$\tau(e) = A(e) \cdot \tau_a$ $\tau_a = \tau_0 \cdot \frac{F}{F_0}$ $r(e) = C(e) \cdot r_0$ $r'(e) = C(e) \cdot r'_0$ avec A et C termes correctifs	2-12 2-12 2-13 2-13
Représentation 3		$\tau(e) = A(e) \cdot \tau_a$ $r(g) = r_0 / (1 + g r_0)$ $r'(g) = r'_0 / (1 + g r'_0)$ $g(e) = B(e) \cdot \frac{e}{K_0}$	2-12 2-15 2-16 2-14



(18,37), le tantale (37), le fer (17)...

L'effet des variations des contraintes normales au fur et à mesure de la progression du glissement et le retentissement de ces variations sur les valeurs des cisssions et par conséquent sur la consolidation sont seulement étudiés ici. Nous ne considérerons que le cas particulier qui correspond aux trois hypothèses suivantes :

- la consolidation est étudiée dans le cas d'une progression du glissement selon une même direction, sur des plans N de même nature. Autrement dit on ne considère que la déformation sur un seul système de glissement avant l'apparition de glissements secondaires.

- l'effet de l'orientation est suivi en admettant qu'un seul type de plans de glissement puisse intervenir, pour toutes les orientations de l'axe de sollicitation considérées. Par exemple glissements soit sur (N_0) soit sur (N_M) soit sur $(N_{M'})$. L'effet possible de l'asymétrie du glissement n'est par conséquent pas considéré.

- l'essai uniaxial considéré est exclusivement l'essai de traction.

Un accroissement δg du glissement nécessite un accroissement $\delta \tau$ de la cisssion. Si la cisssion ne dépendait que de g , on pourrait définir sans ambiguïté un taux de consolidation :

$$\eta = dt / dg$$

Pour déterminer η , la plupart des auteurs construisent les courbes rationnelles de traction (encore appelées courbes de cisaillement) c'est-à-dire les courbes $\tau = \tau(g)$.

Or on constate que la valeur η_t de la pente des courbes rationnelles, pour un glissement g donné, n'est pas constante lorsque l'axe de traction occupe des orientations diverses par rapport au réseau et on observe souvent que η_t varie d'autant plus que la loi de SCHMID est moins bien vérifiée (14,27,31). Ainsi utilise-t-on la notion de taux de consolidation sans avoir toujours bien confirmé que la cisssion ne dépend que de la seule variable g .

Nous avons montré (ch. 2-1) que la contrainte σ_n normale au plan de glissement N peut avoir une influence sur la cisssion critique relative à ce plan N. Ce comportement sera confirmé par des essais uniaxiaux (§ 2-2-4). On peut de même penser que la cisssion τ dépend non seulement de g mais encore des deux autres composantes de la contrainte appliquée et éventuellement de la vitesse de cisaillement.

$$\tau_0(N) = \tau_0(r)$$

$$\tau(N) = \tau(g, r, r', g')$$

La pente des courbes rationnelles η_t (taux de consolidation mesuré par traction) est égale à :

$$\eta_t = \eta_p + \eta_g + \eta_c$$

$$\eta_p = \left[\frac{\partial \tau}{\partial g} \right]_{r, r', g'}$$

$$\eta_g = \left[\frac{\partial \tau}{\partial r} \right]_{g, r', g'} \cdot \frac{dr}{dg} + \left[\frac{\partial \tau}{\partial r'} \right]_{g, r, g'} \cdot \frac{dr'}{dg}$$

$$\eta_c = \left[\frac{\partial \tau}{\partial g'} \right]_{g, r, r'} \cdot \frac{dg'}{dg}$$

Ainsi le taux de consolidation, mesuré par essai de traction se présente comme la somme de trois termes :

- un taux de consolidation η_p qui correspond à celui qu'on mesurerait par un essai mécanique tel que le glissement se poursuive sans rotation du réseau et par conséquent sans modifications de la forme de l'état contraint (r et r') ni de la vitesse de cisaillement. Les mécanismes de la consolidation sont alors purement physiques.

- un taux de consolidation η_g , dû à la modification de la forme de l'état contraint. Il n'existe seulement que si la cission pour un glissement donné dépend de la composante normale à la direction de glissement de la contrainte effective sur le plan de glissement. La rotation du réseau, en provoquant une variation de la contrainte normale à la direction de glissement est à l'origine d'une consolidation auxiliaire purement géométrique dont l'importance relative peut être très grande.

- un éventuel taux de consolidation η_c lié à la sensibilité de la cission, à la vitesse de cisaillement, pour un glissement g donné.

Limitons notre étude au cas de l'amorçage du glissement. L'effet de la cission normale à la direction de glissement peut au moins en première approximation être négligé, ainsi que celui de la vitesse de cisaillement.

$$\tau = \tau(g, r) \quad \text{si } g \text{ petit}$$

Par ailleurs, $(dr/dg)_0 = -r_0^2$ en dérivant l'équation 2-15.

Donc :

$$(\eta_p)_0 = \left[\frac{\partial \tau}{\partial g} \right]_r$$

$$(\eta_g)_0 = -r_0^2 \cdot \frac{d\tau_0}{dr}$$

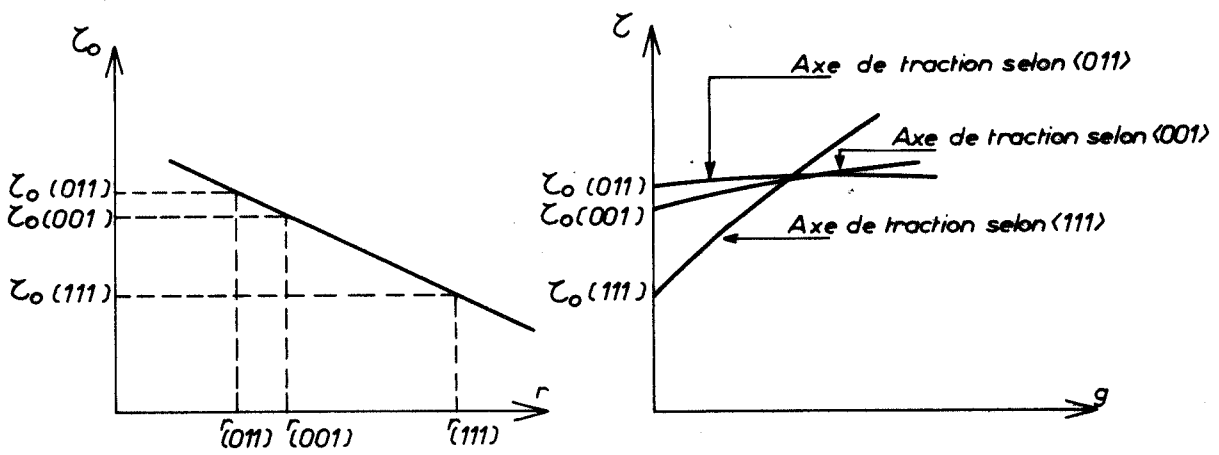


FIG. 2.12 - Influence des variations de la cission critique avec r sur l'aspect des courbes rationnelles de traction (cas du glissement sur (N_0))

Ainsi, si on considère la valeur initiale du taux de consolidation, il se présente comme la somme de deux termes :

- un taux de consolidation physique
- un taux de consolidation géométrique : celui-ci dépend considérablement de l'orientation de l'axe de sollicitation. Nous montrerons au § 2.2.2. que r_o peut varier dans le rapport 1 à 4. Le taux de consolidation géométrique peut donc varier dans le rapport 1 à 16.

On peut illustrer ces remarques en considérant l'exemple théorique d'une décroissance de la cission critique τ_o avec r (Fig. 2-12). Supposons pour simplifier, que seuls les plans (N_o) puissent être plans de glissement. Lorsque l'axe de traction est selon une direction $\langle 011 \rangle$, la cission critique est maximale tandis que r_o est égal à $\sqrt{6}/4$. Lorsque l'axe de traction est selon une direction $\langle 111 \rangle$ la cission critique est minimale tandis que r_o est égal à $\sqrt{6}$. La valeur initiale du taux de consolidation lorsque l'axe de sollicitation est selon $\langle 011 \rangle$ diffère peu du taux de consolidation physique par r_o^2 est petit. On a admis implicitement en construisant la figure que $(\eta_p)_o$ était lui-même petit. Par contre, la valeur initiale du taux de consolidation lorsque l'axe de sollicitation est selon une direction $\langle 111 \rangle$ est très supérieure, car au taux de consolidation physique $(\eta_p)_o$ s'ajoute le terme $(\eta_g)_o$ qui n'est plus négligeable.

2.2.2. METHODE D'ETUDE DE L'INFLUENCE DES CONTRAINTES NORMALES SUR LES CISSIONS CRITIQUES SELON LA GEOMETRIE DU GLISSEMENT

La détermination de l'état contraint caractérisé par τ_o , r_o et r'_o au passage de la limite élastique nécessite la connaissance soit de Ψ_o , ϕ_o et χ_o , soit de Ψ_o , $(\chi_K)_o$ et $(\Psi_K)_o$, c'est-à-dire la connaissance du système de glissement : plans de glissement N et direction de glissement $[G]$. Or la direction du glissement des matériaux cubiques centrés est généralement connue mais celle de leur plan de glissement ne l'est souvent qu'approximativement. Suivant la nature du matériau, la température, la vitesse de l'essai... le glissement peut s'effectuer :

- soit sur un plan cristallographique bien déterminé : soit le plan $(N_o) = \{011\}$ quelle que soit l'orientation de l'axe de sollicitation, soit les plans (N_o) et les plans $\{112\}$ de type (N_M) ou $(N_{M'})$.
- soit sur un plan géométrique difficile à définir car les lignes de glissement sont alors très ondulées.

Nous allons successivement considérer la méthode d'étude :

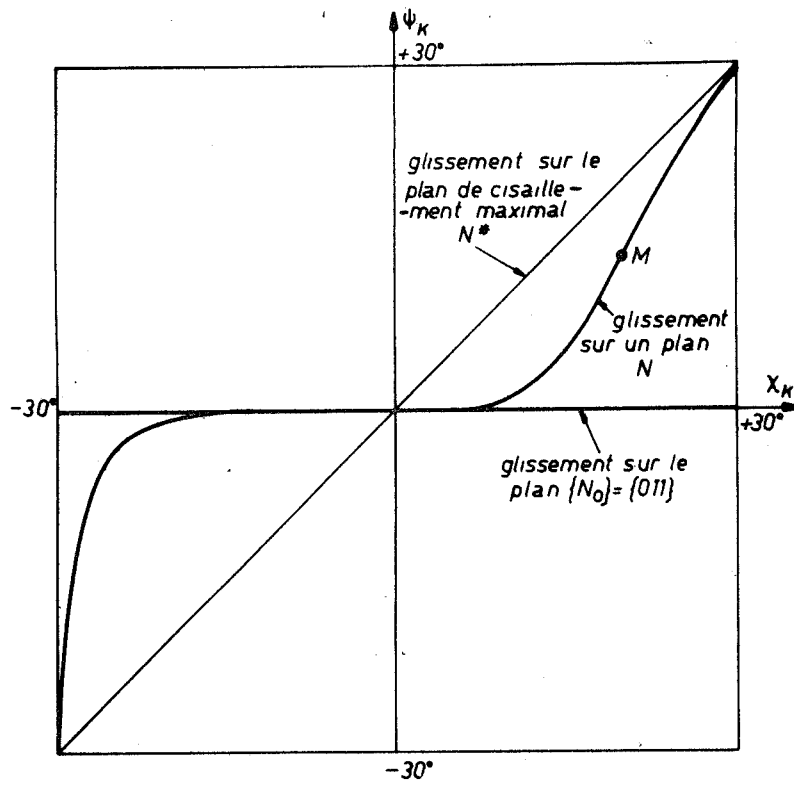


FIG. 2.13 - Diagramme $\Psi_K - X_K$ - Courbes particulières sur ce diagramme

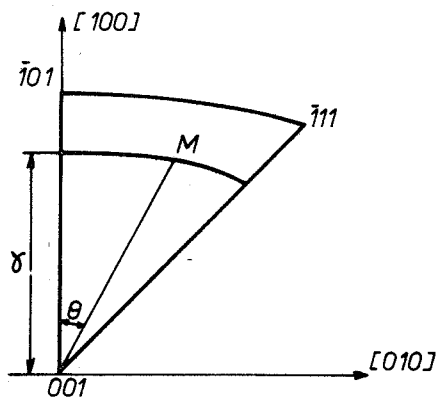
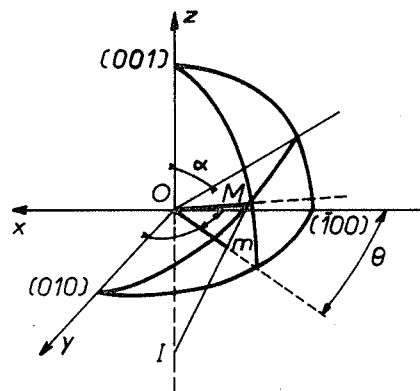


FIG. 2.14 - Repérage $\theta - \alpha$ d'une direction de l'espace

- dans le cas de glissement sur des plans cristallographiques, en déterminant par ailleurs l'amplitude effective des variations possibles de r et r' .

- dans le cas du glissement sur des plans géométriques mal définis, en précisant les hypothèses qu'il convient alors de faire.

Au préalable, nous décrirons les divers diagrammes utilisés au cours de cette étude.

2.2.2.1. Diagrammes et courbes utilisés au cours de cette étude.

1. Diagrammes $\Psi_K - \chi_K$ et courbes $\Psi_K - \chi_K$.

Lorsque le glissement ne s'effectue pas sur un plan cristallographique mais géométrique, il est commode de suivre l'effet de l'orientation de l'axe de sollicitation sur la géométrie du glissement en portant sur un diagramme d'axes $(O \chi_K, O \Psi_K)$ les points M qui caractérisent le plan de glissement d'angle Ψ_K associé à la direction de sollicitation (Ψ, χ_K) . Si l'angle Ψ_K ne dépend que de l'angle χ_K , la géométrie du glissement est caractérisée par une courbe $\Psi_K = \Psi_K(\chi_K)$ (Fig. 2-13).

Il en est ainsi en particulier lorsque la cission critique sur le plan N en zone autour de $[G]$ ne dépend que de l'angle Ψ_K et est indépendante des valeurs et du signe de r et r' . En effet, si l'axe de sollicitation est défini par les angles $\Psi_1, (\chi_K)_1$, la cission sur les plans en zone autour de $[G]$ est :

$$\tau = \tau^\dagger \cdot \cos((\chi_K)_1 - \Psi_K) \quad (\text{voir éq. 2-5})$$

tandis que :

$$\tau_o = \tau_o(\Psi_K) \quad (2-19)$$

Le glissement s'effectue sur le plan défini par l'angle $(\Psi_K)_1$, abscisse du point de tangence des deux courbes d'équation (2-19) et (2-5) lorsque la cission τ^\dagger croît. La valeur de la charge F_o nécessaire pour obtenir le glissement dépend de l'angle Ψ contrairement à la valeur de l'angle $(\Psi_K)_1$.

Plusieurs conclusions pourront donc être tirées en considérant les diagrammes $\Psi_K - \chi_K$:

- si la cission critique est indépendante de r et r' , les points M se disposent sur une courbe sur le diagramme $\Psi_K - \chi_K$. Les points expérimentaux peuvent toutefois être un peu dispersés par rapport à cette courbe théorique, compte tenu de la difficulté de mesurer Ψ_K .

- si lorsque Ψ varie, la dispersion des valeurs de Ψ_K correspondant à une même valeur de χ_K est du même ordre de grandeur que celle obtenue lorsque Ψ est constant, aucune conclusion ne peut être tirée sur un éventuel effet des contraintes normales sur les valeurs des cissions critiques.

- si, lorsque Ψ varie, la dispersion des valeurs de Ψ_K correspondant à une même valeur de χ_K est supérieure à la simple dispersion due aux erreurs de mesure, on peut alors penser que la cission critique n'est pas indépendante de r et r' . L'équation (2-19) peut être généralisée en équation (2-20) :

$$\begin{aligned}\tau_o &= \tau_o (\Psi_K, r, r', g'_o) \\ r &= \text{tg } \Psi \cdot \cos (\chi_K - \Psi_K) && \text{(voir 2-8)} \\ r' &= \text{tg } \Psi \cdot \sin (\chi_K - \Psi_K) && \text{(voir 2-11)} \\ g'_o &= e' / \sin \Psi \cdot \cos \Psi \cdot \cos (\chi_K - \Psi_K) && \text{(voir 2-17)}\end{aligned}$$

- si lorsque Ψ est constant, les courbes $\Psi_K (\chi_K)$ relatives à un essai de traction et à un essai de compression ne sont pas superposables, la cission critique n'est pas indépendante du signe de r (et par conséquent de r').

- l'existence d'une courbe $\Psi_K (\chi_K)$ n'implique pas nécessairement que la cission critique soit indépendante de r . En particulier si on glisse sur le plan N^\dagger , la droite $\Psi_K = \chi_K$ est obtenue même si on a :

$$\tau_o = \tau_o (r, r', g'_o)$$

2. Diagramme $r (\theta, \alpha)$

Lorsque le glissement s'effectue sur des plans cristallographiques bien définis, on peut évaluer les contraintes normales sur ces plans pour toute orientation de l'espace.

Pour la commodité de la lecture, nous avons souvent substitué à une détermination (Ψ, χ_K) d'une direction de l'espace rapportée à la direction de glissement, une détermination (θ, α) rapportée au triangle stéréographique de référence. La définition des angles θ et α est donnée figure 2-14. Les diagrammes $r (\theta, \alpha)$ sont construits dans le plan (r, α) en déterminant dans ce plan les courbes $r (\alpha)$ qui correspondent à des valeurs discrètes de θ comprises entre 0° et 45° .

2.2.2.2. Cas du glissement sur les seuls plans $(N_o) = \{011\}$

1- Méthode d'étude de l'influence de r sur les cissions critiques

Le glissement sur les seuls plans (N_o) peut parfois être obtenu quelle que soit l'orientation de l'axe de sollicitation. Il en est assez souvent ainsi lors d'essais à très basses températures pour la plupart des matériaux cubiques centrés et en particulier les alliages Fe-Si (16,26,30,42). Mais l'interférence du maclage pour certaines orientations de l'axe de sollici-

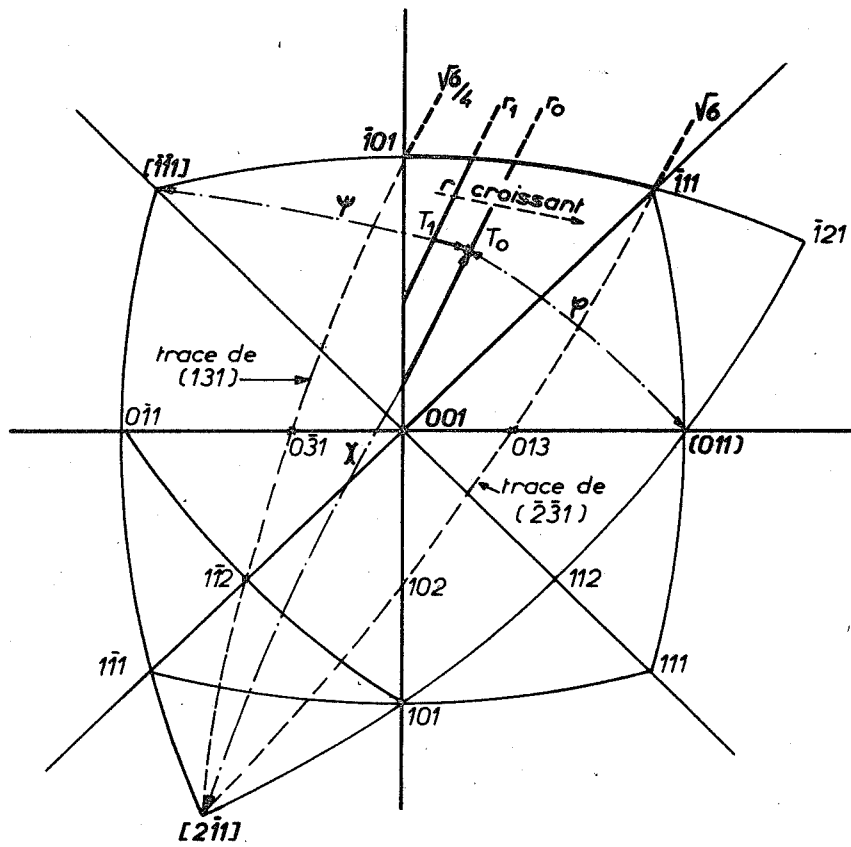


FIG. 2.15 - Courbes iso-r relatives au système de glissement $(N_0) = (011) [\bar{1}\bar{1}1]$

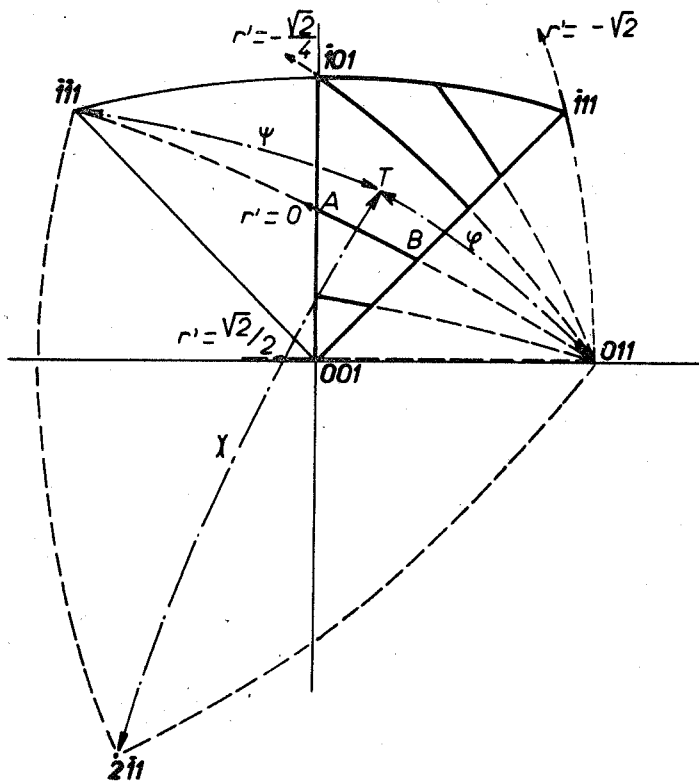


FIG. 2.16 - Courbes iso-r' relatives au système de glissement $(N_0) = (011) [\bar{1}\bar{1}1]$

tation est alors possible. Parfois au contraire, le glissement sur ce type de plans n'est pas obtenu pour toutes orientations de l'axe de sollicitation. Ainsi une ferrite à 6,5% de silicium peut glisser à l'ambiante exclusivement sur (N_0) si χ_K est positif et sur un plan quelconque si χ_K est négatif (35). Bien plus souvent encore, ce n'est que pour quelques orientations de l'axe de sollicitation que le glissement effectif est obtenu sur (N_0) . La méthode d'étude oblige donc avant d'être appliquée, de vérifier que la déformation obtenue est bien un glissement et que ce glissement est bien apparu sur ce système. Ce principe, très général, limite bien souvent les possibilités d'utilisation des résultats donnés dans des publications antérieures.

A partir d'essais uniaxiaux de traction ou de compression, on détermine expérimentalement les cissions critiques $(\tau_0)_i$ et, par le calcul, les valeurs des rapports r_i . A tout essai i , on peut donc associer un point $M_i (\tau_{oi}, r_i)$ dans le plan $\tau_0 - r$. Les variations possibles de r sont très étendues (Fig 2-15)

$$\sqrt{6}/4 \leq |r| \leq \sqrt{6}$$

Il se peut que l'ensemble des points M_i , correspondant à des orientations très différentes de l'axe de sollicitation, constitue une courbe continue. L'influence de r sur les valeurs des cissions critiques est alors mise en évidence.

Mais il est également possible que l'ensemble des points M_i ne constitue pas une courbe. Parmi les diverses raisons qui peuvent expliquer la dispersion des valeurs des cissions critiques selon l'orientation, notons :

- l'interférence possible des valeurs des cissions parasites τ' qui peuvent également modifier les valeurs des cissions critiques. Or dans le cas du glissement sur les seuls plans (N_0) , les valeurs du rapport r' peuvent être différentes et importantes selon l'orientation de l'axe de sollicitation. On montre sur la figure 2-16 que :

$$0 \leq |r'| \leq \sqrt{2}$$

Remarquons que si les orientations des axes de sollicitation sont par exemple choisies selon la courbe $r' = -\sqrt{2}/4$, les effets parasites de r' peuvent être évités tandis que les variations possibles de r restent importantes :

$$\sqrt{6}/4 \leq |r| \leq 3\sqrt{6}/4$$

- les variations de la vitesse de cisaillement. C'est également dans l'hypothèse du glissement sur les seuls plans (N_0) que les variations relatives de la vitesse de cisaillement selon l'orientation de l'axe de sollicitation peuvent être les plus importantes (Fig. 2-10). Si la sensibilité de la



cission critique à la vitesse est très importante (essais à grande vitesse axiale et basse température), les valeurs de τ_o correspondant à une même valeur r peuvent avoir une certaine dispersion, liée à la vitesse de cisaillement.

2. Résultats de l'étude

On trouvera au § 2-2-3-2 la construction d'une courbe $\tau_o(N_o) = \tau_o(r)$ relative à des cristaux de tungstène déformés à 77°K et au § 2-2-3-1 la construction de diverses courbes $\tau_o(N_o) = \tau_o(r)$ relatives à des cristaux de fer déformés à -46°C, -96°C et -146°C.

2.2.2.3. Cas du glissement sur les seuls plans {011} et {112}

1- Méthode d'étude de l'influence de r sur les cissions critiques

La déformation par glissement sur les seuls plans {011} et {112} peut parfois être obtenue pour certains matériaux quelle que soit l'orientation de l'axe de sollicitation. Ce comportement a pu être observé sur des cristaux de molybdène (37), de niobium (8,13,37), de tungstène (3,33a) de tantale (37), de fer (44)... On constate à partir de ces études que l'effet de l'orientation sur les variations des cissions critiques ne peut s'expliquer par l'existence de trois cissions critiques $\tau_o(N_M)$ sur les plans {112} cisailés selon le sens du maillage possible, $\tau_o(N_{M'})$ sur les plans {112} cisailés selon le sens opposé à celui du maillage et $\tau_o(N_o)$ sur les plans {011}.

Lorsque pour chaque système de glissement, les cissions critiques ne sont pas constantes, on procède comme dans le cas du glissement sur les seuls plans {011}. A partir de chaque essai, on détermine micrographiquement ou macrographiquement le système de glissement, on calcule la cission critique $(\tau_o)_i$ relative au système de glissement effectif et la valeur du rapport r_i correspondant. Les points M_i $((\tau_o)_i, r_i)$ sont portés dans le plan (τ_o, r) . Si la cission critique relative à chaque système ne dépend que de r , les points M_i se disposent sur trois courbes :

$$\tau_o(N_M) = f_1(r)$$

$$\tau_o(N_{M'}) = f_2(r)$$

$$\tau_o(N_o) = f_3(r)$$

2 - Limites de l'étude

Les trois courbes précédentes ne peuvent pas toutes trois être construites sur un intervalle de variations de r aussi large que dans le cas précédent.

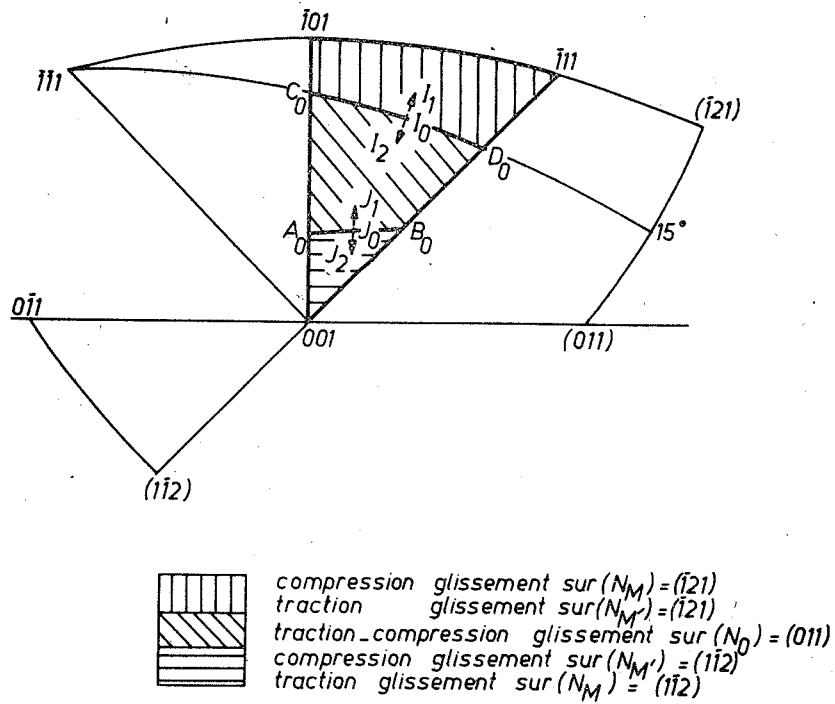


FIG. 2.17 - Frontières théoriques entre les trois systèmes de glissement (N_0) , (N_M) et $(N_{M'})$

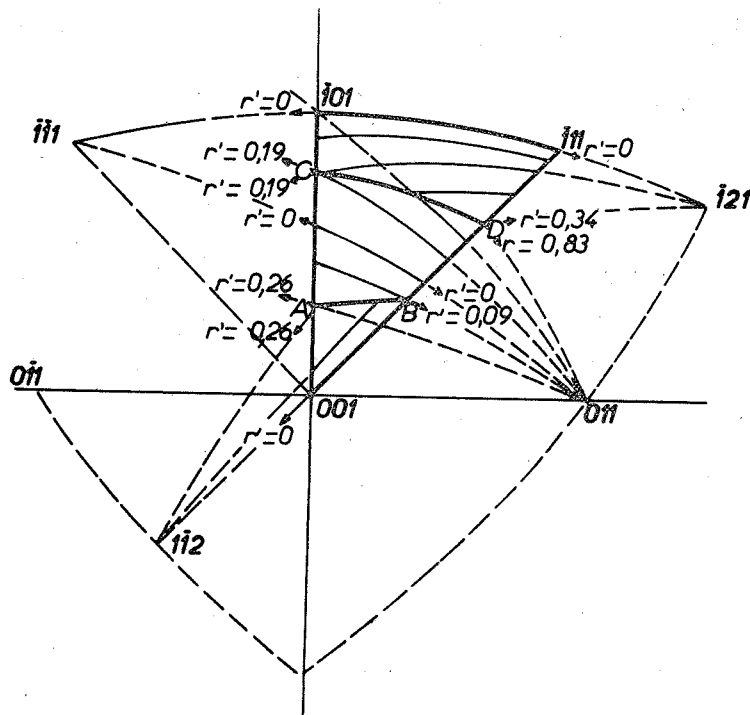


FIG. 2.18 - Courbes iso- r' relatives aux trois systèmes de glissement (N_0) , (N_M) et $(N_{M'})$

Le diagramme $r(\theta, \alpha)$ construit sur la figure 2-19 a été établi dans l'hypothèse où les cissions critiques relatives à chaque système de glissement seraient identiques et indépendantes de r . On peut dans ce cas déterminer sur le triangle stéréographique de référence trois domaines (Fig. 2-17) :

- domaine OA_0B_0 : glissement sur les plans $(\bar{1}\bar{1}2)$ selon la direction $[\bar{1}11]$, c'est-à-dire glissement sur (N_M) par compression et (N_M) par traction.

- domaine $A_0B_0C_0D_0$: glissement sur le plan $(011) = (N_0)$ selon la direction $[\bar{1}\bar{1}1]$.

- domaine C_0D_0EF : glissement sur le plan $(\bar{1}21)$ selon la direction $[\bar{1}\bar{1}1]$, c'est-à-dire glissement sur (N_M) par compression et (N_M) par traction.

Les frontières entre domaines correspondent au lieu des points pour lesquels le facteur de SCHMID est le même pour deux systèmes de glissements voisins. La ligne C_0D_0 est donc le lieu des points tels que $\chi_K = 15^\circ$ (traction) ou -15° (compression). En tout point I_0 de cette ligne, on a :

$$\phi_{(011)} = \phi_{(\bar{1}21)}$$

$$\text{soit } r_{N_0} = r_{\bar{1}21}$$

$$\text{alors que en } I_1 \quad r_{N_0} < r_{\bar{1}21}$$

$$\text{en } I_2 \quad r_{N_0} > r_{\bar{1}21}$$

La frontière A_0B_0 sépare deux systèmes de glissement qui diffèrent par leur plan de glissement et par leur direction de glissement. Ainsi en J_0 :

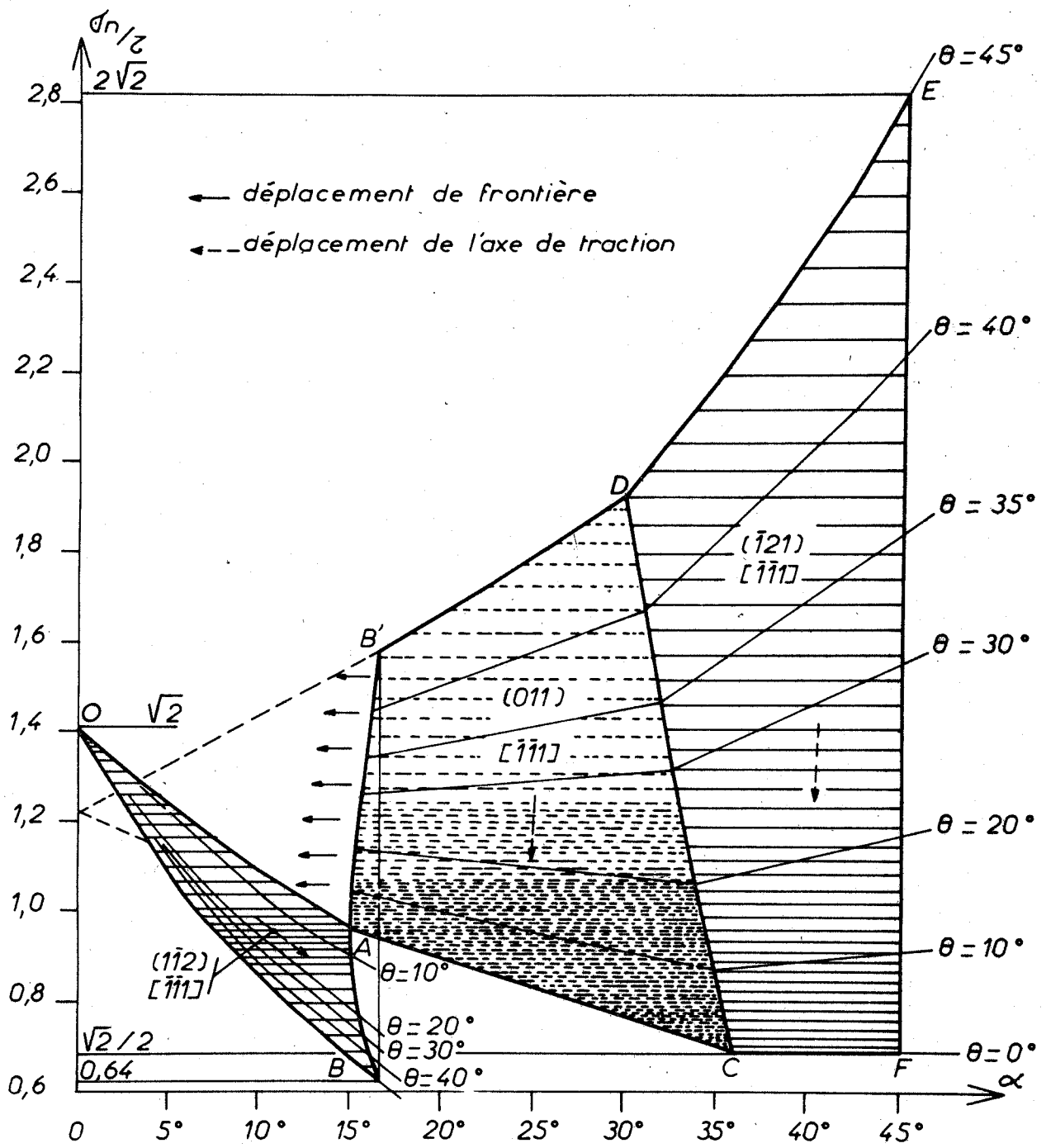
$$K_0(N_0) = K_0(\bar{1}\bar{1}2)$$

$$|r_{N_0}| \geq |r(\bar{1}\bar{1}2)|$$

Cette dernière inégalité reste vraie en J_1 et J_2 .

Le rôle de ces inégalités est très important dans l'étude de la position réelle des frontières entre systèmes de glissement, par suite de l'effet simultané de différences entre cissions critiques sur systèmes de glissement voisins et de l'effet des contraintes normales sur ces cissions critiques respectives.

Les limites des variations possibles de r relatives aux systèmes de glissement (N_0) , (N_M) et (N_M) dépendent bien entendu de la position effective de la frontière entre systèmes de glissement. Dans le cas théorique où les



Variations de σ_n / τ avec α et θ

Cas de glissement sur (011) $\{112\}$

FIG. 2.19 - Valeur de $r = \sigma_n / \tau$ pour toute orientation de l'axe de sollicitation - Cas du glissement sur les plans $\{011\}$ et $\{112\}$

frontières $A_0 B_0$ et $C_0 D_0$ seraient respectées, l'étude des variations des cissions critiques pourrait se faire :

pour $\tau_0 (N_{M'})$	avec	$+\sqrt{2}/2 \leq r \leq +2\sqrt{2}$
		$-\sqrt{2} \leq r \leq -0,61$
pour $\tau_0 (N_M)$	avec	$+0,61 \leq r \leq +\sqrt{2}$
		$-2\sqrt{2} \leq r \leq -\sqrt{2}/2$
pour $\tau_0 (N_0)$	avec	$0,70 \leq r \leq 1,947$

Contrairement à ce qui a été constaté dans le cas du glissement sur les seuls plans (N_0) , on observe que les variations possibles de r sont limitées. Les rôles complémentaires des essais de cisaillement et des essais de traction sont de nouveau illustrés (cf. ch. 2-1).

3 - Effet de la vitesse de cisaillement

Il n'y a guère que sur le système de glissement $(\bar{1}21) [\bar{1}\bar{1}1]$ que des écarts de cissions critiques peuvent résulter des écarts importants entre vitesses de cisaillement. Sur les deux autres systèmes de glissement, la vitesse de cisaillement est à peu près constante.

4 - Effet des cissions parasites r'

Les courbes iso- r' ont été construites sur la figure 2-18. Les variations possibles de r' sur les systèmes (N_M) et $(N_{M'})$ sont beaucoup plus faibles que celles de r et leur effet peut être négligé. Le système (N_0) peut être soumis à des variations de r' plus importantes.

5 - Résultats

On trouvera au § 2-2-3-1 les courbes $\tau_0 (r)$ relatives aux systèmes de glissement (N_0) , (N_M) et $(N_{M'})$ construites à partir d'essais de traction effectués à diverses températures sur des cristaux de fer.

2.2.2.4. Cas du glissement sur d'autres plans

1 - Nature du système de glissement

Des glissements sur d'autres plans que ceux de type $\{011\}$ ou $\{112\}$ sont très souvent observés. Ces plans peuvent être quelquefois des plans cristallographiques de bas indices, en zone autour d'une direction dense $\langle 111 \rangle$. Plus souvent, ce sont des plans géométriques assez proches du plan de cisaillement maximal $(16,35,42,43,45)$. Parfois même le plan de cisaillement maximal N^\dagger est rigoureusement confondu avec le plan N de glissement (35) . La nature ondulée des lignes de glissement rend toujours très délicate l'identification du système effectif de glissement.

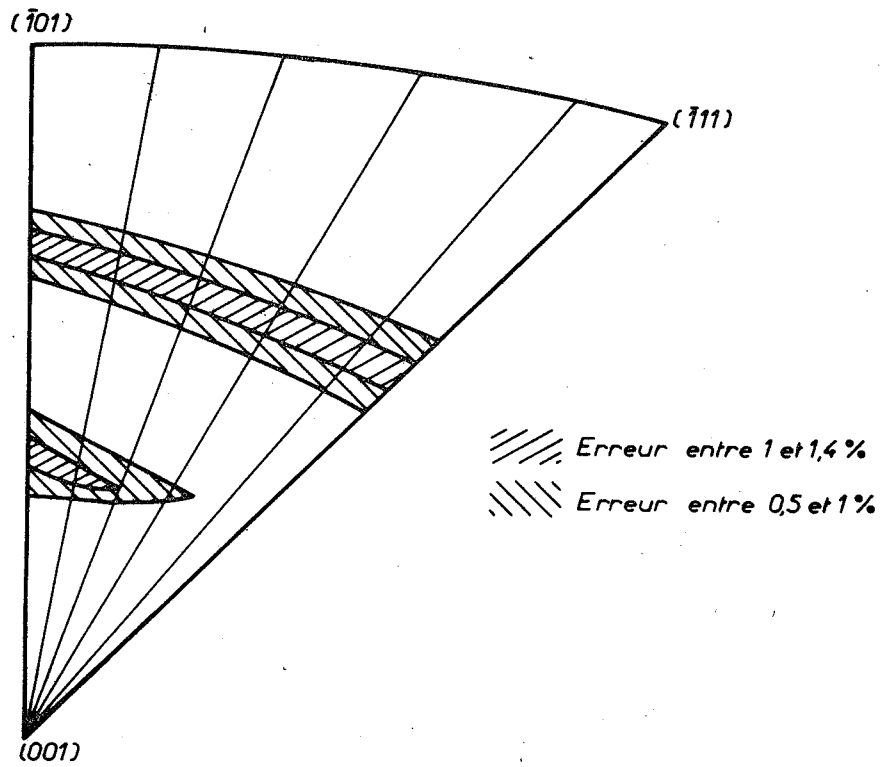


FIG. 2.21 - Erreur faite dans le calcul de K en tout point du triangle stéréographique en assimilant les deux hypothèses ; cisssions critiques identiques sur tout plan en zone autour d'une direction $\langle 111 \rangle$ et cisssions critiques identiques sur $\{011\}$, $\{112\}$ et $\{123\}$, seuls plans de glissement possibles

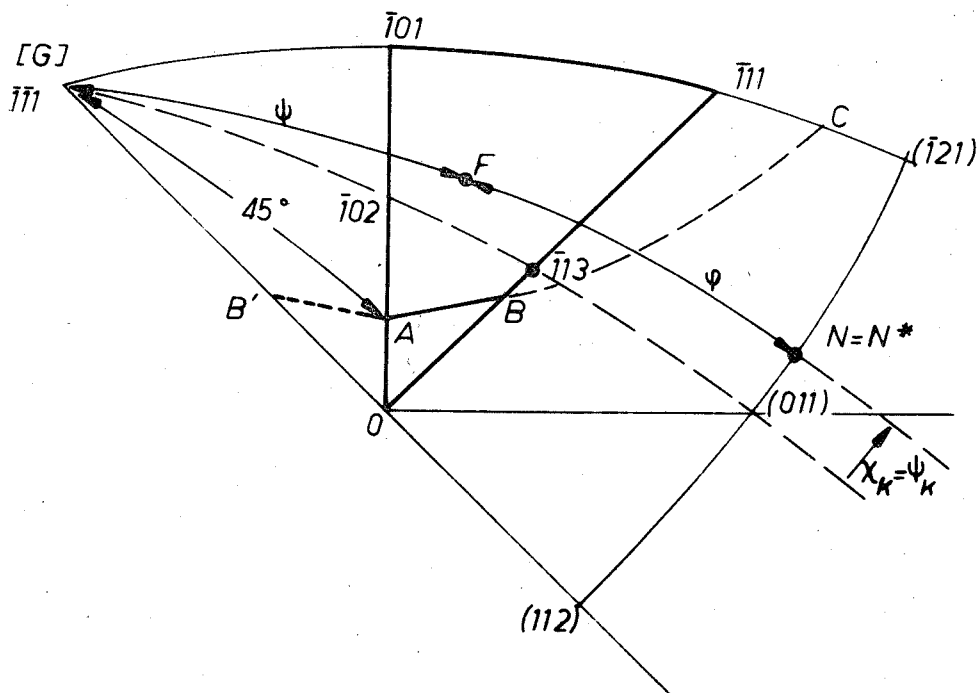


FIG. 2.22 - Glissement sur le plan de cisaillement maximal. Frontière entre les deux directions de glissement possible

Pour suivre l'effet des contraintes normales sur les cissions critiques, il conviendrait de connaître la nature des plans de glissements microscopiques.

Plusieurs hypothèses sont souvent retenues :

- glissements microscopiques sur un plan non cristallographique (43).

- glissements élémentaires sur les seuls plans $\{011\}$ (6).

- glissements élémentaires sur les seuls plans $\{011\}$ ou $\{112\}$ (19,35,42).

Le choix entre ces hypothèses est bien souvent mal assuré et l'étude de l'effet de la contrainte normale au plan de glissement est par conséquent bien moins aisée que dans les deux cas précédents.

Une description macroscopique complète de l'état contraint qui provoque le glissement peut toujours être donnée, en considérant que le glissement s'effectue soit sur le plan de cisaillement N^+ , soit sur celui des plans $\{011\}$, $\{112\}$ ou $\{123\}$ qui est le plus sollicité. Ces deux hypothèses apparemment distinctes n'entraînent en fait que des écarts minimes sur les valeurs des cissions et des contraintes normales qui en résultent. L'écart relatif entre les facteurs de SCHMID calculés en adoptant l'une et l'autre des deux hypothèses a été évalué (Fig. 2-21). Il est toujours inférieur à 1,4%. Sur le triangle stéréographique de référence, on a représenté les domaines pour lesquels cet écart relatif est compris entre 1 et 1,4% et ceux pour lesquels il est compris entre 0,5 et 1%. Hors de ces zones hachurées, l'écart relatif introduit dans le calcul du facteur de SCHMID est partout inférieur à 0,5%. L'écart relatif de r est identique à celui sur le facteur de SCHMID pour deux systèmes de glissement selon la même direction $[G]$. C'est seulement dans la zone frontière entre systèmes de glissement suivant la direction $[\bar{1}11]$ ou $[11\bar{1}]$ que l'écart introduit sur r peut être plus important.

Si le choix de l'une ou l'autre des ces hypothèses n'a donc aucune conséquence importante, compte tenu de l'imprécision inévitable des mesures des charges ou de la géométrie des éprouvettes, la description (τ, σ_n) de l'état contraint qui peut ainsi être estimée peut ne donner aucun résultat si le glissement s'effectue en fait sur des plans (N_o) , (N_M) et $(N_{M'})$. Nous allons montrer que l'étude de l'effet des contraintes normales n'est toutefois pas impossible, même dans ce cas.

2 - Méthodes d'étude de l'influence des contraintes normales

- Première méthode - Si le glissement microscopique ne s'effectue pas lui-même sur un plan cristallographique mais sur un plan géométrique très

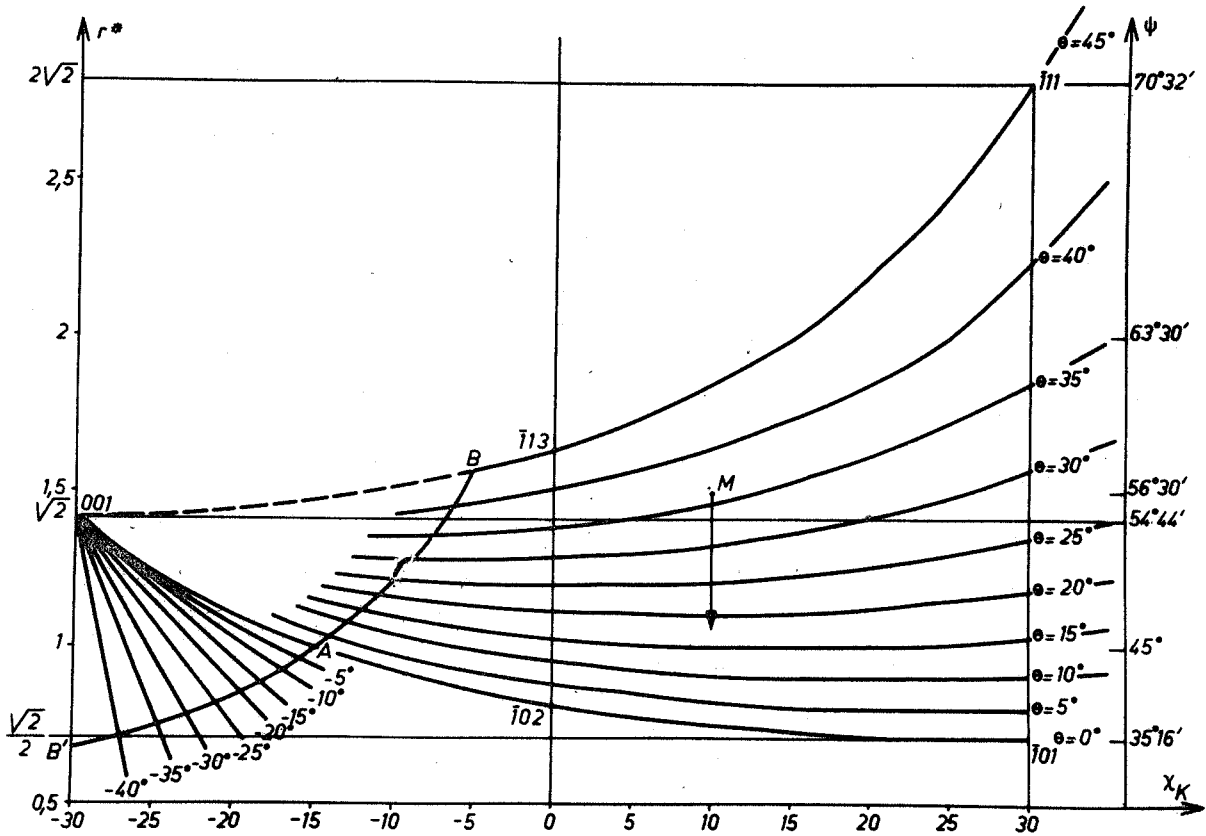


FIG. 2.23 - Diagramme $r^* = r^*(x_K, \theta)$

proche du plan de cisaillement maximal, on peut faire l'étude en admettant que l'écart entre τ^\dagger et τ d'une part, r^\dagger et r d'autre part est négligeable et que l'étude revient à suivre les variations de τ^\dagger en fonction de χ_K et de r^\dagger , pour toutes les orientations de l'axe de sollicitation. Lorsque toutes les orientations de l'axe de sollicitation sont rapportées au triangle stéréographique de référence, le glissement s'effectue soit selon la direction $[\bar{1}\bar{1}1]$ soit selon la direction $[\bar{1}11]$ (Fig. 2-22). La frontière entre les deux types de glissement est la ligne ABC, A étant à 45° de $[\bar{1}\bar{1}1]$ sur la frontière $[001]$ $[\bar{1}01]$ du triangle de référence et C étant la projection de la direction bissectrice des deux directions $[\bar{1}\bar{1}1]$ et $[\bar{1}21]$. Il est plus commode de rapporter toutes les orientations de l'espace à deux domaines de la sphère stéréographiques, équivalents en surface à un seul triangle stéréographique, de telle manière que la direction $[G] = [\bar{1}\bar{1}1]$ soit la seule direction de glissement.

Pour une valeur donnée de χ_K , on peut calculer la valeur de r^\dagger :

$$r^\dagger = \text{tg } \Psi = f(\theta)$$

Le diagramme $r^\dagger = r(\chi_K, \theta)$ est construit figure 2-23 (cas de l'essai de traction). L'analyse des résultats s'effectue en construisant les courbes $\tau_o^\dagger = \tau(r, \chi_K)_i$ qui correspondent à des valeurs $(\chi_K)_i$ de χ_K .

Si le glissement s'effectue rigoureusement sur le plan N^\dagger , une seule courbe $\tau_o^\dagger = \tau(r^\dagger)$ est obtenue, quel que soit χ_K .

Si les cissions critiques ne dépendent pas de r , la cission τ_o^\dagger pour une valeur donnée de χ_K doit être indépendante de l'angle Ψ et de la nature de la sollicitation (traction ou compression).

Deuxième méthode - Le glissement microscopique s'effectue sur un plan cristallographique. Il est alors impossible de suivre l'effet des contraintes normales sur les cissions critiques, pour toutes orientations de l'axe de sollicitation. Mais il est possible de choisir, parmi celles-ci, celles pour lesquelles les systèmes (N_o) , (N_M) et $(N_{M'})$ seraient les plus sollicités dans l'hypothèse d'un glissement sur les seuls plans $\{011\}$, $\{112\}$ et $\{123\}$ (Fig. 2-24). Ce choix ne suppose pas bien entendu que ces plans (N_o) , (N_M) et $(N_{M'})$ soient effectivement plans macroscopiques de glissement mais le plan N^\dagger étant très voisin de ceux-ci, le plan N est lui-même assez peu distinct d'un plan de cette nature. Le glissement composite est préférentiellement sur ces plans et l'étude de l'effet éventuel de σ_n sur les cissions critiques peut être alors justifiée.

Le bien-fondé de cette méthode est montré au chapitre 2-2-3.

Cette méthode n'est pas différente de celle employée dans le cas des hypothèses du § 2-2-2-3 si ce n'est qu'elle est précédée d'une sélection des orientations des axes de sollicitation. Mais l'étendue des variations possibles de r est alors très limitée. On observe figure 2-24 que lorsque les plans N sont

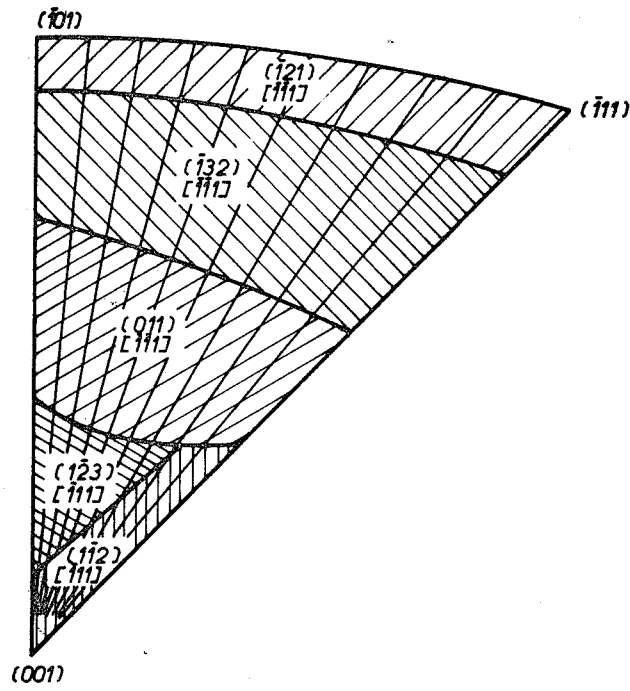


FIG. 2.24 - Frontières théoriques entre les cinq systèmes de glissement (N_0) , (N_M) , $(N_{M'})$, $(\bar{1}32)$ et $(\bar{1}23)$ si les cisssions critiques sont identiques sur chaque système

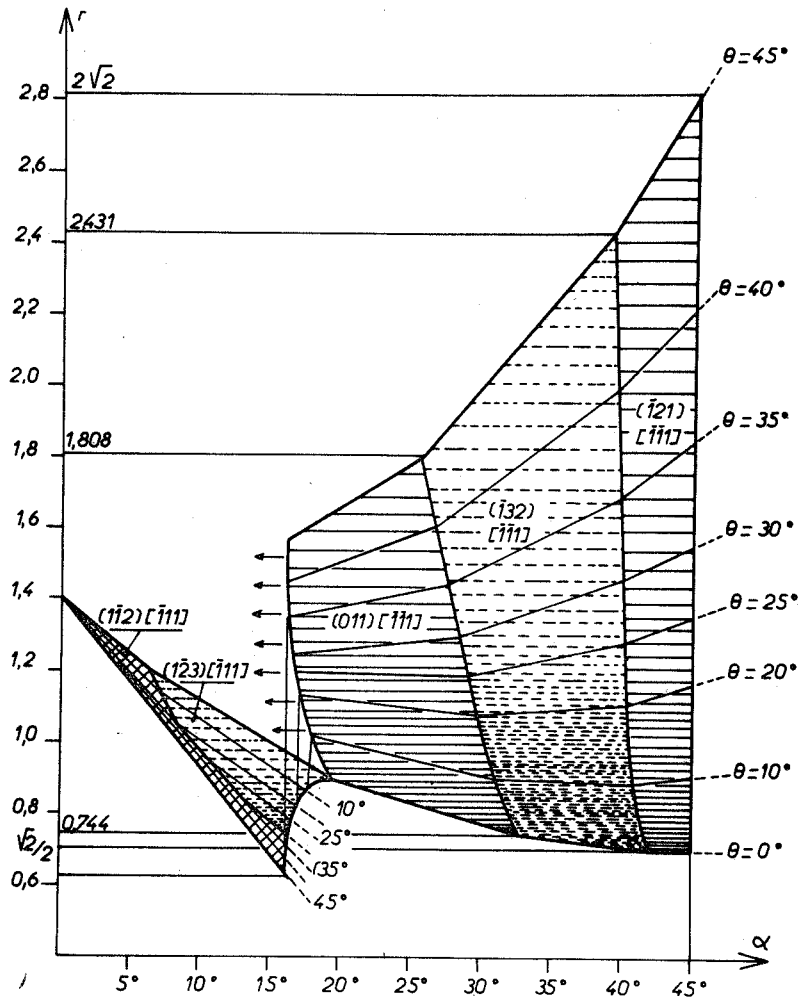


FIG. 2.25 - Variations de r dans le cas des hypothèses de la Fig. 2.24

assimilables aux plans (N_M) et $(N_{M'})$, r peut varier entre les limites suivantes :

$$\begin{array}{l} N \text{ voisin de } (N_{M'}) \quad \sqrt{2}/2 \leq r \leq 2\sqrt{2} \\ \quad \quad \quad \quad \quad \quad \quad -\sqrt{2} \leq r \leq -0,64 \\ N \text{ voisin de } (N_M) \quad \quad \quad 0,64 \leq r \leq \sqrt{2} \\ \quad \quad \quad \quad \quad \quad \quad -2\sqrt{2} \leq r \leq -\sqrt{2}/2 \end{array}$$

Mais lorsque les plans N sont voisins du plan (N_0) , l'intervalle des variations de r est très étroit :

$$N \text{ voisin de } (N_0) \quad 0,744 \leq |r| \leq 1,808$$

Notons enfin que dans l'exposé de cette méthode, il a été admis implicitement que le glissement composite s'effectuerait sur des plans élémentaires $\{011\}$ et $\{112\}$. L'hypothèse de glissements élémentaires sur les seuls plans $\{011\}$ peut aussi être retenue. On procéderait de la même façon.

3-Résultats

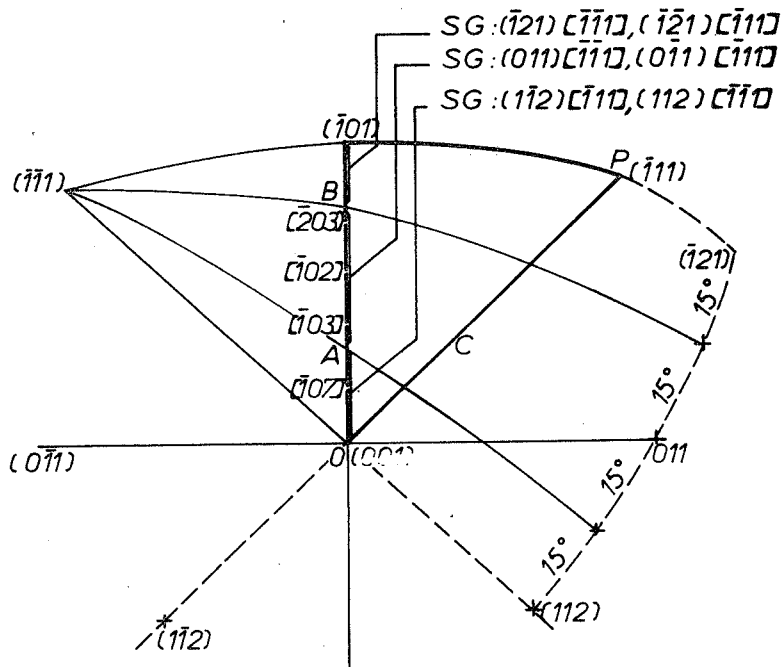
L'étude de l'influence des contraintes normales sur les cissions critiques relatives aux glissements ondulés obtenus sur monocristaux de tungstène déformés à la température ambiante à diverses vitesses est présentée au chapitre 2-2-3. Cette application illustre les possibilités de la seconde méthode, lorsque la nature exacte du système de glissement est inconnue. Une illustration de la première méthode est donnée en annexe A2-4.

2.2.2.5. Résumé des méthodes d'étude de l'influence de σ sur les cissions critiques

Il a été montré tout au long du chapitre 2-2-2 :

- que lorsque le glissement s'effectue sur des plans cristallographiques bien définis, l'étude de l'effet des contraintes normales au plan de glissement sur les cissions critiques de glissement est réalisée en effectuant, pour chaque orientation de l'axe de sollicitation, le calcul des cissions critiques et du rapport r . Les cissions critiques pouvant dépendre de plusieurs paramètres, on peut obtenir des points expérimentaux qui ne se disposent pas sur une seule courbe lorsqu'on exprime les cissions critiques en fonction des rapports r . Il convient alors de sélectionner des orientations de l'axe de sollicitation de telle manière que les variations du (ou des) paramètre(s) autre(s) que r soient minimales tandis que les variations de r conservent une amplitude importante.

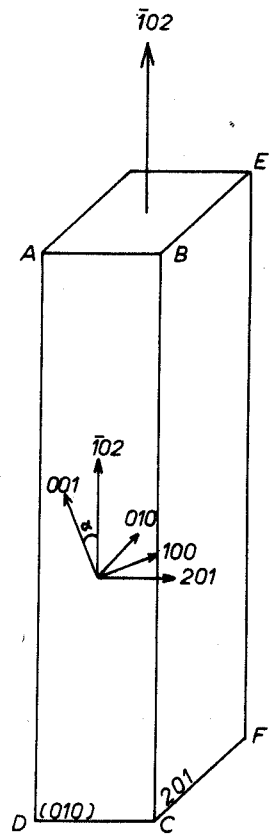
- que lorsque le glissement s'effectue sur des plans non cristallographiques, plusieurs hypothèses peuvent être envisagées : les glissements



- Orientation des cristaux -

FIG. 2.26 - Orientations des axes de traction

essai a	axe de traction selon	[011]
b	"	[107]
c	"	[103]
d	"	[102]
e	"	[203]
f	"	[101]



- Orientation des éprouvettes de traction -

FIG. 2.27

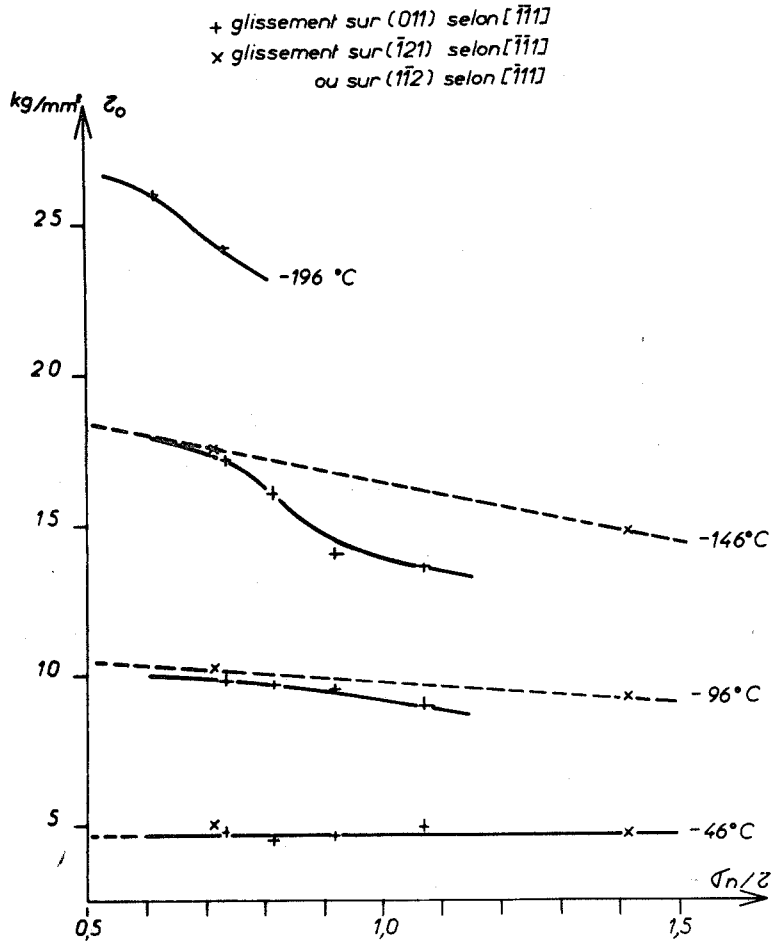


FIG. 2.28 - Variations des cissions critiques

microscopiques s'effectuent sur un plan très proche du plan de cisaillement maximal. La cission τ_0^\dagger est alors exprimée en fonction de r^\dagger et de χ_K . Les glissements microscopiques peuvent aussi s'effectuer uniquement sur des plans $\{011\}$ et $\{112\}$. On ne retient alors dans cette hypothèse que les essais dont les axes de sollicitation sont orientés de telle manière que le plan de glissement effectif soit proche ou bien d'un plan (N_0) ou bien d'un plan (N_M) ou encore d'un plan ($N_{M'}$). On exprime la cission critique en fonction du rapport r comme si le glissement s'effectuait réellement sur l'un de ces trois plans.

2.2.3. VERIFICATION EXPERIMENTALE DE LA VARIATION CONTINUE DES CISSIONS CRITIQUES DE GLISSEMENT DE QUELQUES METAUX CUBIQUES CENTRES EN FONCTION DE LA CONTRAINTE NORMALE AU PLAN DE GLISSEMENT.

Les considérations précédentes ont été appliquées à divers travaux. Nous présentons ci-dessous les résultats obtenus en partant des essais de F. TERASAKI (44) sur monocristaux de fer pur et ceux de A.M. ROSE et al. (31) sur monocristaux de tungstène.

2.2.3.1. Essais de traction sur monocristaux de fer

1. Conditions des essais

Des essais de traction sur monocristaux de fer électrolytique ont été réalisés aux températures suivantes : -46°C , -96°C , -146°C et -196°C . Les six orientations choisies de l'axe de traction sont portées sur le triangle stéréographique de la figure 2-26. Les traces des plans de glissement sont des lignes ondulées mal résolues sur les faces ABCD (Fig. 2-27) mais bien plus nettes et plus droites sur les faces BCFE. On connaît donc expérimentalement les plans de glissement effectifs suivant la position de l'axe de sollicitation.

2. Analyse des résultats en fonction de la contrainte normale sur le plan de glissement

Trois plans de glissement seulement sont observés :

(N_0) pour tous les essais à -196°C et pour les essais b,c,d,e, aux autres températures. (Fig. 2-26)

($N_{M'}$) pour les essais f, à -46°C , -96°C et -146°C .

(N_M) pour les essais a, effectués à -46°C , -96°C et -146°C .

Les variations de la vitesse de cisaillement et du rapport r' sont très limitées. On peut représenter les résultats dans le plan (τ, r) (Fig. 2-28). Les calculs des cissions et des rapports r sont reproduits sur le tableau V. A -46°C , le cisaillement critique est constant. Sa valeur sur les plans (N_0),

TABLEAU V
ESSAIS DE F. TERASAKI

Orientation	Essai	θ °C	limite élastique kg/mm ²	τ_0 kg/mm ²	r	r'	Plan de Glissement
001	a	- 46° C	9,6	4,52	1,414	0	$\bar{1}\bar{1}2$
$\bar{1}07$	b	- 46° C	10,8	4,85	1,10	0,446	011
$\bar{1}03$	c	- 46° C	9,2	4,5	0,92	0,187	011
$\bar{1}02$	d	- 46° C	9	4,4	0,81	0	011
$\bar{2}03$	e	- 46° C	10	4,84	0,78	0,147	011
$\bar{1}01$	f	- 46° C	10,4	4,9	0,707	0	$\bar{1}21$
001	a	- 96° C	20	8,15	1,414	0	$\bar{1}\bar{1}2$
$\bar{1}07$	b	- 96° C	20	8,98	1,10	0,446	011
$\bar{1}03$	c	- 96° C	19,4	9,5	0,92	0,187	011
$\bar{1}02$	d	- 96° C	20,2	9,88	0,81	0	011
$\bar{2}03$	e	- 96° C	21	10,18	0,78	0,147	011
$\bar{1}01$	f	- 96° C	22	10,35	0,707	0	$\bar{1}21$
001	a	-146° C	30,8	14,5	1,414	0	$\bar{1}\bar{1}2$
$\bar{1}07$	b	-146° C	29,6	13,3	1,10	0,446	011
$\bar{1}03$	c	-146° C	28,8	14,2	0,92	0,187	011
$\bar{1}02$	d	-146° C	33	16,1	0,81	0	011
$\bar{2}03$	e	-146° C	36,6	17,7	0,78	0,147	011
$\bar{1}01$	f	-146° C	37,6	17,7	0,707	0	$\bar{1}21$
001	a	-196° C	40	16,35	1,225	0,70	011 (1)
$\bar{1}07$	b	-196° C	31,4	14,1	1,10	0,446	(2)
$\bar{1}03$	c	-196° C	44	21,5	0,92	0,187	(3)
$\bar{1}02$	d	-196° C	45	22	0,81	0	(4)
$\bar{2}03$	e	-196° C	51,2	24,7	0,78	0,147	011 (5)
$\bar{1}01$	f	-196° C	64	26,1	0,61	0,353	011 (6)

(1) glissement + maclage

(2) maclage

(3) "

(4) "

(5) glissement

(6) "

(N_M) et $(N_{M'})$ est unique, compte tenu de la précision des mesures.

Lorsque la température diminue, on observe une décroissance du cisaillement critique en fonction de r . Les valeurs du cisaillement critique sur (N_M) et $(N_{M'})$ sont un peu supérieures à celles sur (N_O) . L'écart entre les cisssions sur (N_O) et sur (N_M) et $(N_{M'})$ va en croissant lorsque la température diminue.

A -196°C , le maclage intervient avant ou pendant la déformation plastique dans les essais a-b-c et d. Aussi la courbe $\tau_o(N_O) = \tau_o(r)$ n'a pu être qu'amorcée.

3. Conclusions

Ces essais permettent de confirmer l'évolution du cisaillement critique présentée au chapitre 2-1 :

- la loi de SCHMID est confirmée à des températures proches de l'ambiante, quelle que soit la nature du système de glissement.
- lorsque la température baisse, les cisssions critiques sur chaque système sont distinctes et dépendent de l'orientation de l'axe de sollicitation.

Les cisssions critiques relatives à chaque système de glissement décroissent lorsque r croît.

2.2.3.2. Essais de traction sur monocristaux de tungstène

Des écarts sur les valeurs des cisssions critiques, semblables à ceux que nous venons d'observer sur cristaux de fer pur mais plus importants, ont été constatés par différents chercheurs sur des cristaux de tungstène et de molybdène. R.M.ROSE et al. (31) ont observé que la limite élastique de cristaux de tungstène dont l'axe de sollicitation est voisin de la direction $\langle 011 \rangle$ peut être trois fois supérieure à celle de cristaux d'axes voisins des directions $\langle 001 \rangle$ ou $\langle 111 \rangle$. La consolidation du cristal est en outre très influencée par l'orientation des axes de traction par rapport au réseau. Nous avons utilisé les travaux de ces auteurs pour mettre en évidence une influence des contraintes normales au plan de glissement sur les cisssions critiques.

1. Choix du système de glissement

Aucune ligne de glissement bien résolue n'a pu être observée sur les cristaux déformés par les auteurs. La surface des cristaux est très distordue. Nous n'avons donc aucune indication sur les systèmes de glissements effectifs. Plus récemment A.S.ARGON et al (3) ont effectué des essais semblables sur le même métal. Les traces des plans de glissement ont été étudiées à la fois par microscopie optique et par microscopie électronique en utilisant des répliques

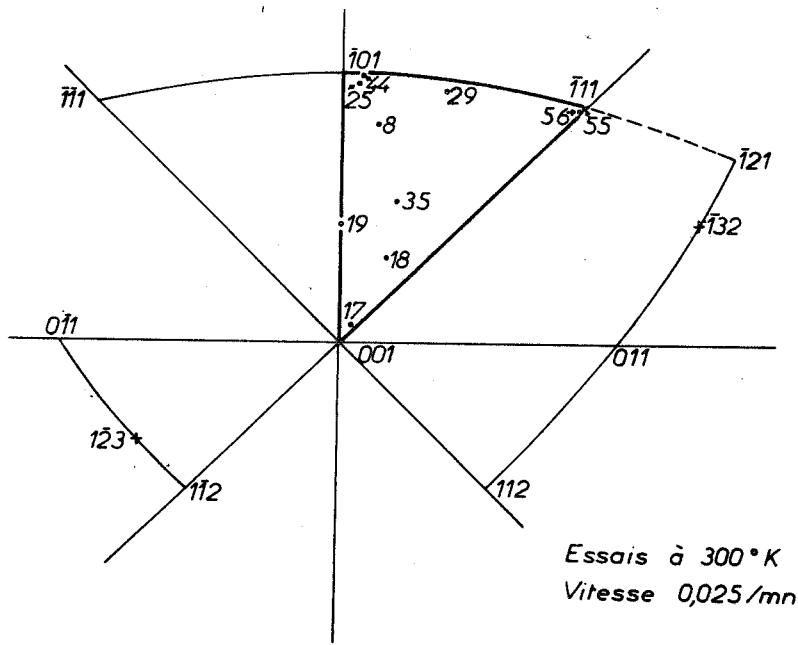


FIG. 2.29 - Orientation des axes de traction des éprouvettes

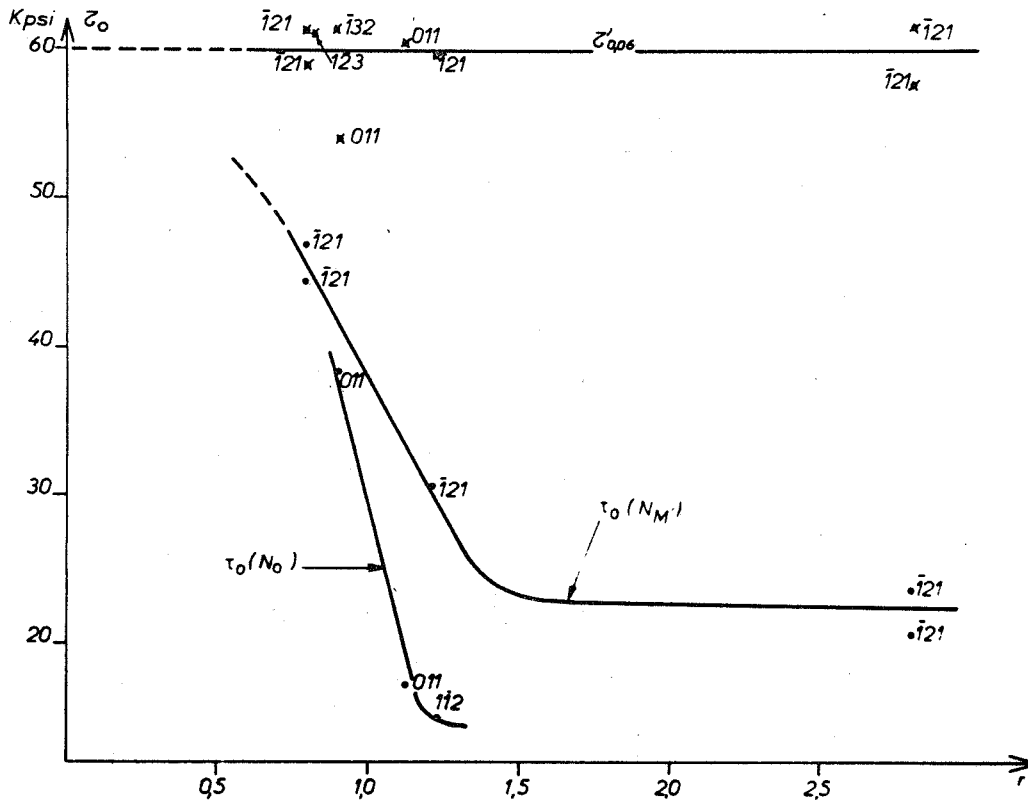


FIG. 2.30 - Variations des cisssions en fonction de r

ombrées. Les traces des seuls plans de type {011} et {112} ont pu être observées. Conformément à la méthode décrite au § 2-2-2-4, nous ferons successivement plusieurs hypothèses :

- glissements microscopiques sur les seuls plans {011} et {112}

Dans ce cas seront seulement retenus les essais tels que χ_K ou $(\chi_K + 30^\circ)$ soient des angles très petits.

- glissements microscopiques sur les seuls plans {011}.

- glissements sur les plans de cisaillement maximal.

2. Essais à 300°K à une vitesse axiale $e' = 0,025 \text{ min}^{-1}$

Dix essais ont été effectués dans ces conditions expérimentales. Les orientations des axes de sollicitation qui leur correspondent sont portées sur le stéréogramme de la figure 2-29. Les résultats des calculs de contraintes sont portés sur le tableau VI. Les contraintes $(\sigma_Y)_0$ et $(\sigma_Y)_{0,06}$ sont les contraintes axiales F/S appliquées au passage de la limite élastique et pour un allongement de 6%. Dans la partie supérieure du tableau, les calculs sont effectués dans l'hypothèse de glissements sur les seuls plans (N_0) . Dans la partie inférieure du tableau, les calculs sont faits dans l'hypothèse du glissement sur celui d'entre les plans {011}, {112} et {123} qui est le plus sollicité. On peut observer qu'il n'y a aucune corrélation entre la valeur du cisaillement critique résolue sur le plan (N_0) et la valeur correspondante de r.

Par contre, on observe sur le graphique de la figure 2-29 :

- que les cissions qui correspondent aux essais 44b, 25a, 29a, 56a et 55b pour lesquels N^+ est très voisin de (N_M) , décroisse régulièrement lorsque r croît.

- que les deux cissions critiques, qui correspondent aux essais 19b et 35a pour lesquels N^+ est voisin de (N_0) , sont inférieures aux précédentes, pour une même valeur de r.

- que la cission critique qui correspond à l'essai 17a pour lequel N^+ est voisin de (N_M) est égale à la valeur interpolée de la précédente pour une même valeur de r.

- que les cissions critiques correspondant aux essais 8 et 18 pour lesquels N^+ est éloigné de (N_0) , (N_M) et (N_M) ne sont homogènes avec aucune des cissions précédentes.

Ainsi, bien que le nombre des essais soit limité, ces résultats confirment l'évolution généralement précédemment décrite des cissions critiques en fonction des contraintes normales σ_n aux plans de glissement :

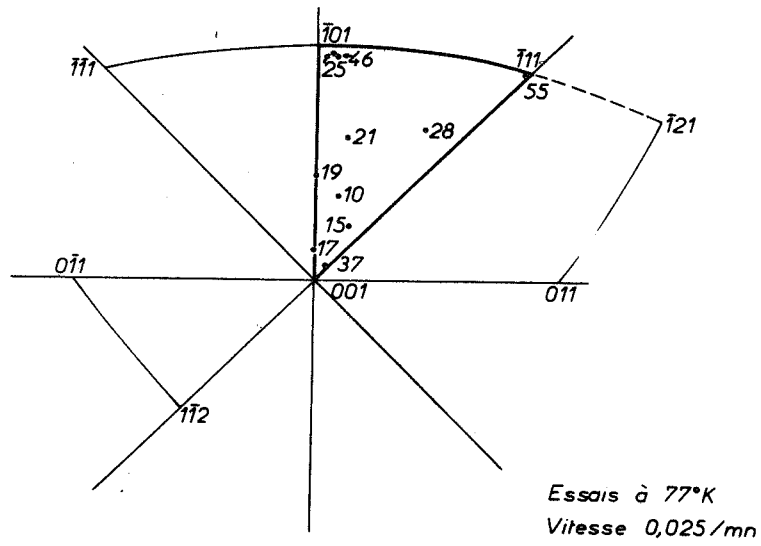


FIG. 2.31 - Orientation des axes de traction des éprouvettes

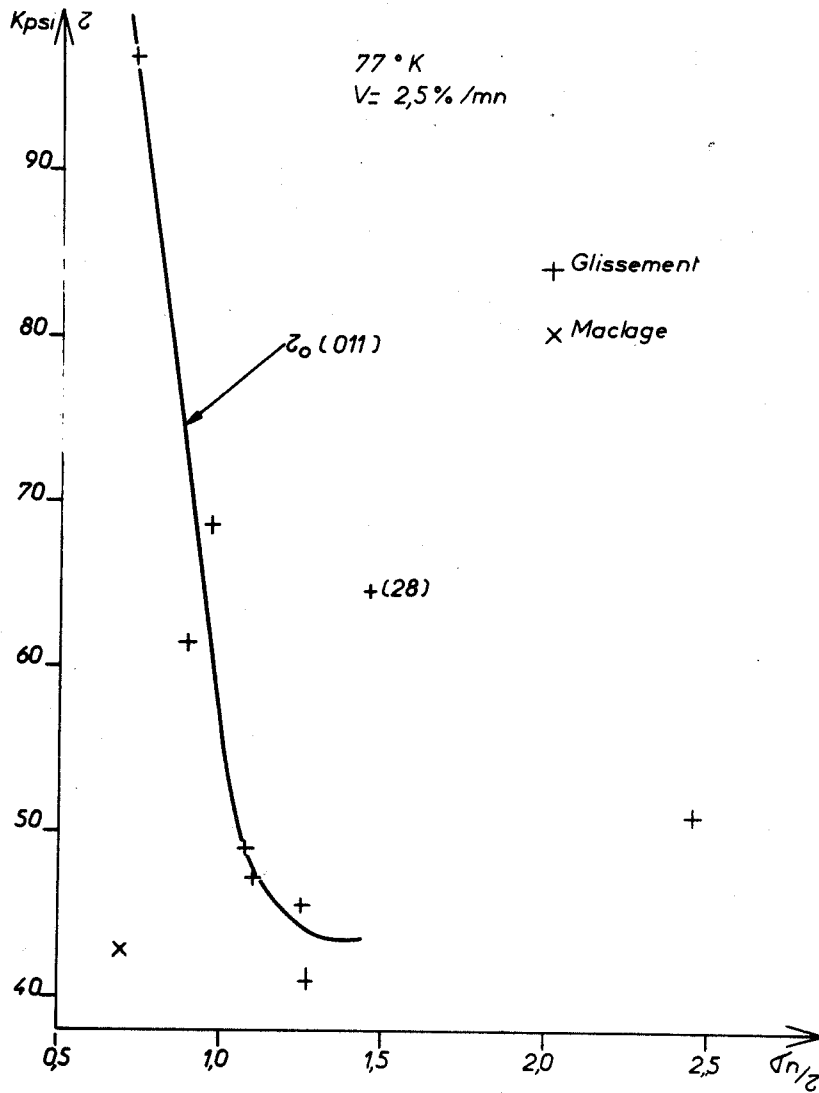


FIG. 2.32 - Variations des cissions critiques en fonction de $r = \sigma_n / \tau$

ESSAIS DE R.M. ROSE ET AL. A 77°K AVEC $e' = 0,025 \text{ mn}^{-1}$

TABLEAU VI

n° essai	Plan de Résolution	K_o	$(\sigma_y)_o$ (Kpsi)	τ_o (Kpsi)	r	$(\sigma_y)_{0.06}$ (Kpsi)	$\tau_{0.06}$ (Kpsi)
25a	(N_o)	0,434	92	39,93	0,670	127	55,12
44b	-	0,424	97	41,13	0,685	122	51,73
8	-	0,473	30,0	14,19	0,840	124	58,65
19b	-	0,492	78	38,38	0,891	110	54,12
29a	-	0,437	63,0	27,53	1,085	122	53,31
35a	-	0,496	34,8	17,26	1,125	122	60,51
17a	-	0,428	31	13,27	1,240	145	62,06
18	-	0,480	65	31,20	1,243	125	60,00
55b	-	0,272	66	17,95	2,450	197	58,58
56a	-	0,272	76	20,67	2,450	184	50,05
44b	(N_M)	0,485	97	47,04	0,783	122	59,17
25a	(N_M)	0,484	92	44,53	0,781	127	61,47
29a	(N_M)	0,480	63,0	30,87	1,219	122	59,78
56a	(N_M)	0,314	76	23,86	2,828	184	57,78
55b	(N_M)	0,314	66	20,72	2,828	197	61,86
19b	(N_o)	0,492	78	38,38	0,891	110	54,12
35a	(N_o)	0,496	34,8	17,26	1,125	122	60,51
8	$(\bar{1}32)$	0,496	30,0	14,88	0,881	124	61,50
18	$(\bar{1}23)$	0,489	65	31,78	0,813	125	61,12
17a	(N_M)	0,488	31	15,13	1,23	145	70,76

essais à 300°K

 $e' = 0,025 \text{ min}^{-1}$



- les cissions critiques décroissent lorsque r croît
- l'asymétrie (voir chap. 3) du glissement sur (N_M) et $(N_{M'})$ est vérifiée.

3. Essais à 77°K à une vitesse axiale $e' = 0,025 \text{ min}^{-1}$

Dix essais ont été effectués à 77°K. Les orientations des axes de traction de ces essais sont figurées sur le stéréogramme de la figure 2-31. Les calculs des cissions et des rapports r sont reportés sur le tableau VII. La partie supérieure du tableau correspond à l'hypothèse de glissements sur les seuls plans $\{011\}$. La partie inférieure correspond à la seconde hypothèse : glissements sur des plans d'indices plus élevés. On constate que cette seconde hypothèse mène à des résultats très dispersés alors qu'à partir de la première, on peut construire une courbe $\tau_0(N_0) = \tau_0(r)$ continuellement décroissante tant que r est inférieur à 1,5. La valeur relativement élevée de la cission critique correspondant à l'essai 55a peut s'interpréter par l'interférence de la vitesse de cisaillement (le facteur de SCHMID est très petit).

L'essai 28a donne une valeur très élevée de la cission critique, apparemment hétérogène avec les autres résultats.

En résumé, après élimination des hypothèses qui ne permettent pas de suivre une évolution continue des cissions critiques, l'emploi de la méthode conduit à vérifier qu'à basse température, le glissement s'effectue sur des plans de type $(N_0) = \{011\}$ et met en évidence une décroissance des cissions critiques de glissement relatives à ces plans en fonction des contraintes normales appliquées.

4. Consolidation

Nous avons montré au § 2-2-1-5 que le taux de consolidation mesuré à partir des courbes rationnelles de traction, est la somme de deux taux de consolidation : l'un purement par mécanismes physiques, indépendant du type de sollicitation et l'autre provoqué par la rotation du réseau pendant l'essai de traction et par conséquent la variation de la forme de l'état contraint pendant l'essai. (L'effet des variations des vitesses de cisaillement suivant l'orientation de l'axe de sollicitation peut être négligé, la vitesse axiale e' des essais décrits étant faible).

On peut établir que les cissions critiques sur les systèmes (N_M) et $(N_{M'})$ sont peu distinctes lorsque l'axe de traction correspond aux directions $\langle 111 \rangle$ et $\langle 001 \rangle$. Aussi, nous avons construit sur la figure 2-32 trois courbes rationnelles d'essais effectués lorsque les axes de traction occupaient respectivement des directions $\langle 001 \rangle$, $\langle 011 \rangle$ et $\langle 111 \rangle$.



TABLEAU n° VII

N° de l'essai	$(\sigma_y)_0$ (Kpsi)	Facteur de Schmid	Système de glissement	τ_0 (Kpsi)	r
10	100	0,490	(011) $\bar{1}\bar{1}1$	49	1,075
15a	88	0,466	(011) $\bar{1}\bar{1}1$	41	1,268
17b	107	0,427	(011) $\bar{1}\bar{1}1$	45,7	1,249
19a	125	0,492	(011) $\bar{1}\bar{1}1$	61,5	0,890
21	138	0,498	(011) $\bar{1}\bar{1}1$	68,7	0,961
† 25b	98,6	0,434	(011) $\bar{1}\bar{1}1$	42,8	0,700
28a	144	0,449	(011) $\bar{1}\bar{1}1$	64,7	1,465
37b	106	0,446	(011) $\bar{1}\bar{1}1$	47,2	1,110
46a	220	0,440	(011) $\bar{1}\bar{1}1$	96,8	0,727
55a	188	0,272	(011) $\bar{1}\bar{1}1$	51,1	2,449
10	100	0,494	($\bar{1}\bar{2}3$) $\bar{1}\bar{1}1$	49,4	0,861
15a	88	0,497	($\bar{1}\bar{1}2$) $\bar{1}\bar{1}1$	43,7	0,922
17b	107	0,488	($\bar{1}\bar{1}2$) $\bar{1}\bar{1}1$	52,2	1,245
19a	125	0,492	(011) $\bar{1}\bar{1}1$	61,5	0,890
21	138	0,498	(011) $\bar{1}\bar{1}1$	68,7	0,961
† 25b	98,6	0,484	($\bar{1}\bar{2}1$) $\bar{1}\bar{1}1$	47,7	0,781
28a	144	0,458	($\bar{1}\bar{3}2$) $\bar{1}\bar{1}1$	65,9	1,542
37b	106	0,488	($\bar{1}\bar{1}2$) $\bar{1}\bar{1}1$	51,7	1,215
46a	220	0,487	($\bar{1}\bar{2}1$) $\bar{1}\bar{1}1$	107,1	0,798
55a	188	0,314	($\bar{1}\bar{2}1$) $\bar{1}\bar{1}1$	59,0	2,828

Essai à 77°K
Vitesse 0,025 min⁻¹

(† essai 25b : maclage)

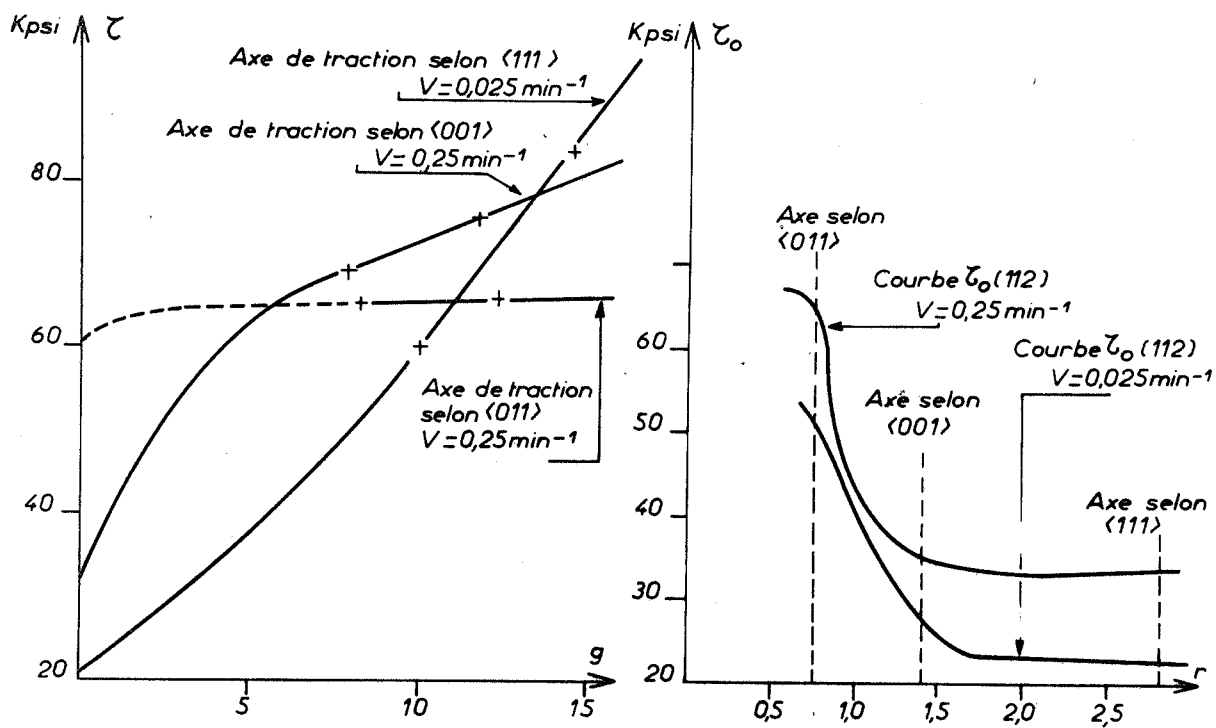


FIG. 2.33 - Essais de R.M. ROSE et al. - Construction de courbes rationnelles pour diverses orientations de l'axe de traction

Lorsque l'axe de traction est situé selon la direction $\langle 111 \rangle$ (essai 55b lorsque $e' = 0,025 \text{ min}^{-1}$), la variation $d\tau_o/dr$ est très petite mais $r_o = 2\sqrt{2}$. Au taux de consolidation physique relatif au système de glissement (N_M), s'adjoint un taux de consolidation :

$$\eta_g = 8 (d\tau_o/dr)_{r = 2\sqrt{2}}$$

Lorsque l'axe de traction est selon la direction $\langle 011 \rangle$ (essais 25 et 44 avec $e' = 0,025 \text{ min}^{-1}$ ou essai 43a avec $e' = 0,25 \text{ min}^{-1}$) la dérivée $d\tau_o/dr$ est petite et $r_o = \sqrt{2}/2$. Le taux de consolidation géométrique est très petit car r_o^2 est très petit. Lorsque l'axe de traction est selon la direction $\langle 001 \rangle$, (essai 48 avec $e' = 0,025 \text{ min}^{-1}$), la variation $d\tau_o/dr$ est très importante. r_o est égal à $\sqrt{2}$. Au taux de consolidation physique relatif à (N_M), s'ajoute un taux de consolidation géométrique important :

$$\eta_g = 2 (d\tau_o/dr)_{r = \sqrt{2}}$$

S/CH. 2.3

SUPERPOSITION DE L'EFFET DES CONTRAINTES NORMALES AU PLAN DE
GLISSEMENT ET DE L'ASYMETRIE DU GLISSEMENT SUR LES VALEURS DES
CISIONS CRITIQUES

2.3.1. DEFINITIONS DE L'ASYMETRIE

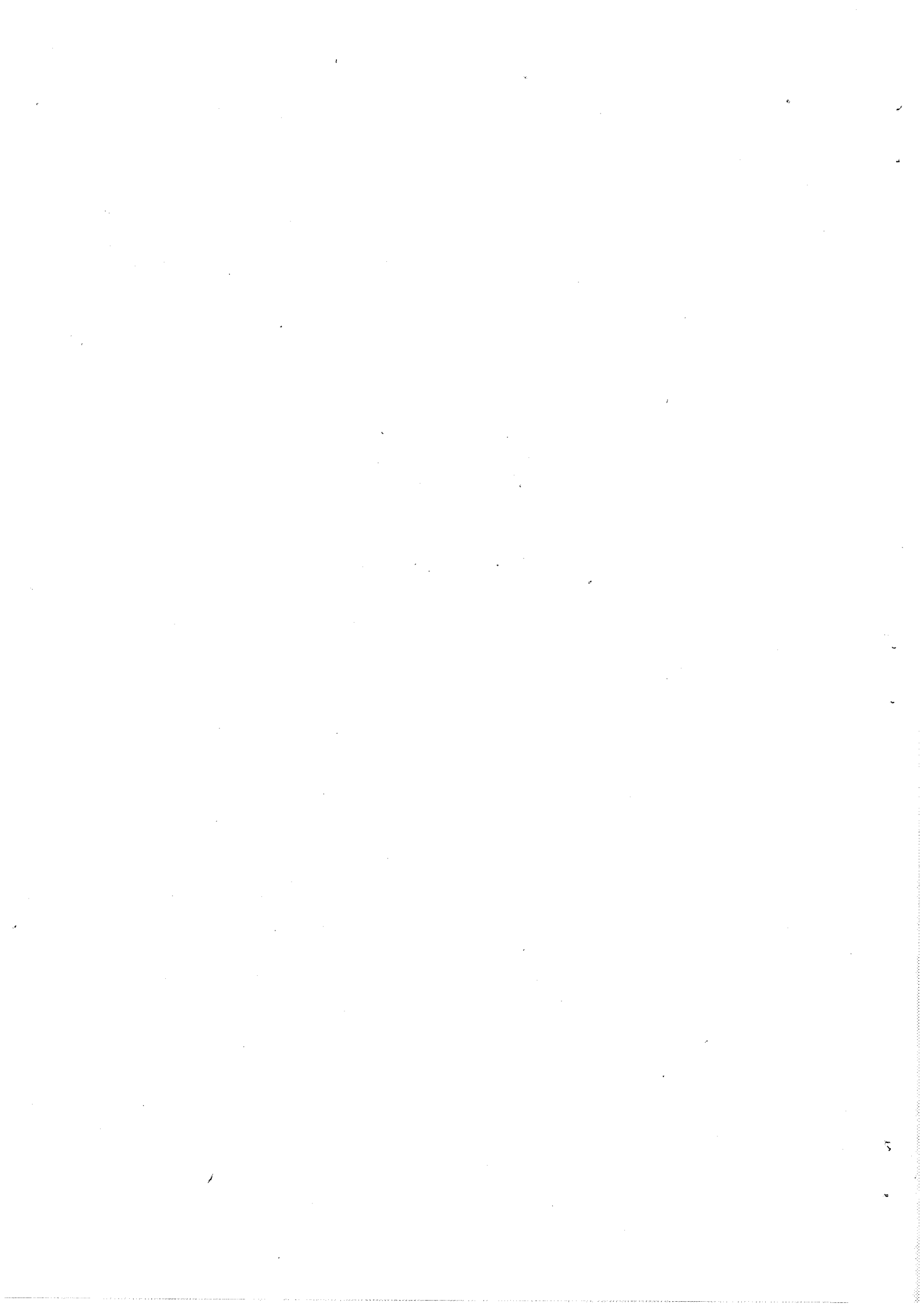
L'expression "asymétrie du glissement" est souvent utilisée pour caractériser des comportements qui peuvent être décrits de manières très différentes. Considérons en effet plusieurs cas particuliers d'"asymétrie" que nous décrirons en utilisant les conventions d'orientation du § 2-2-1-1.

1er exemple

Si on effectue un essai de traction et un essai de compression, l'axe de sollicitation pour ces deux essais ayant la même orientation par rapport au réseau du cristal (axe de compression défini par $(\Psi, -\chi_K)$ et l'axe de traction défini par (Ψ, χ_K) , on observe généralement :

- une différence de nature du plan de glissement considéré (36)
- une différence de valeur des cissions critiques si le plan de glissement est identique. Cette différence n'est pas constante quelle que soit l'orientation de l'axe de sollicitation (37).

En imposant des sollicitations axiales symétriques, le comporte-



ment obtenu est "asymétrique". Mais en opérant ainsi, on inverse simultanément le sens des cisaillements et le sens des contraintes normales sur le plan de glissement.

2ème exemple

Si on effectue un essai I de traction d'axe de sollicitation défini par (Ψ_1, χ_K) et un essai II de traction d'axe défini par $(\Psi_{II}, -\chi_K)$, on observe généralement :

- une différence de nature de plan de glissement ;
- une différence des valeurs des cissions critiques, si le plan de glissement a même nature ;
- assez souvent une différence très remarquable de comportement : phénomène de "yield" dans un cas et pas dans l'autre.

On observe donc une asymétrie de comportement lorsque des plans de glissement de même nature sont soumis à des cissions symétriques par rapport au réseau.

Mais en procédant ainsi, non seulement on inverse le sens des cissions sur les plans de glissement mais encore on modifie simultanément l'intensité des contraintes normales appliquées sur le plan de glissement.

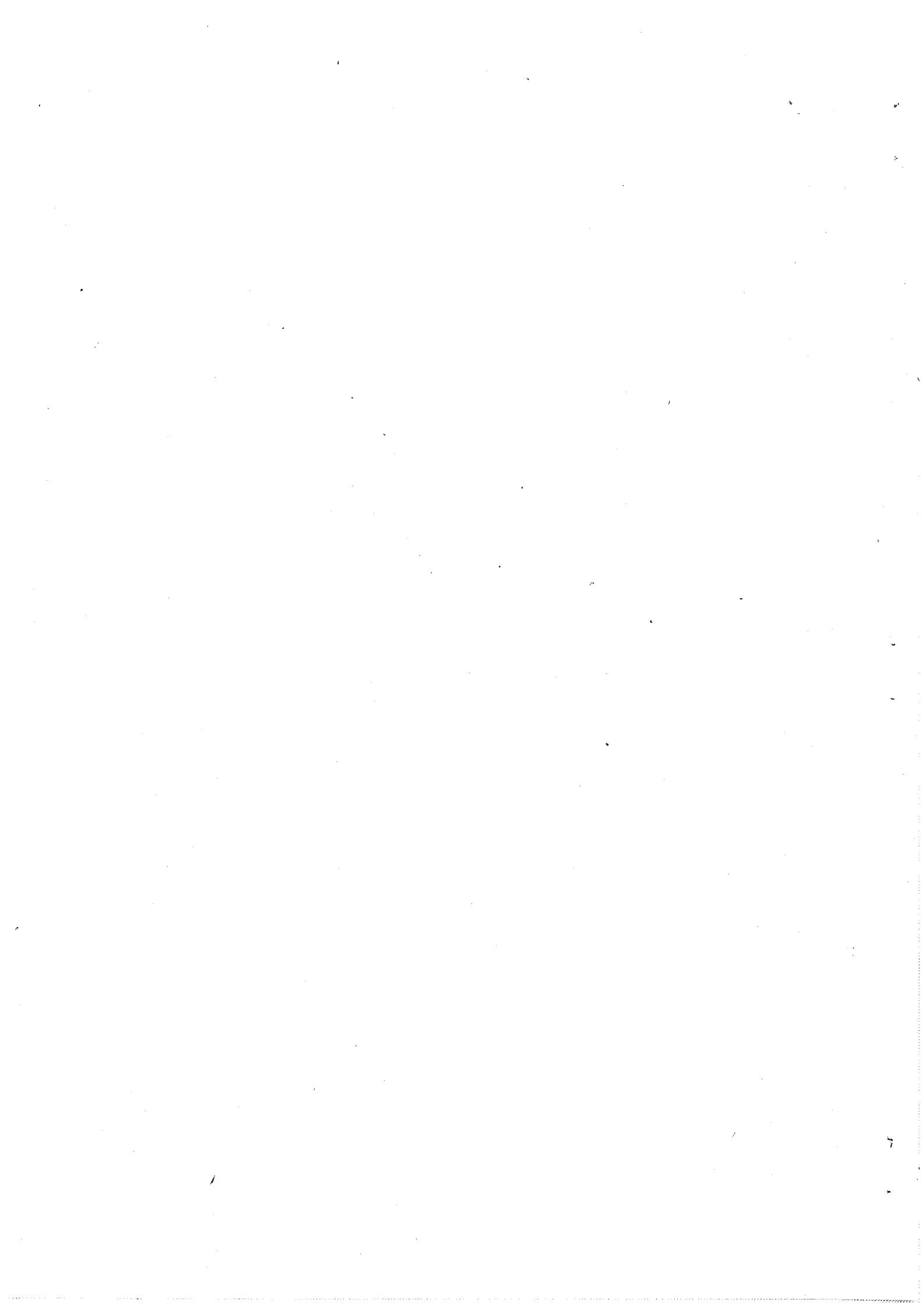
Ce mode opératoire est fréquemment employé dans les conditions suivantes : on compare les résultats d'essais de traction effectués selon la direction $\langle 011 \rangle$, (le plan (N_M) est alors plan de cisaillement maximal) et selon la direction $\langle 001 \rangle$ (le plan (N_M) est alors plan de cisaillement maximal). En procédant ainsi, on mesure la cission critique sur le plan (N_M) lorsque $r = \sqrt{2}/2$ et celle sur le plan (N_M) lorsque $r = \sqrt{2}$.

3ème exemple

On effectue un essai I de traction dont l'axe de sollicitation est défini par (Ψ, χ_K) et un essai II de traction dont l'axe est défini par $(\Psi, -\chi_K)$. En opérant ainsi, le rapport r^\dagger relatif aux plans de cisaillement maximal de chaque essai est identique. Par conséquent seul le sens des cissions sur le plan de glissement est inversé. La forme de l'état contraint est pratiquement identique (rigoureusement identique seulement sur le système de glissement de cisaillement maximal).

Ainsi, dans ce troisième exemple, l'asymétrie observée résulte de la seule inversion du sens des cissions, si le glissement s'effectue sur le plan de cisaillement maximal.

Cette méthode a en particulier été utilisée par T.TAOKA et al. (42) qui ont mesuré les cissions critiques sur les plans $\{112\}$ des cristaux de Fe-Si, en choisissant deux axes de traction tels que :



essai I	$\Psi = 45^\circ$ $\chi_K = 30^\circ$	donc $N^\dagger = (N_{M'})$	et $r = 1$
essai II	$\Psi = 45^\circ$ $\chi_K = -30^\circ$	donc $N^\dagger = (N_M)$	et $r = 1$

Les glissements sont effectivement apparus sur les plans $(N_{M'})$ et (N_M) .

4ème exemple.

Si on effectue un essai I de traction dont l'axe de sollicitation est défini par (Ψ_1, χ_K) et un essai II de compression dont l'axe est défini par (Ψ_{II}, χ_K) . On observe parfois :

- une différence de nature du plan de glissement : $(\Psi_K)_I \neq (\Psi_K)_{II}$
- une différence des valeurs des cissions critiques mesurées si la nature du plan de glissement n'est pas modifiée. L'écart entre les cissions critiques dépend en outre de l'orientation des axes de sollicitation. On observe donc une asymétrie de comportement lorsqu'on impose des cissions de même sens par rapport au réseau.

Ainsi P.J. SHERWOOD et al (37) ont effectué des essais de traction et de compression selon les deux directions $\langle 001 \rangle$ et $\langle 011 \rangle$ sur divers matériaux. Un glissement sur le plan (N_M) était obtenu par essai de traction selon $\langle 001 \rangle$ et par essai de traction selon $\langle 011 \rangle$, mais les valeurs des cissions critiques mesurées sont très distinctes. De même le glissement sur $(N_{M'})$ était obtenu par essai de traction selon $\langle 011 \rangle$ et par essai de compression selon $\langle 001 \rangle$ mais les valeurs des cissions critiques mesurées étaient également très différentes.

Définition de l'asymétrie

Il résulte de ces quatre exemples que l'expression "asymétrie du glissement" peut être utilisée pour caractériser une différence de comportement soit géométrique (plans de glissement de nature différente) soit mécanique (cissions critiques distinctes sur des plans de même nature) lorsqu'on impose :

- soit des sollicitations axiales symétriques
- soit des cissions symétriques sur un même plan de glissement, la forme de l'état contraint étant inchangée relativement à ce plan de glissement.
- soit des cissions symétriques sur un même plan de glissement, la forme de l'état contraint sur ce plan étant modifiée (valeur absolue ou signe de r en particulier)
- soit des cissions de même sens sur un même plan de glissement la forme de l'état contraint étant modifiée.



Il est commode de décrire l'asymétrie du glissement sur un plan N qui n'est pas plan de symétrie du réseau, par le taux d'asymétrie α : α est l'écart relatif entre les cissons critiques sur ce plan soumis à des cissons symétriques par rapport au réseau, la forme de l'état contraint supporté par ce plan de glissement n'étant pas modifiée :

$$\alpha_N = \frac{\tau_o(\text{II}) - \tau_o(\text{I})}{\tau_o(\text{I})}$$

$$\text{avec } r_1 = r_{\text{II}}$$

$$\text{avec } r'_1 = r'_{\text{II}}$$

En négligeant l'effet possible des variations de r' , on peut dire que α_N est une fonction de r :

$$\alpha_N = \alpha_N(r)$$

Asymétrie sur les plans { 112 }

Le cas particulier d'asymétrie le plus fréquemment considéré est celui du glissement sur les plans { 112 }. Nous avons montré au § 2-2-1-1 qu'il est alors commode de caractériser le sens des cisaillements par rapport au réseau en les comparant au sens du cisaillement pouvant provoquer le maclage.

2.3.2. METHODES DE MESURE DU TAUX D'ASYMETRIE

2.3.2.1. Par essai uniaxial

La mesure d'un taux d'asymétrie sur un plan particulier au moyen de l'essai uniaxial est très délicate. Elle ne peut être réalisée en fait que dans deux cas particuliers :

- taux d'asymétrie sur les plans { 112 }

Sauf lorsque les températures sont très basses, les essais uniaxiaux d'axes tels que $\chi_K = \pm 30^\circ$ provoquent des glissements sur des plans { 112 }. En modifiant l'orientation des axes de sollicitation, on peut estimer $\alpha_{\{112\}}$ pour diverses valeurs de r comprises entre les bornes suivantes :

$$\sqrt{2}/2 \leq |r| \leq \sqrt{2}$$

- taux d'asymétrie sur un plan de glissement N quelconque.

La mesure d'un taux d'asymétrie sur un plan macroscopique de glissement N en zone autour de la direction dense $\langle 111 \rangle$, des réseaux cubiques centrés, ne peut être réalisée par essai uniaxial que si le plan de glissement

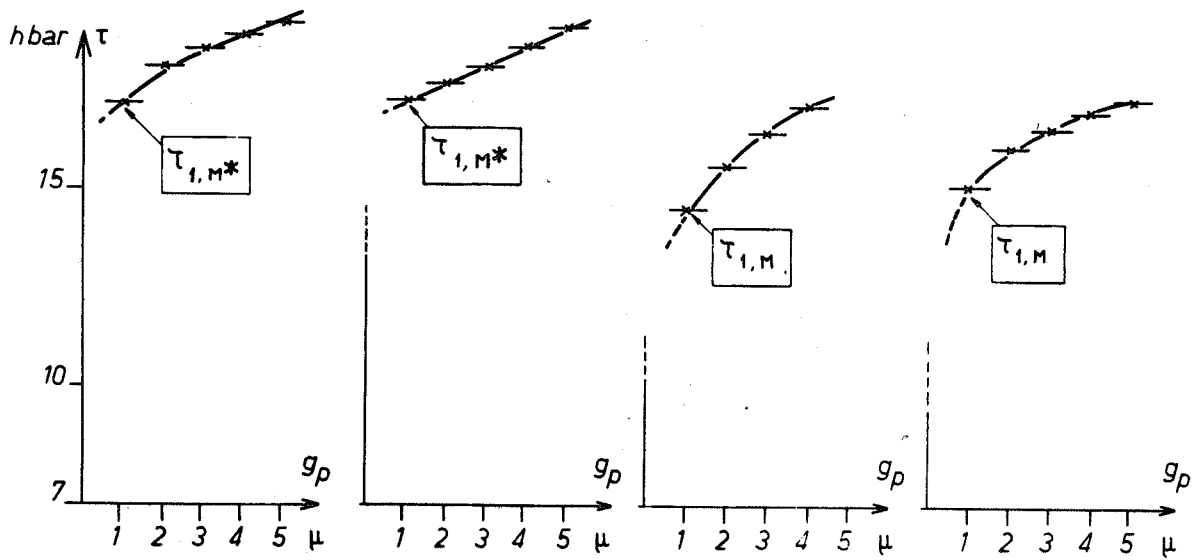


FIG. 2.34 - Courbes de cisaillement sur des plans $\{112\}$ de cristaux de fer-silicium. Les deux courbes de gauche correspondent à un cisaillement dans le sens opposé à celui du maillage possible, les deux courbes de droite à un cisaillement dans le sens du maillage possible.

est plan de cisaillement maximal. L'intervalle des variations possibles de r est encore plus limité que dans le cas précédent.

2.3.2.2. Par essai de cisaillement

L'essai de cisaillement direct entre couteaux permet une mesure des cissions critiques sur les plans $\{112\}$ selon l'un ou l'autre des deux sens de la direction de glissement $\langle 111 \rangle$. Il permet donc d'évaluer le taux d'asymétrie $\alpha_{\{112\}}$ lorsque $r = 0$.

L'essai de cisaillement direct entre couteaux, combiné avec une sollicitation normale au plan cisailé (cf. ch. 1-1) permet d'étudier les variations de $\alpha_{\{112\}}$ en fonction de r . Il devrait également permettre d'estimer le taux d'asymétrie sur d'autres plans N en zone autour de $\langle 111 \rangle$.

2.3.3. MESURE DU TAUX D'ASYMETRIE RELATIF AUX PLANS $\{112\}$

Des éprouvettes bicristallines (cf. ch. 1-5) de Fe-Si ont été cisailées sur des plans $\{112\}$ selon la direction $\langle 111 \rangle$ dans le sens du maclage possible et dans le sens opposé, à la température ambiante.

Le matériau employé contient 3,9% de silicium, $30,10^{-4}\%$ de carbone, moins de $10,10^{-4}\%$ d'impuretés métalliques et moins de $10,10^{-4}\%$ d'impuretés métalloïdiques suivantes : P, S, As, B.

A partir des courbes expérimentales, les cissions qui correspondent à des glissements plastiques de 1,2,3,4,5... microns ont été déterminées et à partir d'elles on a pu construire les courbes $\tau = \tau(g_p)$. Quatre de ces courbes correspondant à deux essais de cisaillement dans le sens du maclage possible et à deux essais dans le sens du maclage impossible sont portées sur la figure 2-34. Si on adopte comme cission critique conventionnelle celle qui correspond à un glissement plastique de 1 micron, on trouve :

$$\tau_1 (N_M) = 15,0 \pm 0,5 \text{ hbar}$$

$$\tau_1 (N_{M'}) = 17,2 \pm 0,5 \text{ hbar}$$

$$\alpha_{\{112\}} = 14,7\% \text{ pour } r = 0$$

Les essais qui correspondent à des contraintes normales au plan de glissement non nulles n'ont pas pu encore être réalisés.

Notons que la valeur du taux d'asymétrie mesuré est relativement élevée. T. TAOKA et al. (42) en procédant par essai de traction comme nous l'avons précisé précédemment, avaient trouvé sur un alliage Fe-Si un peu moins riche en



silicium (2,6%) :

$$\alpha_{\{112\}} = 5,35\% \quad \text{pour } r = 1$$

2.3.4. ASYMETRIE ET CONTRAINTES NORMALES

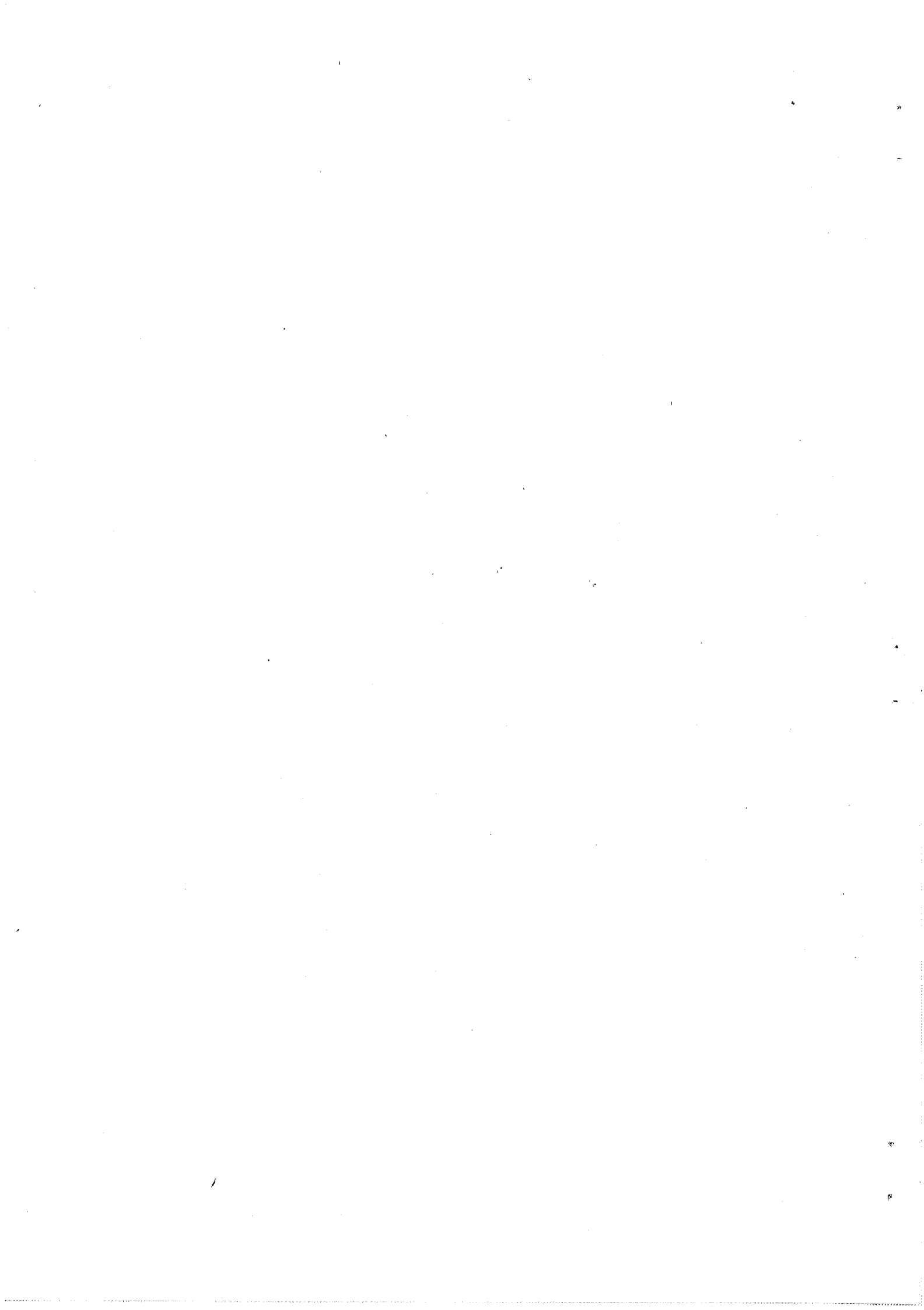
Il serait nécessaire d'effectuer l'étude des variations du taux d'asymétrie en fonction de r et selon la nature du plan de glissement (N) au moyen de l'essai de cisaillement. Cette étude n'a pu être réalisée dans le cadre de ce travail.

De très nombreux travaux sur la géométrie du glissement des matériaux cubiques centrés et en particulier sur la géométrie du glissement de cristaux de Fe-Si (3%) permettent de prévoir une grande influence des contraintes normales sur les cissions critiques relatives à des plans définis par Ψ_K et $-\Psi_K$. Ainsi B. SESTAK et al. (36) déformant par flexion entre quatre appuis des cristaux de Fe-Si à 77°K ont montré que si χ_K est négatif, le glissement s'effectue rigoureusement sur N^\dagger si on effectue un essai de compression. Il s'effectue soit sur un plan voisin de (N_o) soit sur un plan voisin de (N_M) si on effectue un essai de traction. Par contre si χ_K est positif, le glissement s'effectue rigoureusement sur (N_o) ou sur (N_M) si on effectue un essai de compression. Il s'effectue au contraire sur un plan voisin de N^\dagger si on effectue un essai de traction. Il y a une asymétrie de comportement suivant le signe de χ_K et par conséquent suivant le sens des cisaillements. Mais il y a aussi une grande différence de comportement suivant la polarité de la contrainte normale au plan de glissement. Comme l'ont suggéré les auteurs, les courbes $\Psi_K(\chi_K)$ obtenues à 77°K ne peuvent être expliquées par des glissements composites sur des plans {011} et {112} que si l'on suppose que le choix du plan de glissement dépend des contraintes normales au plan de glissement.

Des résultats similaires ont pu être obtenus sur des cristaux de fer (40,46), de niobium (3,37), de molybdène (37), de tungstène (3), de tantale (37).

2.3.5. CONCLUSIONS

La notion d'asymétrie ne suffit pas, à elle seule, à expliquer aussi bien la géométrie du glissement que la valeur des cissions critiques mesurées par essai uniaxial pour diverses orientations de l'axe de sollicitation. De même l'étude de l'effet éventuel des contraintes normales



à la direction de glissement (contrainte normale au plan de glissement σ_n et cisssion τ') serait incomplète si on ne considérait pas le sens des cisaillements par rapport au réseau, puisque de très nombreux essais ont permis de montrer que selon le sens des cisaillements appliqués sur le plan de glissement la valeur des cissions critiques mesurées ou même la géométrie du glissement observée était différente.

Une méthode d'étude du glissement sur un plan (N) qui n'est pas plan de symétrie du réseau, doit permettre de séparer nettement les deux facteurs :

- sens du cisaillement par rapport au réseau
- forme de l'état contraint sur le plan de glissement

Les essais uniaxiaux de traction ou de compression ne permettent de séparer ces deux facteurs que pour certaines valeurs du rapport r . L'essai de cisaillement direct entre couteaux permet plus simplement d'étudier l'effet des contraintes normales au plan de glissement sur la valeur des cissions critiques relatives à chaque sens des cisaillements appliqués.

Nous avons mesuré l'écart relatif entre les deux cissions critiques sur les plans $\{112\}$ lorsque $r = 0$ (cisaillement simple). La méthode mise au point consiste à cisailer des bicristaux symétriques par rapport à un plan $\{112\}$. Il est nécessaire de compléter ce travail en mesurant les variations de l'écart relatif entre les deux cissions critiques (taux d'asymétrie) en fonction du rapport tensomorphique r .

S.CH. 2.4

CONCLUSIONS

Il a été observé depuis plusieurs années que la loi de SCHMID et BOAS peut n'être que très imparfaitement vérifiée lorsqu'un monocristal est soumis à un essai mécanique uniaxial (traction ou compression). Nous avons cherché à déterminer expérimentalement si la composante normale au plan de glissement de la contrainte effective sur des plans de glissement bien définis, peut avoir une influence sur la valeur de la cission qui permet d'amorcer le glissement. L'étude a été menée au moyen de deux essais complémentaires :

1 - Par essai de cisaillement, nous avons confirmé les résultats obtenus par J.M. DURANSEAUD : la cission critique relative à des plans



{011} de cristaux de fer-silicium n'est pas indépendante de l'intensité de la contrainte normale appliquée sur ces plans. Lorsque la contrainte normale croît entre -20 et +20 hbar, la cission critique décroît, quelle que soit la pureté du matériau. Entre ces limites, tout effet parasite, dû à l'essai, semble à rejeter.

2 - L'analyse de résultats d'essais de traction et de compression nous a permis de mettre en évidence un effet similaire des contraintes normales au plan de glissement sur la valeur des cissions critiques.

La méthode d'étude a été décrite lorsque le plan de glissement de type {011} et {112} est connu et lorsque le plan de glissement est mal résolu.

- si le plan de glissement est connu, on calcule les composantes τ , σ_n et τ' de la contrainte σ appliquée au plan de glissement, τ étant la composante selon la direction de glissement, σ_n celle sur la normale au plan de glissement et τ' celle selon la normale à la direction de glissement dans le plan de glissement. L'effet de cette troisième composante peut être négligé en première approximation. En utilisant les résultats d'essais de traction effectués en choisissant diverses orientations de l'axe de traction par rapport au réseau, on peut alors étudier l'influence de la contrainte normale σ_n sur la cission critique τ_0 . Ce travail a été effectué à partir de déterminations antérieures de limites élastiques de monocristaux de fer, à diverses températures et a permis de mettre en évidence une décroissance de la cission critique lorsque la contrainte normale croît, la vitesse de décroissance étant d'autant plus forte que la température est plus basse.

- si le plan de glissement n'est pas connu, on peut dans certains cas faire une étude similaire. Nous avons proposé une méthode de travail et l'avons appliquée à des résultats d'essais de traction effectués antérieurement sur monocristaux de tungstène à diverses températures. L'effet de la contrainte normale sur la cission critique est dans ce cas très important.

3 - Nous avons montré en outre que si la cission de glissement dépend de la contrainte normale appliquée sur le plan de glissement le taux de consolidation déduit des courbes rationnelles de traction comprend en fait deux termes : l'un correspondant au durcissement provoqué par la déformation plastique, l'autre résultant de la rotation du réseau au cours de la déformation.

4 - L'étude de l'effet éventuel des contraintes normales au plan de glissement serait incomplète si on ne considérait pas le sens des cisaillements par rapport au réseau puisque de nombreux essais ont permis de montrer que



que selon le sens des cisaillements appliqués sur le plan de glissement, la valeur des cissions critiques mesurées ou encore la géométrie du glissement, était différente.

Nous avons effectué une mesure directe des écarts entre cissions critiques sur des plans {112} de cristaux de fer-silicium. La méthode employée a consisté à cisailer des bicristaux symétriques par rapport au plan {112}.

Nous avons établi enfin que la seule asymétrie du glissement ne permet pas de rendre compte de la géométrie du glissement mais qu'au contraire les faits observés ne contredisent pas l'hypothèse d'une variation des deux cissions critiques des plans de glissement qui ne sont pas plans de symétrie du réseau, en fonction de l'intensité des contraintes normales appliquées sur ces plans.

5 - Il serait souhaitable de pouvoir relier l'évolution de τ_0 en fonction de σ_n à un modèle atomique. Il est admis que les dislocations vis de vecteur de Burgers $b = 1/2 \langle 111 \rangle$ sont dans leur configuration d'énergie minimale, dissociées sur deux ou trois plans. Elles ne peuvent dans ces conditions se mouvoir (dislocations sessiles). Pour pouvoir devenir mobiles (sur des plans {011} ou {112}), elles doivent être recomposées en dislocations partielles glissiles sur un seul plan. Une telle transformation sessile-glissile serait possible sous l'effet des contraintes imposées. Rien ne contredit dans un tel modèle une influence possible de la contrainte normale au plan de glissement aussi bien sur la géométrie du glissement que sur les valeurs des cissions critiques sur les plans {011} et {112}. Certains auteurs (19-25-36-40) ont fait cette hypothèse pour rendre compte en particulier de la nature des plans de glissement selon l'orientation de l'axe de sollicitation. Récemment, il a été établi par ailleurs (32) qu'une contrainte normale de traction pourrait abaisser la cission critique à basse température et une contrainte normale de compression l'élever. Une étude quantitative plus précise des mécanismes physiques du glissement reste encore problématique, compte tenu de la méconnaissance de la structure atomique du cœur de la dislocation vis des matériaux cubiques centrés, en fonction des contraintes appliquées.

Le projet de cette étude n'est pas d'améliorer ou de confirmer tel ou tel modèle. Nous nous sommes exclusivement proposés une description du glissement qui tienne compte du maximum de paramètres connus pouvant modifier les valeurs des cissions critiques. Il est toutefois intéressant de noter la convergence d'une approche "géométrique" du glissement et des approches "physiques" du même phénomène.



ANNEXE A2-1

LIMITES DES VARIATIONS DE LA CONTRAINTE NORMALE APPLIQUEE A UN
PLAN DE GLISSEMENT LORSQUE LA MESURE DES CИSSIONS CRITIQUES EST
EFFECTUEE PAR ESSAI DE CISAILLEMENT

A2-1.1. NOTION DE LIMITES PAR DEPASSEMENT LOCALISE DE LA CИSSION CRITIQUE ET
PAR GLISSEMENT PARASITE HOMOGENE

Lorsque la cission critique de glissement est mesurée au moyen de l'essai de cisaillement décrit au chapitre 1, l'intensité de la contrainte normale σ_n au plan cisailé, ne peut être supérieure à une certaine limite. La définition de cette limite peut répondre à deux soucis différents :

- on veut, en premier lieu, être assuré que la contrainte normale ne provoque pas, par traction simple ou compression simple, des glissements parasites affectant la totalité de l'éprouvette : soit $(\sigma_n)_L$ la limite élastique d'un cristal sollicité selon un axe normal au plan de glissement étudié.

- on veut, deuxièmement, être assuré que dans l'étroite zone soumise à l'état contraint défini par le tenseur T_{CM} , déterminé au chapitre 1 :

$$T_{CM} = \begin{vmatrix} \sigma_n & \tau & 0 \\ \tau & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{vmatrix} \quad \begin{array}{l} \text{(système d'axes } O_x, O_y, O_z \\ \text{Fig. 1-29)} \end{array}$$

Les cissions sur tous les plans de glissement possibles restent inférieures à leur valeur critique.

La contrainte σ_p relative à un plan de glissement parasite (P) est :

$$\sigma_p = n_p \cdot \begin{vmatrix} T_{CM} \end{vmatrix} \quad (n_p \text{ vecteur normal à (P))$$

On peut projeter σ_p :

- sur la direction de glissement du plan parasite (P) : \vec{g}_p

$$\tau_p = \vec{g}_p \cdot \vec{\sigma}_p$$

- sur le vecteur normal au plan parasite (P) : \vec{n}_p



$$(\sigma_n)_p = \vec{n}_p \cdot \vec{\sigma}_p$$

La contrainte σ_n doit rester inférieure à la valeur $(\sigma_n)_1$ de telle manière que sur aucun plan (P) on ait :

$$\tau_p > \tau_o ((\sigma_n)_p)$$

A2-1.2. DETERMINATION DE $(\sigma_n)_1$ ET $(\sigma_n)_1$: METHODE

On admet que les seuls plans de glissements parasites possibles sont des plans $\{112\}$ ou des plans $\{011\}$.

a) composantes de la contrainte sur un plan de glissement parasite (P)

La normale \vec{n}_p fait un angle α_1 avec O_x et α_2 avec O_y . La direction de glissement \vec{g}_p fait un angle β_1 avec O_x et β_2 avec O_y .

La contrainte σ_p sur le plan de glissement parasite a pour composantes sur O_x et O_y :

$$(\sigma_p)_N = \sigma_n \cdot \cos \alpha_1 + \tau \cdot \cos \alpha_2$$

$$(\sigma_p)_G = \tau \cdot \cos \alpha_1$$

La somme des projections de ces deux composantes sur la direction \vec{g}_p est :

$$\tau_p = (\sigma_p)_N \cdot \cos \beta_1 + (\sigma_p)_G \cdot \cos \beta_2$$

soit
$$\tau_p = A \cdot \sigma_n + B \cdot \tau$$

avec
$$A = \cos \alpha_1 \cdot \cos \beta_1$$

$$B = \cos \alpha_1 \cdot \cos \beta_2 + \cos \alpha_2 \cdot \cos \beta_1$$

De même la somme des deux projections de ces deux composantes sur la direction \vec{n}_p est :

$$(\sigma_n)_p = C \cdot \sigma_n + D \cdot \tau$$

avec
$$C = \cos^2 \alpha_1$$

$$D = 2 \cos \alpha_1 \cdot \cos \alpha_2$$



b) détermination de $(\sigma_n)_p$

On ne considère que l'état contraint dû à la sollicitation normale. On a donc :

$$\tau_p = A. \sigma_n = \cos \alpha_1. \cos \beta_1. \sigma_n$$

$$(\sigma_n)_p = C. \sigma_n = \cos^2 \alpha_1. \sigma_n$$

$\cos \alpha_1. \cos \beta_1$ est le facteur de SCHMID qui correspond à la sollicitation normale au plan cisailé.

c) détermination de $(\sigma_n)_p$

Supposons connues les trois courbes :

$$\tau_o(N_o) = f_1(\sigma_n)$$

$$\tau_o(N_M) = f_2(\sigma_n)$$

$$\tau_o(N_{M'}) = f_3(\sigma_n)$$

Lorsqu'on applique une contrainte normale σ_n sur le plan de glissement étudié, la cission critique sur ce plan est :

$$\tau_o = f_i(\sigma_n) \quad i = 1, 2, 3$$

Lorsque la cission critique est atteinte sur le plan étudié, chaque plan parasite est alors soumis à une contrainte σ_p dont les deux composantes sur \vec{n}_p et \vec{g}_p sont :

$$\tau_p = A. \sigma_n + B. f_i(\sigma_n)$$

$$(\sigma_n)_p = C. \sigma_n + D. f_i(\sigma_n)$$

On peut construire pour chaque plan parasite une courbe $\delta\lambda$

$$\delta\lambda = f_j((\sigma_n)_p) - \tau_p$$



avec : $j = 1, 2, 3$ selon la nature du plan parasite

$\lambda = 1$ à 12 si $j = 1$

$\lambda = 13$ à 24 si $j = 2$ ou 3

δ_λ s'annule pour une valeur $(\sigma_n)_\lambda$ de (σ_n)

$(\sigma_n)_1$ est la plus petite des valeurs de $(\sigma_n)_\lambda$

Remarque : si on ne connaît pas les trois courbes f_1 , f_2 et f_3 , on peut obtenir une valeur approchée de $(\sigma_n)_1$ en utilisant les trois remarques suivantes qui seront justifiées pour chaque cas particulier :

- $(\sigma_n)_p$ est souvent faible

- $f_2(\sigma_n) \sim f_1(\sigma_n)$.

- $f_3(\sigma_n) \sim 1,05 \cdot f_2(\sigma_n)$

A2.1.3. ESSAIS DE CISAILLEMENT SUR DES PLANS $(N_o) = \{011\}$

a) limite $(\sigma_n)_L$:

- compression normale au plan de cisaillement :

Les plans parasites soumis au cisaillement maximal sont du type $\{112\}$ et sont cisailés dans le sens du maclage possible.

Par conséquent :

$$(\sigma_n)_L = \frac{3\sqrt{2}}{2} \cdot \tau_o(N_M)$$

- traction normale au plan de cisaillement :

Les plans parasites soumis au cisaillement maximal sont :

- soit du type $\{112\}$ mais ils sont alors cisailés dans le sens opposé à celui du maclage possible :

$$(\sigma_n)_L = \frac{3\sqrt{2}}{2} \cdot \tau_o(N_M)$$

- soit du type $\{011\}$:

$$(\sigma_n)_L = \sqrt{6} \cdot \tau_o(N_o)$$

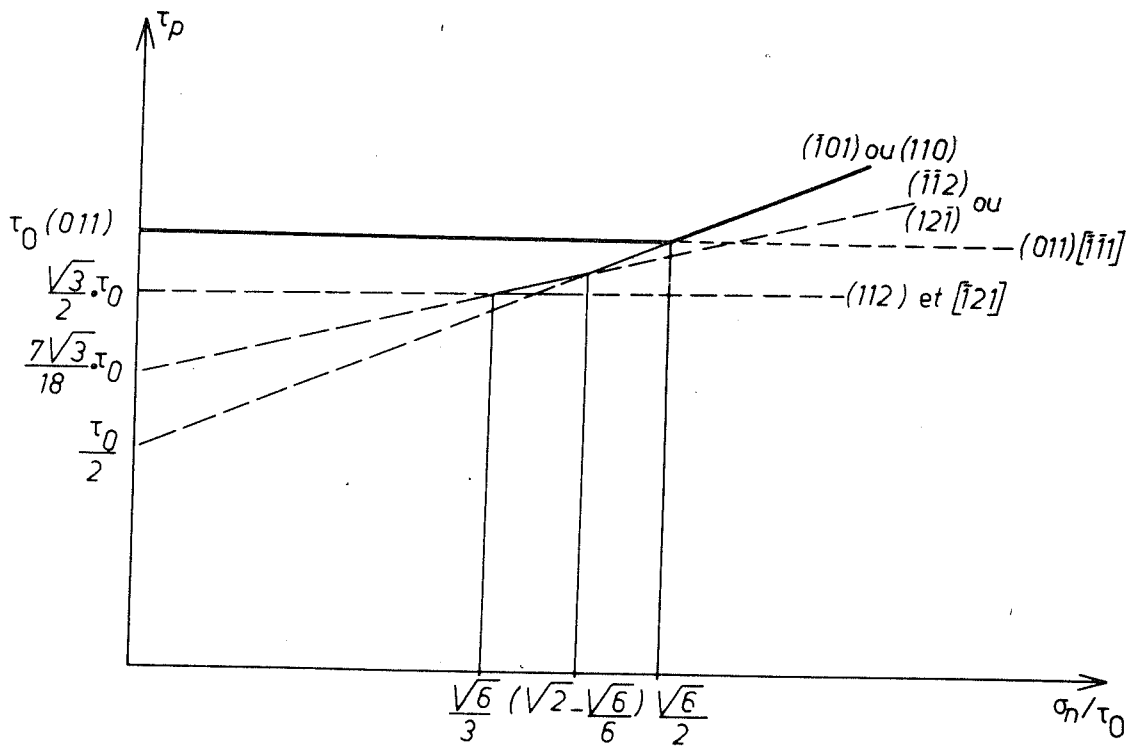


FIG. 2.35 - Cissions sur les systèmes de glissement parasite

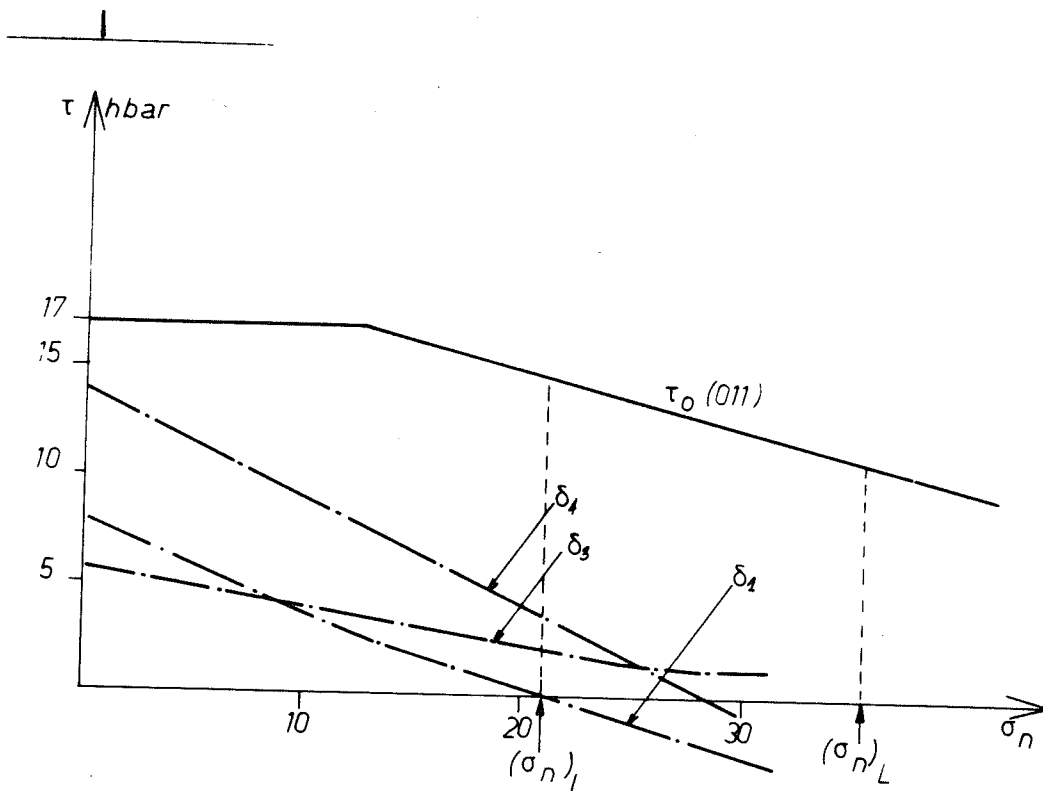


FIG. 2.36 - Limite $(\sigma_n)_l$ correspondant aux essais sur cristaux de fer-silicium cisailés sur (011) selon $[\bar{1}\bar{1}\bar{1}]$

b) limite $(\sigma_n)_1$:

On trouvera sur la figure 2-35 les intensités des sollicitations sur les plans de glissements parasites les plus affectés. Soient (011) le plan de glissement et $[\bar{1}\bar{1}1]$ la direction de glissement. La cission critique sur ce plan est $\tau_o (N_o)$.

Si la loi de SCHMID est vérifiée et si $\tau_o (N_M) = \tau_o (N_o)$, le système de glissement étudié sera soumis à la cission maximale tant que :

$$\sigma_n < \frac{\sqrt{6}}{2} \cdot \tau_o$$

Au-delà de cette valeur, il peut y avoir mouvement d'autres dislocations vis, notamment $1/2 [111]$ ou $1/2 [\bar{1}\bar{1}1]$.

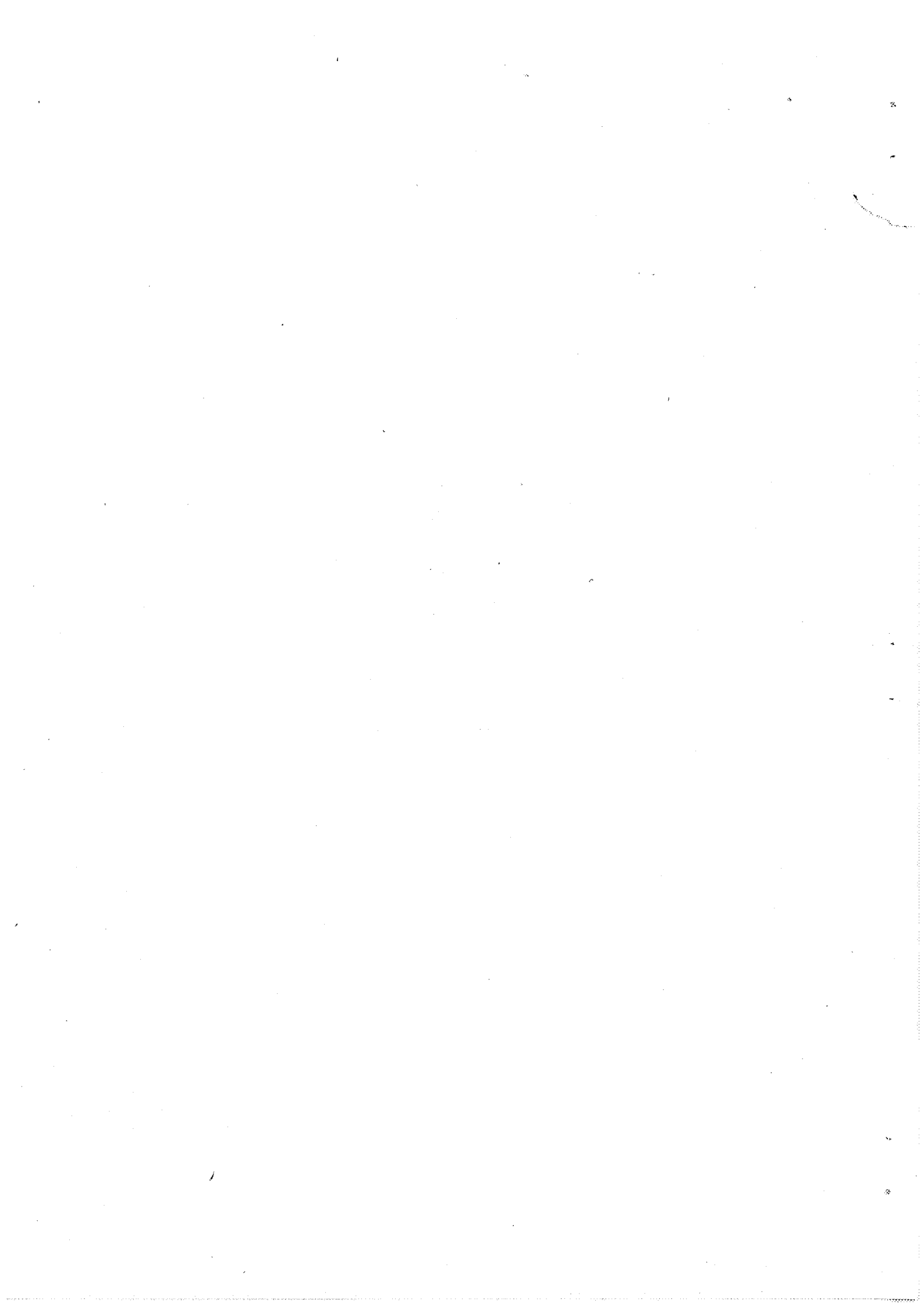
Si la loi de SCHMID n'est pas vérifiée, il faut faire la construction des courbes (δ) relatives aux systèmes les plus sollicités :

δ_1	($\bar{1}01$)	[111]	ou	(110)	$[\bar{1}\bar{1}1]$
δ_2	(112)	$[\bar{1}\bar{1}1]$	ou	($\bar{1}21$)	$[11\bar{1}]$
δ_3	(112)	$[\bar{1}\bar{1}1]$	ou	($\bar{1}21$)	$[11\bar{1}]$
δ_4	(211)	$[\bar{1}\bar{1}1]$	ou	($\bar{2}11$)	[111]

c) essais de cisaillement sur cristaux de fer-silicium avec traction normale au plan cisailé.

$(\sigma_n)_o$	λ	τ hbar	τ_p hbar	$(\sigma_n)_p$ hbar	$f_j (\sigma_n)_p$ hbar	δ hbar
20	1	15	15,7	17,2	16	+0,3
	3	15	14,7	9,8	17	+2,3
	4	15	12,3	14,8	16,3	+4
25	1	13,8	17,1	17,5	15,9	-1,2
	3	13,8	15,2	9,6	17	+1,8
	4	13,8	14,4	15,8	16	+1,6
30	1	12,5	18,5	17,7	15,8	-2,7
	3	12,5	15,5	9,3	17	+1,5
	4	12,5	16,4	16,8	15,8	-0,6

Ces résultats ont été portés sur la figure 2-36. $(\sigma_n)_1$ correspond au système de glissement (101) ou (110) et vaut 21 hbar.



ANNEXE A2-2

COMPOSANTES DE L'ETAT CONTRAINT ET DEFORME

Nous rappelons ci-dessous les calculs effectués par E. SCHMID (9) pour déterminer la cission appliquée sur un plan de glissement et le glissement g en fonction de l'allongement de l'éprouvette et de l'orientation de l'axe de traction. Nous présentons ensuite le calcul des deux contraintes σ_n et τ' .

La position de l'axe de traction a été définie (Fig. 2-4) par rapport au trièdre AG, AN et AG' par les trois angles Ψ , ϕ et χ . Initialement ces trois angles sont respectivement égaux à Ψ_0 , ϕ_0 , χ_0 .

Pour un allongement e :

$$\sin \Psi = \sin \Psi_0 \cdot \frac{1}{1+e}$$

$$\cos \phi = \cos \phi_0 \cdot \frac{1}{1+e}$$

$$S = S_0 (1+e)^{-1}$$

$$a) \text{ le glissement } g = \frac{OO'}{AH}$$

$$g = (1+e) \frac{\sin(\Psi_0 - \Psi)}{\sin \Psi_0 \cdot \cos \phi_0} = \frac{\sqrt{(1+e)^2 - \sin^2 \Psi_0} - \cos \Psi_0}{\cos \phi_0}$$

Il est commode d'écrire son expression sous la forme :

$$g = B \cdot \frac{e}{K_0}$$

$$K_0 = \cos \phi_0 \cdot \cos \Psi_0$$

$$B = \frac{\cos \Psi_0}{e} \left[\left((1+e)^2 - \sin^2 \Psi_0 \right)^{1/2} - \cos \Psi_0 \right]$$

En effet, B tend vers 1 lorsque e tend vers zéro : c'est le terme correctif pour des allongements importants du glissement g_i :

$$g_i = K \cdot e$$



$$\text{b) la cission } \tau = \frac{F}{S} \cdot \cos \phi, \cos \Psi$$

$$\text{or : } \frac{\tau}{F \cdot \cos \Psi} = \frac{\cos \phi}{S} = \frac{\cos \phi_0}{S_0}$$

$$\text{d'où : } \frac{\tau}{F \cdot \cos \Psi} = \frac{\tau_0}{F_0 \cdot \cos \Psi_0}$$

$$\text{soit : } \tau = \tau_0 \cdot \frac{F}{F_0} \cdot \frac{\cos \Psi}{\cos \Psi_0}$$

$$\tau = A \cdot \frac{F}{F_0} \cdot \tau_0$$

$$A = \frac{\left[(1 + e)^2 - \sin^2 \Psi_0 \right]^{1/2}}{(1 + e) \cos \Psi_0}$$

$$\text{c) le rapport } r = \frac{\cos \phi}{\cos \Psi}$$

$$r = \frac{\cos \phi_0}{\left[(1 + e)^2 - \sin^2 \Psi_0 \right]^{1/2}} = \frac{r_0 \cdot \cos \Psi_0}{\left[(1 + e)^2 - \sin^2 \Psi_0 \right]^{1/2}}$$

$$\text{soit : } r = C \cdot r_0$$

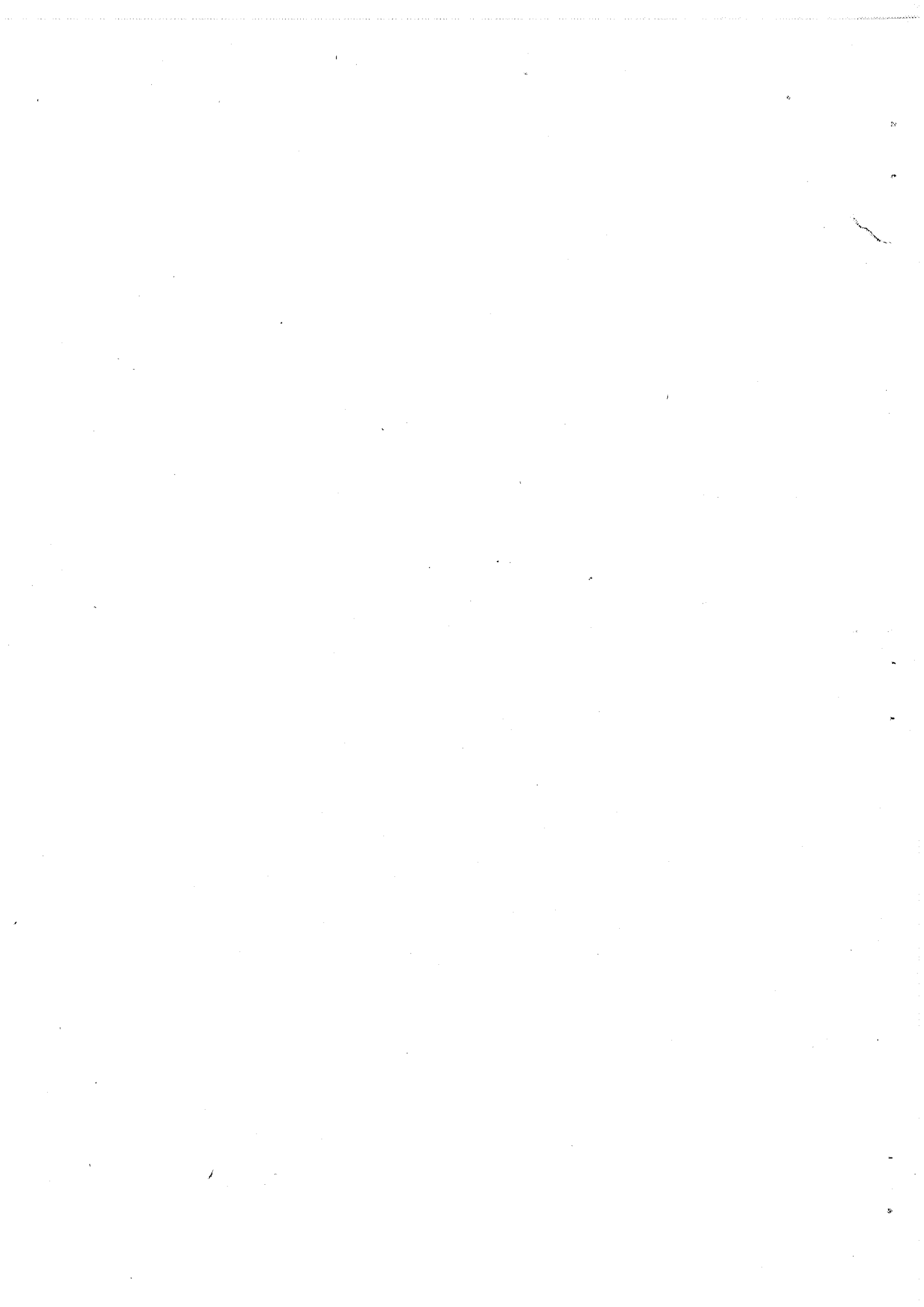
$$C = \frac{\cos \Psi_0}{\left[(1 + e)^2 - \sin^2 \Psi_0 \right]^{1/2}}$$

d) on peut aussi exprimer r en fonction de g :

On a en effet :

$$g = \frac{OO'}{AH} = \frac{\sin(\Psi_0 - \Psi)}{\sin \Psi \cdot \cos \phi_0} = \frac{\sin \Psi_0}{\cos \phi_0 \cdot \text{tg } \Psi} - \frac{\cos \Psi_0}{\cos \phi_0}$$

$$\text{d'où : } \text{tg} = \frac{\text{tg } \Psi_0}{1 + g \cdot r_0}$$



$$\text{mais : } r = \frac{\cos \phi}{\cos \psi} = \frac{\cos \phi_0}{(1 + e)} \times \frac{\sin \psi}{\cos \psi} \times \frac{(1 + e)}{\sin \psi_0} = \frac{\text{tg } \psi}{\text{tg } \psi_0} \cdot r_0$$

$$\text{soit : } r = \frac{r_0}{1 + g \cdot r_0}$$

e) on peut de même calculer r' :

On a en effet :

$$r^2 + r'^2 + 1 = \frac{\sigma^2}{\tau^2} = \frac{1}{\cos^2 \psi}$$

$$r'^2 = \frac{\sin^2 \psi - \cos^2 \phi}{\cos^2 \psi} = \text{tg}^2 \psi \cdot \left(1 - \frac{\cos^2 \psi_0}{\sin^2 \psi_0} \right)$$

$$r'_0{}^2 = \text{tg}^2 \psi_0 \left(1 - \frac{\cos^2 \psi_0}{\sin^2 \psi_0} \right)$$

$$r' = r'_0 \cdot \frac{\text{tg } \psi}{\text{tg } \psi_0}$$

$$\text{soit : } r' = \frac{r'_0}{1 + g \cdot r_0}$$

ou aussi: $r' = C \cdot r'_0$

ANNEXE A2-3

VARIATIONS DES CISSIONS CRITIQUES AVEC LA VITESSE DE CISAILLEMENT

A partir des essais de traction sur monocristaux de niobium de M.S.DUESBERRY et al (8), nous avons estimé les écarts sur les cissions critiques qui résultent de variations de la vitesse de cisaillement selon l'orientation de l'axe de sollicitation.

En effectuant des essais à 295°K, l'axe de sollicitation étant au centre du triangle stéréographique, M.S.DUESBERRY a déterminé les

TABLEAU VIII
ESSAIS DE DUESBERRY SUR NIOBIUM A 295°K

Valeur de Ψ_K	n° essai	τ_o g/mm ²	r	K_o	τ_o corrigé
très petit	4	620	0,814	0,487	616
	10	610	1,172	0,491	610
	11	530	1,402	0,468	521
	12	570	1,354	0,480	567
$15^\circ < \Psi_K < 22^\circ$	2	620	0,889	0,480	615
	3	520	0,957	0,478	514
	7	440	1,354	0,452	426
	13	440	1,500	0,431	421
	9	460	1,502	0,444	445
	8	440	1,706	0,408	414
	5	465	1,331	0,443	450
	6	470	1,516	0,421	448
1	580	0,737	0,448	566	

variations de la cission critique relative au plan (N_0) en fonction de la vitesse. Les résultats sont portés dans le tableau suivant :

e' sec. ⁻¹	τ_0 kg/mm ²
$3,4 \cdot 10^{-2}$	2,05
$3,4 \cdot 10^{-3}$	1,17
$6,5 \cdot 10^{-4}$	0,83
$1,3 \cdot 10^{-4}$	0,54
$1,3 \cdot 10^{-5}$	0,42
$3,4 \cdot 10^{-6}$	0,25

L'étude de l'influence de l'orientation sur les cissions critiques, à cette même température, a par ailleurs été effectuée à la vitesse $e' = 1,3 \cdot 10^{-4}$. Si les plans de glissement microscopiques sont exclusivement du type (N_0), (N_M) et (N_M'), les lignes de glissement sont à cette température mal définies. Considérons les seuls essais pour lesquels le glissement microscopique s'effectue sur (N_0). L'orientation des axes de sollicitation est précisée sur la figure 2-37. Les résultats des calculs de r et du facteur de SCHMID sont rassemblés dans le tableau ci-joint n° VIII.

On observe que :

- les cristaux pour lesquels Ψ_K est petit (essais 4,10,11,12) ont une cission critique qui ne décroît sensiblement que lorsque r atteint des valeurs élevées (Fig. 2-38).
- les cristaux pour lesquels le plan de cisaillement maximal est nettement distinct de (N_0) (essais 1,3,5,7,9,6,13,8) ont une cission critique qui décroît régulièrement lorsque r croît (Fig. 2-38).

Aux variations des cissions critiques dues à l'effet des contraintes normales peut s'ajouter l'effet de la vitesse de cisaillement. A partir des valeurs des cissions critiques exprimées en fonction de la vitesse axiale, on voit que pour $e' = 1,3 \cdot 10^{-4}$ sec⁻¹, une variation de vitesse $\Delta (\log e') = 1$ produit une variation de cission critique $\Delta \tau_0 = 290$ g/mm² soit :

$$100 \frac{\Delta \tau_0}{\tau_0} = 53,6\%$$

$$\Delta \tau_0 = k \cdot \Delta (\log e') \quad \text{avec } k = 290$$

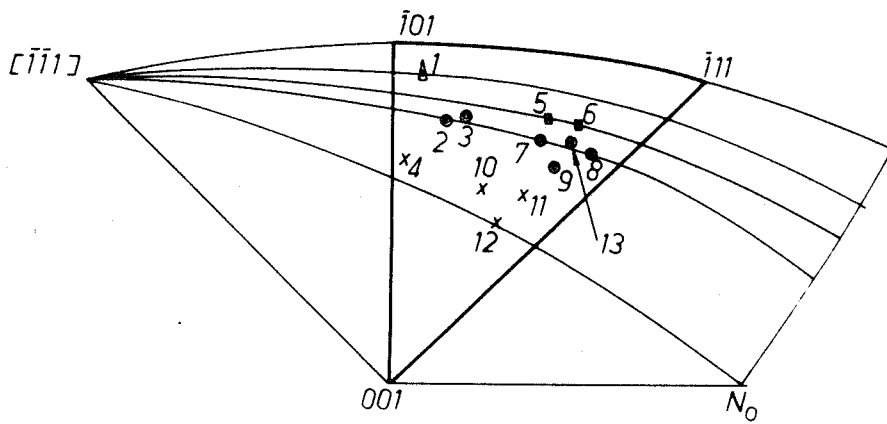


FIG. 2.37 - Orientation des axes de traction

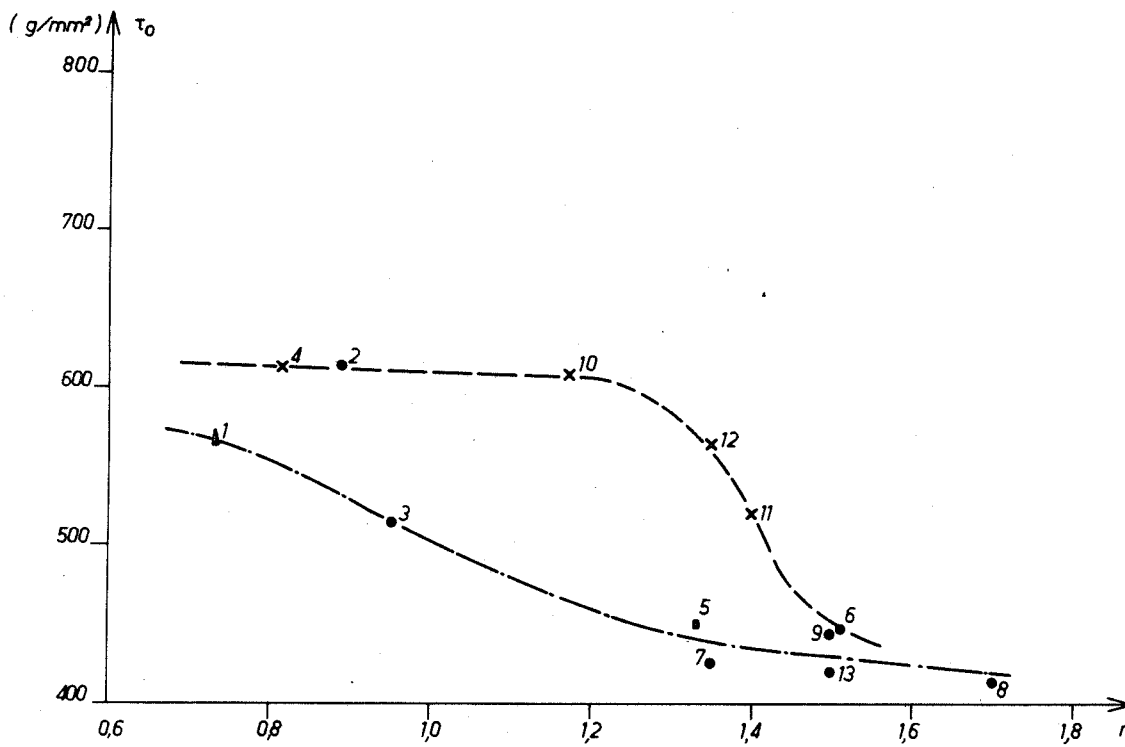


FIG. 2.38 - Variations des cissions critiques

ESSAIS DE DUESBERRY SUR NIOBIUM A 295°K

$$\text{or } g'_0 = e' / K_0$$

La variation de la vitesse de cisaillement correspondant à deux axes de traction m et n est :

$$\Delta (\log g'_0) = \log (g'_0)_m - \log (g'_0)_n = \log (K_0)_n / (K_0)_m$$

et la variation de cission critique correspondante :

$$\Delta \tau_0 = k. \log (K_0)_n / (K_0)_m$$

Les valeurs corrigées des cissions critiques correspondant à des essais fictifs effectuées à la même vitesse de cisaillement $g'_0 = 2 e'$ ont été portées dans le tableau VIII :

$$(\tau_0)_{\text{corrigé}} = (\tau_0)_{\text{brut}} + \Delta \tau_0 = (\tau_0)_{\text{brut}} + k \log 2 + k \log K_0$$

Ainsi pour l'essai 8 :

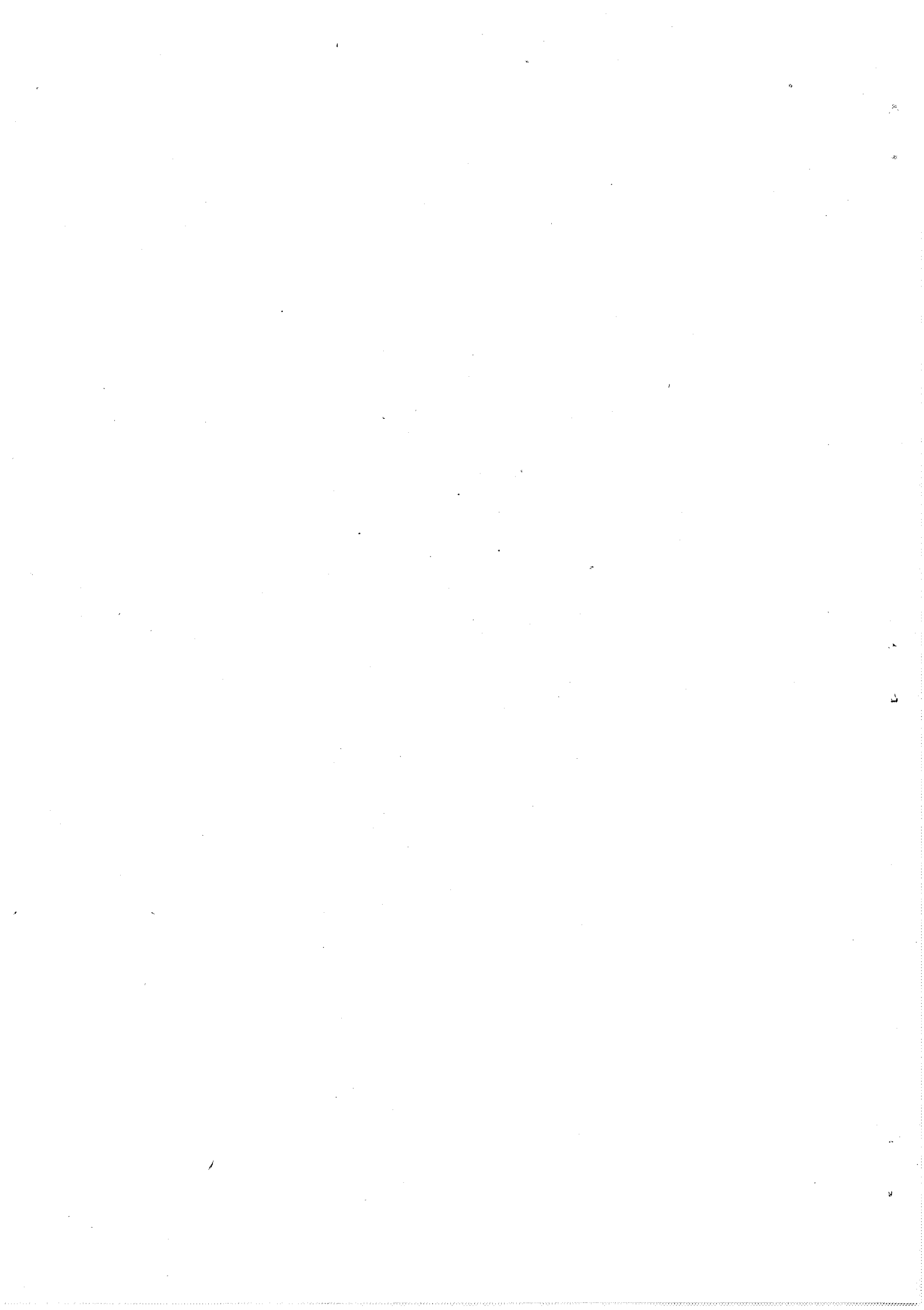
$$\text{- pour } e' = 1,3 \cdot 10^{-4} \text{ sec}^{-1} :$$

$$\text{- pour } g' = 3,2 \cdot 10^{-4} \text{ sec}^{-1}$$

$$\tau_0 = 440 \text{ g/mm}^2$$

$$\text{- pour } g' = 2,6 \cdot 10^{-4} \text{ sec}^{-1}$$

$$\tau_0 = 414 \text{ g/mm}^2$$



BIBLIOGRAPHIE DU CHAPITRE 2.

- (1) - N.P. ALLEN et al. - Proc. Roy. Soc. - 1956, A234, p. 221.
- (2) - N.P. ALLEN - Internat. Conf. on Atomic Mechanisms of Fracture - Swampscott - 1959.
- (3) - A.S. ARGON et S.R. MALOOF - Acta Met. - 1966, 14, p. 1449.
- (4) - C.S. BARRETT et al. - Trans ASM - 1937, 25, p. 702.
- (5) - D.K. BOWEN et al. - Can. J. Phys - 1967, 45, p. 903.
- (6) - N.K. CHEN et R. MADDIN - Trans AIME - 1951, 181, p. 937.
- (7) - D.L. DAVIDSON et F.R. BROTZEN - Trans AIME - 1965, 233, p. 838.
- (8) - M.S. DUESBERRY et R.A. FOXALL - Phil. Mag. - 1969, 20, p. 719.
- (9) - M.S. DUESBERRY et al. - J. Phys. - 1966, 27, C3, p. 193.
- (10) - J.M. DURANSEAUD et al. - C.R. Acad. Sc. Paris - 1968, 267C, p. 1763.
- (11) - J.M. DURANSEAUD - Thèse - Paris - 1970.
- (12) - B. EDMONDSON - Proc. Roy. Soc. - 1961, A264, p. 176.
- (13) - R.A. FOXALL et al. - Can. J. Physics - 1967, 45, p. 607.
- (14) - F. GUIU et P.L. PRATT - Phys. Stat. Sol. 1966, 15, p. 539.
- (15) - F. GUIU - Scripta Met. - 1969, 3, p. 449.
- (16) - D. HULL - Proc. Roy. Soc. - 1963, A274, p. 5.
- (17) - B. JAOUJ et D. GONZALEZ - J. Mech. Phys. Solids - 1961, 9, p. 16.



- (18)- M.C.KIM et P.L. PRATT - Phys. Stat. Sol. - 1966, 14, K. 151,
- (19)- F. KROUPA - Def. Plast. des métaux - Masson éditeur - 1968 -
- (20)- A. LAWLEY et R. MADDIN - Trans. AIME - 1962, 224, p. 573.
- (21)- F. LEROY et al. - C.R. Acad. Sc. Paris - 1969, 268C, p. 1582.
- (22)- F. LEROY et al. - C.R. Acad. Sc. Paris - 1970, 270C, p. 512.
- (23)- F. LEROY et al. - C.R. Acad. Sc. Paris - 1969, 268C, p. 2269.
- (24)- F.LEROY et al. - Acta. Met. - 1970, 18, p. 531.
- (25)- S. LIBOVICKY et B. SESTAK - J. Appl. Phys. - 1963, 34, p.2919.
- (26)- R. MADDIN et N.K. CHEN - Prog. Met. Phys. - 1954, 5, p. 53.
- (27)- T.E. MITCHELL et W.A. SPITZIG - Acta. Met. - 1965, 13, p. 1169.
- (28)- T.E. MITCHELL - Phil. Mag. - 1968, 18, p. 1169.
- (29)- T.E. MITCHELL et al. - Phil. Mag. - 1963, 8, p. 1895.
- (30)- F.W. NOBLE et D. HULL - Phil. Mag. - 1965, 12, p. 777.
- (31)- R.M. ROSE et al. - Trans. AIME - 1962, 224, p. 981.
- (32)- Ram B. ROY - Scripta. Met. - 1969, 3, p. 721.
- (33a)-H.W. SHADLER - Trans. AIME - 1960, 218, p. 649.
- (33b)-E. SCHMID et W. BOAS - Plasticity of crystals - London - 1968.
- (34)- B. SESTAK et S.LIBOVICKY - Acta. Met. - 1963, 11, p. 1190.
- (35)- B. SESTAK et N. ZARUBOVA - Phys. Stat. Sol. - 1965, 10, p. 239.



- (36)- B. SESTAK et al. - Canad. J. Phys. - 1967, 45, p. 1031.
- (37)- P.J. SHERWOOD et al. - Can. J. Phys. - 1967, 45, p. 1075.
- (38)- W.A. SPITZIG et A.S. KEH - Acta. Met. - 1970, 18, p. 611.
- (39)- D.F. STEIN et J.R. LOW - Acta. Met. - 1966, 14, p. 1189.
- (40)- R.P. STEIJN et R.M. BRICK - Trans. ASM - 1954, 46, p. 1406.
- (41)- S. TAKEUCHI et al. - Acta. Met. - 1967, 15, p. 1179.
- (42)- T. TAOKA - J. Phys. Soc. Japan - 1964, 19, 5, p. 701.
- (43)- G.I. TAYLOR et C.F. ELAM - Proc. Roy. Soc. - 1926, A112, p. 337.
- (44)- F. TERASAKI - Thèse - Paris - 1966.
- (45)- P. VAGNIEUX - C.R. Acad. Sc. Paris - 1968, C116, p. 1753.
- (46)- F.L. VOGEL et R.M. BRICK - Trans. AIME - 1953, 197, p. 700.



CHAPITRE TROIS

EFFET DES CONTRAINTES NORMALES AUX PLANS DE MACLAGE
SUR LES CISIONS DE MACLAGE

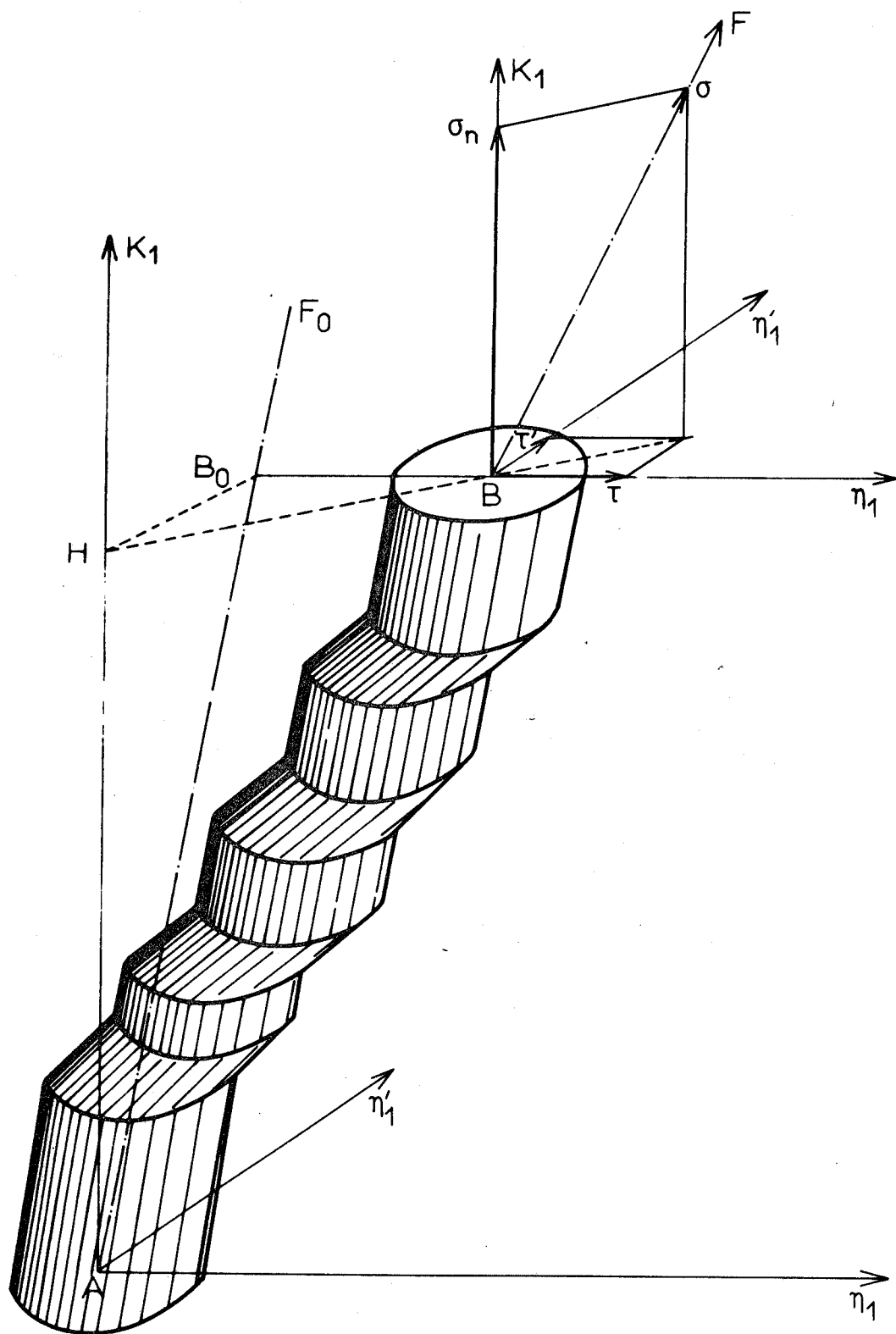


FIG. 3.1 - Schéma du maillage d'une éprouvette monocristalline au cours d'un essai mécanique uniaxial

DEFINITION DE LA CISSION DE MACLAGE

Si la déformation par maclage est un cisaillement simple, localisé du réseau, elle ne résulte pas toutefois au cours d'un essai mécanique quelconque de l'application sur le plan de maclage d'une contrainte exclusivement de cisaillement. Ainsi dans un essai uniaxial (Fig. 3-1), le plan de maclage (K_1) est soumis à une contrainte effective σ équipolente à la charge appliquée F . Soit τ la composante de cette contrainte σ sur le plan de maclage (K_1) selon la direction de maclage [η_1]. Lorsqu'une macle se propage, l'intensité τ_m de la cission τ peut être appelée cission de maclage. La similitude des déformations produites par maclage et par glissement a amené certains auteurs à chercher à montrer qu'une seule et même loi permettrait de décrire l'apparition de l'un et l'autre des deux mécanismes de déformation plastique : le maclage, comme le glissement, obéirait à une loi de SCHMID et BOAS. Il surviendrait lorsque la cission τ atteint une certaine valeur critique τ_m , quelle que soit l'orientation de l'axe de sollicitation.

En fait, à l'exception près du cas de quelques matériaux se déformant suivant le maclage de type "continu" décrit par G.F. BOLLING et R.H. RICHMAN (1), la vérification d'une telle loi se heurte à de nombreuses difficultés qui résultent au moins en partie de l'ambiguïté de la notion même de cission de maclage. Nous définissons plus précisément ci-dessous ce concept.

3.1.1. DISPERSION DES VALEURS DES CISSIONS AU COURS D'UNE MEME SERIE D'ESSAIS

L'analyse des mécanismes physiques qui interviennent lorsqu'une macle mécanique est obtenue, conduit à considérer au moins deux étapes : celle de germination de la macle et celle de la propagation à partir du germe. Aucune déformation macroscopique sensible ne peut résulter de la première étape. La limite élastique, ou les décrochements des courbes d'essais mécaniques, correspond à la propagation d'une ou plusieurs macles au travers du cristal.

Une description phénoménologique du maclage montre que plusieurs types de déformations peuvent résulter de l'existence d'un seuil de germination et d'un seuil de progression, simultanément avec l'existence d'un seuil critique de glissement. G.F. BOLLING et R.H. RICHMAN (1) ont décrit trois types



possibles. Outre celui où le maclage intervient simultanément avec le glissement, on peut distinguer :

- le maclage continu mécanique (C.M.T.) pour lequel le seuil de germination ne joue aucun rôle déterminant (†) dans les conditions d'apparition des macles. Une déformation macroscopique est obtenue lorsque sur le plan de macle, la cission atteint une certaine valeur τ_m . Il a été en outre établi que τ_m est indépendant de l'orientation de l'axe de sollicitation. Dans le cas de ces matériaux, le concept de cission de maclage est défini sans ambiguïté et l'existence d'une loi de cission critique constante confirmée (1).

- le maclage sporadique mécanique (S.M.T.). Les matériaux se déformant par un maclage de ce type sont tels que la germination nécessite un état contraint de très forte intensité (1,5). On admet généralement qu'au cours d'un essai uniaxial, de telles intensités sont obtenues localement lorsque la charge axiale sur l'éprouvette est telle que le germe produit puisse instantanément se propager. S'il en est ainsi :

- les valeurs des limites élastiques macroscopiques seront très dispersées pour une même orientation de l'axe de sollicitation (6,7,8,9).

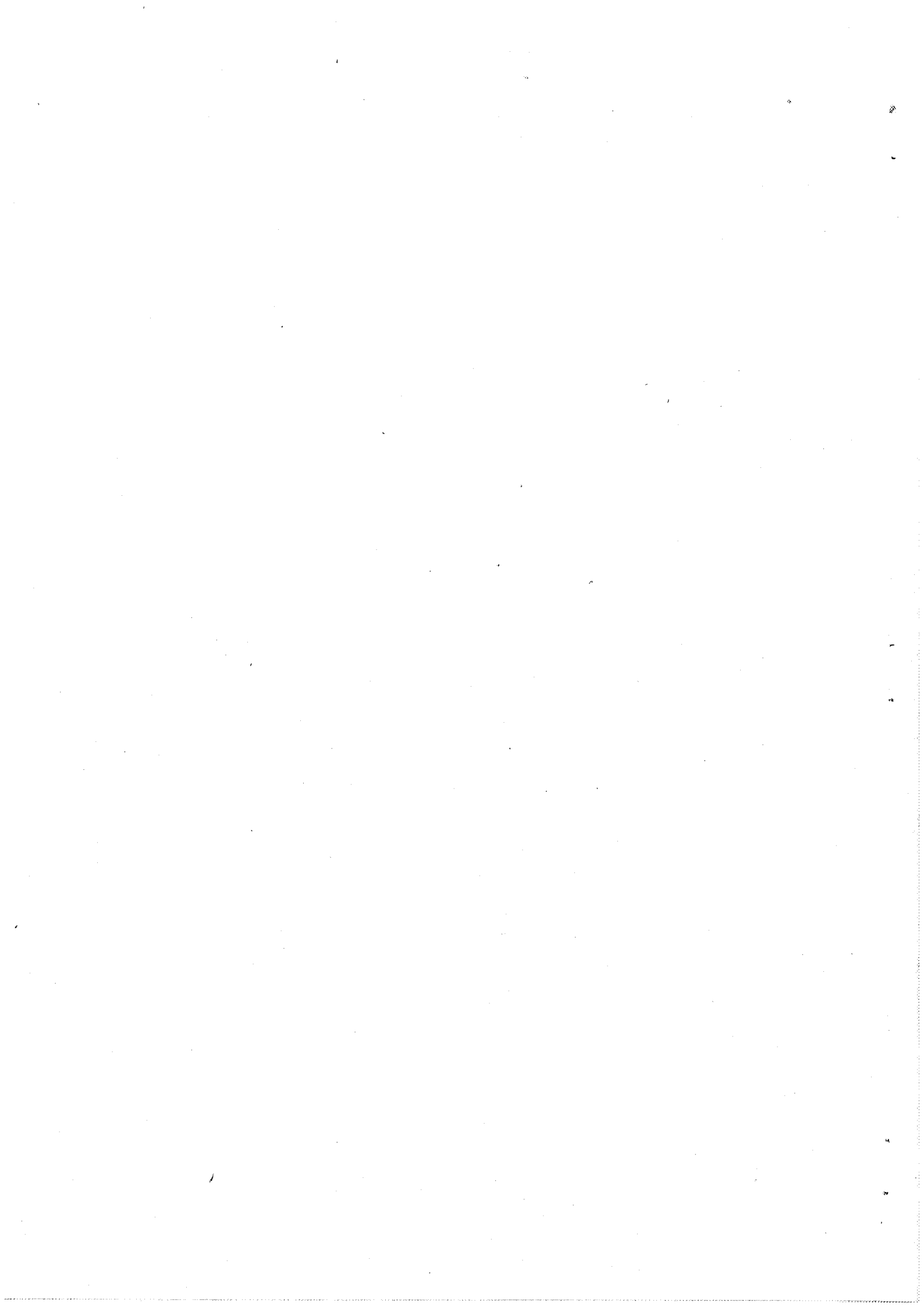
- à partir de ces limites élastiques, il est possible de calculer la cission sur le système de maclage effectivement apparu mais on ne peut plus parler de cission de maclage critique.

- une vérification d'une loi semblable à celle de SCHMID et BOAS est en conséquence toujours imprécise par suite de la dispersion des résultats et insatisfaisante par suite de l'ambiguïté du concept même de cission de maclage (2).

L'étude qui suit se rapporte à un matériau (Fe-Si 4%) se déformant effectivement par maclage sporadique à basse température.

Les essais employés ont pour objet de supprimer le chevauchement entre l'étape de germination et l'étape de progression des macles. Si ce but peut effectivement être atteint, le concept de cission de maclage peut être utilisé, sans ambiguïté.

(†) Il est intéressant de noter que sur ces matériaux (par exemple Fe-Be à 25 at.%) des concentrations de contraintes externes peuvent produire un maclage localisé mais ces macles ne peuvent s'étendre tant que la contrainte axiale appliquée au cours d'un essai uniaxial de traction est inférieure de 97% de la valeur de la contrainte axiale de maclage sans germination provoquée. Il n'en est pas du tout ainsi sur un matériau se déformant suivant le type S.M.T.



3.1.2. DISPERSION DES VALEURS DES CISSIONS SELON LA SENSIBILITE DU DISPOSITIF DE DETECTION DES MACLES.

Outre la dispersion des résultats obtenus au cours d'une même série d'essais sur le même appareil de mesure, des résultats très différents peuvent être obtenus lorsque des dispositifs de détection des macles, de sensibilité très différentes, sont utilisés.

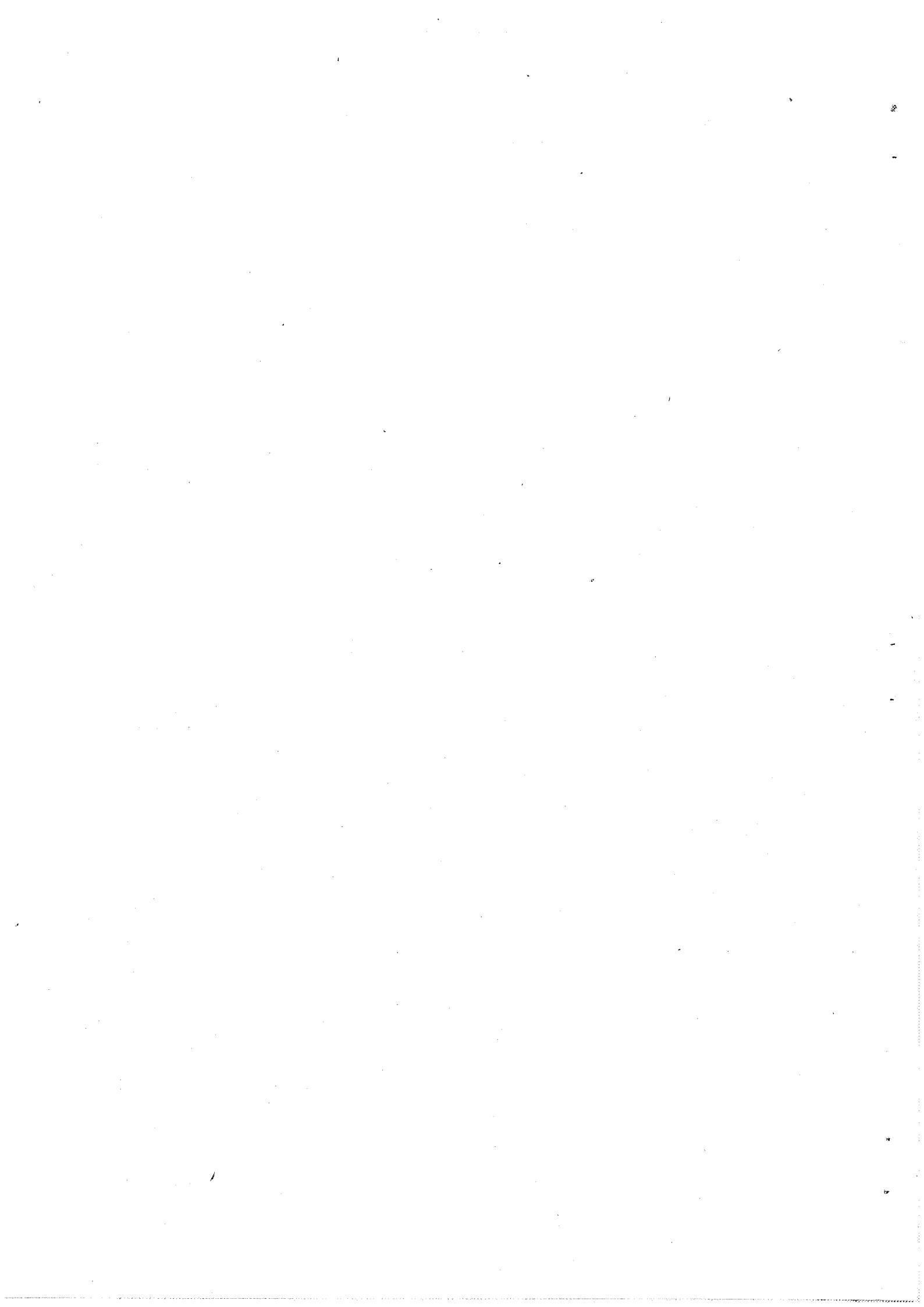
Si fondée que soit l'objection de principe à l'emploi d'une cission de maclage critique qui peut en résulter (2), il est toutefois possible de parler d'une limite élastique de maclage conventionnelle E_M . C'est celle qui correspond au décrochement caractéristique des courbes d'essais mécaniques obtenues au moyen d'appareils de détection de sensibilité courante (mesure de l'allongement d'une éprouvette). On peut par conséquent associer une cission de maclage conventionnelle (sous réserve des remarques du § 3-1-1).

3.1.3. CISSIONS DE MACLAGE PAR ESSAI DE TRACTION ET PAR ESSAI DE CISAILLEMENT.

Les mesures des cissions critiques de maclage que nous avons effectuées ont été réalisées sur l'appareil de cisaillement décrit au chapitre 1. Nous justifierons l'emploi de ce dispositif d'essai au chapitre 3.2. La sensibilité des mesures des déformations réalisées avec cet appareil est similaire à celle d'un appareil de traction. Les cissions mesurées sont par conséquent des cissions de maclage conventionnelles, conformes à la définition précédente.

Mais le chevauchement entre l'étape de germination et l'étape de progression étant supprimé, ces cissions de maclage sont physiquement définies : ce sont les cissions qui doivent être appliquées pour qu'un germe de macle puisse se développer au travers d'un cristal.

Il est vraisemblable que les caractéristiques du dispositif expérimental employé influencent les valeurs mesurées. D'autres valeurs seraient sans doute obtenues avec d'autres dispositifs d'essais, permettant comme celui-ci de séparer le seuil de germination et le seuil de progression. Mais quelque inconvénient qu'il puisse résulter de cette indétermination, l'essai proposé permet d'effectuer des mesures précises et fidèles. Nous montrerons que la dispersion des résultats est limitée.



3-2

LOI DE CISSION CRITIQUE DE MACLAGE :LIMITES DES METHODES CONVENTIONNELLES D'ETUDE.

De nombreuses études ont eu pour objet ces dernières années d'établir une loi de cission critique de maclage s'appliquant à des matériaux se déformant par maclage sporadique. Dans la presque totalité des cas, ces études furent réalisées en utilisant des essais mécaniques uniaxiaux de traction ou de compression.

Trois conclusions se dégagent généralement de chacune des études effectuées sur des matériaux cubiques centrés (notamment le fer (8) et le fer-Silicium (9)).

- la dispersion des résultats ne permet pas d'aboutir à une confirmation indiscutable du bien-fondé d'une loi de cission critique de maclage. Nous venons d'en analyser les causes.

- pour une même orientation de l'axe de sollicitation, la dispersion des cissions est du même ordre de grandeur que celle observée lorsque l'orientation de l'axe de sollicitation varie.

- habituellement, le système de maclage qui se développe le premier est celui qui est soumis au cisaillement maximal. Toutefois un certain nombre de contre-exemples peuvent être trouvés à cette conclusion.

Nous avons montré au § 1.1.3. que lorsqu'on vérifie expérimentalement la loi de SCHMID et BOAS, on démontre que ni la contrainte σ_n normale au plan de maclage (K_1) (Fig. 3-1), ni la cission τ' perpendiculaire à la direction de maclage [η_1] n'ont d'influence sur la valeur de la cission τ_m : il faut et il suffit que la cission τ ait atteint la valeur τ_m quelque soit l'orientation de l'axe de sollicitation et par conséquent quelles que soient les valeurs des autres composantes σ_n et τ' de la contrainte σ effectivement appliquée sur le plan de maclage.

Les essais uniaxiaux ne permettent pas de conclure simplement à l'absence d'effet des contraintes normales au plan de macle sur la "cission de maclage", parce que, outre la dispersion des résultats qui impose une grande imprécision, les variations du rapport $r = \sigma_n / \tau$ relatif au système de maclage, sont toujours faibles.



Par contre un certain nombre de conséquences d'une éventuelle loi de SCHMID et BOAS ne sont pas vérifiées, ce qui conduit à penser qu'une telle loi ne serait pas rigoureusement vérifiée, sans pour autant permettre de conclure à l'effet des contraintes normales sur les valeurs des cissions critiques.

Une étude de la géométrie du maclage des éprouvettes de traction et de compression ainsi que des variations des divers paramètres qui caractérisent l'état contraint et l'état déformé des zones maclées, est réalisée dans un rapport interne joint (10). Nous ne rappelons seulement ici que les conclusions relatives aux limites de ces essais lorsqu'ils s'agit de vérifier l'existence d'une loi de SCHMID et BOAS du maclage et plus généralement lorsqu'on veut étudier l'effet des contraintes normales sur les cissions critiques de maclage.

3.2.1. EMPLOI DE L'ESSAI DE TRACTION POUR ETABLIR UNE LOI DE CISSION CRITIQUE.

Neuf plans {112} distincts d'un cristal cubique centré peuvent être soumis à des cissions dans le sens du maclage possible lorsque le cristal est sollicité en traction selon des directions quelconques (Fig. 3-2). Mais deux systèmes seulement sont soumis à des cissions maximales suivant l'orientation de l'axe de traction : les systèmes A1 et A3 (notation de JAOUJ des systèmes de maclage) ou 7 et 8 (notations de SCHMID) (Fig. 3-3). En outre, sauf à des températures excessivement basses, le glissement apparaît avant le maclage pour un certain nombre d'orientations de l'axe de sollicitation (cas des cristaux ferritiques à 77°K). Aussi l'amplitude des variations possibles de r est-elle très réduite. S'il n'y avait pas interférence possible du glissement pour certaines orientations de l'axe de traction, on aurait :

$$\sqrt{2}/4 \leq r \leq \sqrt{2}$$

En fait, par suite de l'apparition du glissement, les valeurs très basses de r ne peuvent être obtenues.

En conséquence, une étude de l'effet des contraintes normales sur les cissions critiques au moyen de l'essai de traction ne peut guère être réalisée : la dispersion des résultats masque l'effet éventuel sur les cissions du paramètre r qui varie très peu.

Par contre si le maclage obéissait à une loi de SCHMID et BOAS, la frontière, tracée sur le triangle stéréographique de référence (Fig. 3-3)

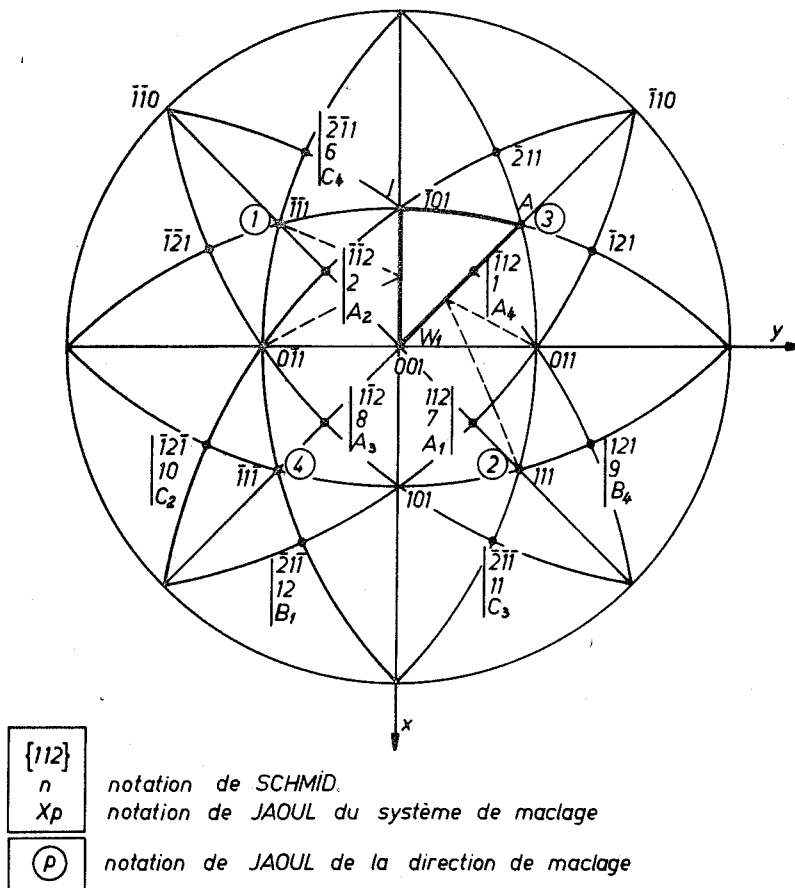


FIG. 3.2 - Les neuf systèmes de maillage possibles lorsque l'axe de traction appartient au triangle [001] [101] [A]

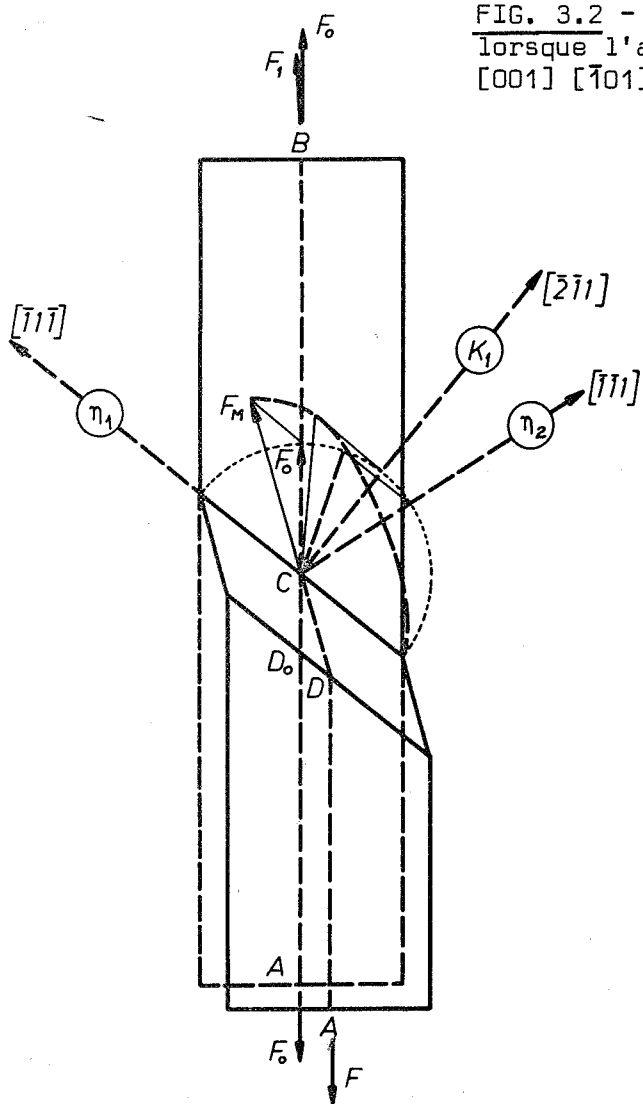


FIG. 3.4 - Déformation d'une éprouvette de traction par maillage

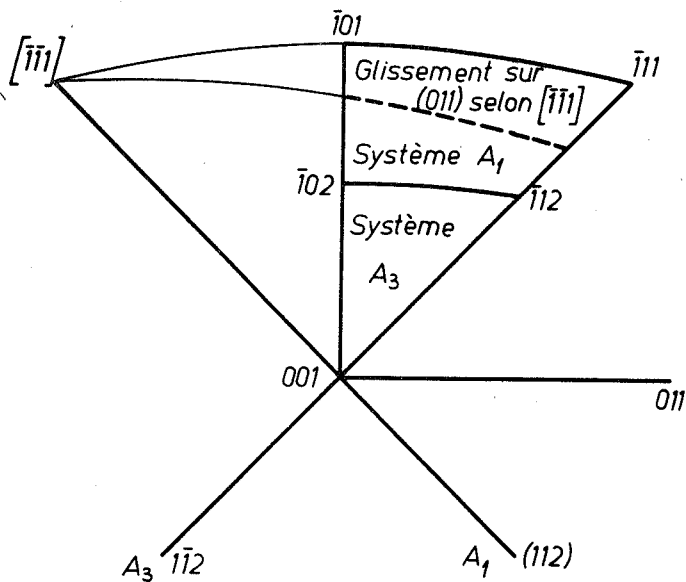


FIG. 3.3 - Systèmes de maillage soumis au cisaillement maximal

entre les domaines respectifs des deux systèmes de maclage soumis à la cisssion maximale :

- aurait une position bien définie (le grand cercle passant par $[\bar{1}12]$ et $[\bar{1}02]$) car si la cisssion critique est indépendante de la forme de l'état contraint sur le plan de maclage, elle est la même pour tous les systèmes de maclage.

- serait en conséquence indépendante de la température de l'essai, pourvu que la déformation s'effectue effectivement par maclage.

De même, l'apparition d'autres systèmes de maclage, avant l'un ou l'autre des systèmes A1 et A3, serait exclue, ce qui n'est pas toujours le cas. Ainsi un certain nombre de conséquences d'une loi de SCHMID ne sont pas vérifiées.

Cette absence de vérification ne démontre pas obligatoirement un effet des contraintes normales sur les cisssions de maclage. L'état contraint sur le plan de maclage, résultant d'une sollicitation de traction est décrit par les trois paramètres τ , r et $r' = \tau'/\tau$. Les variations possibles de r' sont importantes :

$$0 \leq |r'| \leq \sqrt{6}$$

L'état déformé dans les zones maclées est indépendant de l'orientation. Toutefois, la variation de surface extérieure de l'éprouvette dans la zone maclée dépend fortement de l'orientation. Appelons λ le paramètre $(CD - CD_0) / CD_0$ (Fig. 3-4). Selon l'orientation de l'axe de traction, on a :

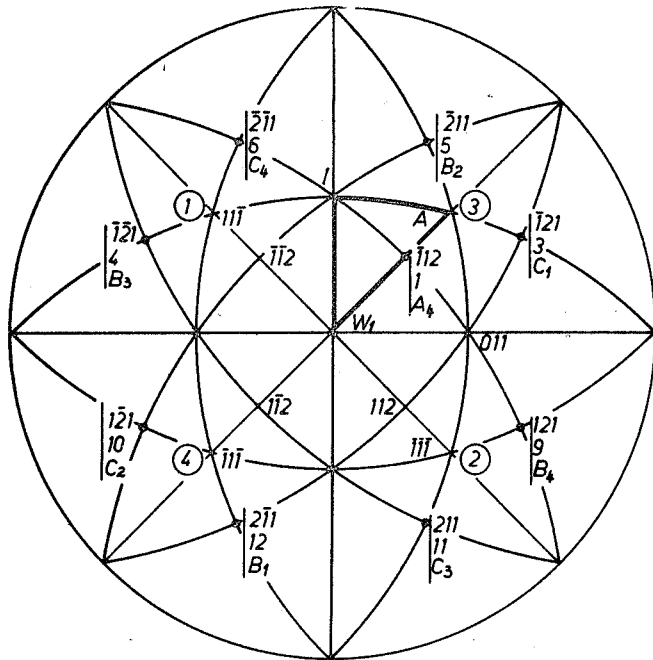
$$0,16 \leq \lambda \leq 0,414$$

Ainsi, sans faire appel à aucune hypothèse sur les mécanismes du maclage, on observe que les paramètres qui caractérisent l'état contraint déformé dépendent tous de l'orientation de l'axe de sollicitation et certains d'entre eux très fortement.

En résumé :

- l'effet des contraintes normales sur les cisssions de maclage ne peut pas être mis en évidence par un essai de traction, sauf cas particulier.

- l'absence de vérifications de certaines conséquences d'une éventuelle loi de SCHMID et BOAS n'implique pas nécessairement un effet des contraintes au plan de maclage sur les cisssions critiques.



$\{112\}$ n Xp	notation de SCHMID notation de JAOL du système de maillage
(P)	notation de JAOL de la direction de maillage

FIG. 3.5 - Système de maillage possible lorsque l'axe de compression appartient au triangle I - W₁ - A

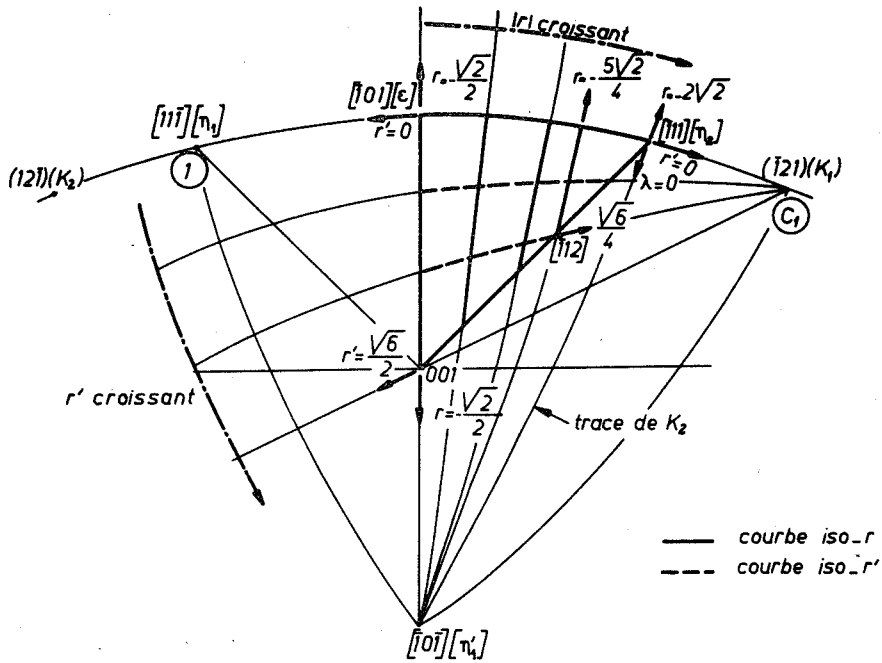


FIG. 3.6 - Système de maillage C1 - Variations de r et de r'

3.2.2. LIMITES DE L'EMPLOI DE L'ESSAI DE COMPRESSION POUR ETABLIR UNE LOI DE CSSION CRITIQUE.

Parmi les neuf plans {112} soumis à des cissions dans le sens du maclage possible selon l'orientation de l'axe de compression, un seul système de maclage (C1 : notation de JAOUL, ou 3 : notation de SCHMID) est soumis à la cission maximale (Fig. 3-5).

L'amplitude des variations possibles de r lorsqu'on modifie l'orientation de l'axe de compression, est en conséquence théoriquement importante :

$$-2\sqrt{2} \leq r \leq -\sqrt{2}/2 \quad (\text{voir Fig. 3-6})$$

(L'interférence du glissement pour certaines orientations de l'axe de compression limite en fait cette amplitude de variations). Par ailleurs, quoique les paramètres λ et r' varient notablement suivant l'orientation de l'axe de sollicitation, il est possible, puisque un seul système de maclage peut apparaître, de choisir des directions particulières de compression qui permettraient de rendre constants l'un ou l'autre des paramètres r , r' et λ . Ainsi, l'essai de compression permettrait apparemment plus simplement de suivre l'effet éventuel des contraintes normales sur le plan de maclage sur la valeur des cissions de maclage.

En fait, les effets parasites survenant au cours d'un essai de compression sont très importants lorsque le cristal se déforme par maclage. La hauteur de l'éprouvette est inévitablement petite et la plupart des macles aboutissent hors du cristal, sous les mordaches. Cette géométrie de la déformation rend les mesures des cissions alléatoires.

3-3

CARACTERISTIQUES DE L'ESSAI DE CISAILLEMENT

UTILISE COMME ESSAI DE MACLAGE

Nous venons de préciser les trois exigences auxquelles doit satisfaire l'essai mécanique projeté :

- mesurer la cission qui correspond au cisaillement brusque macroscopique d'une partie du réseau.

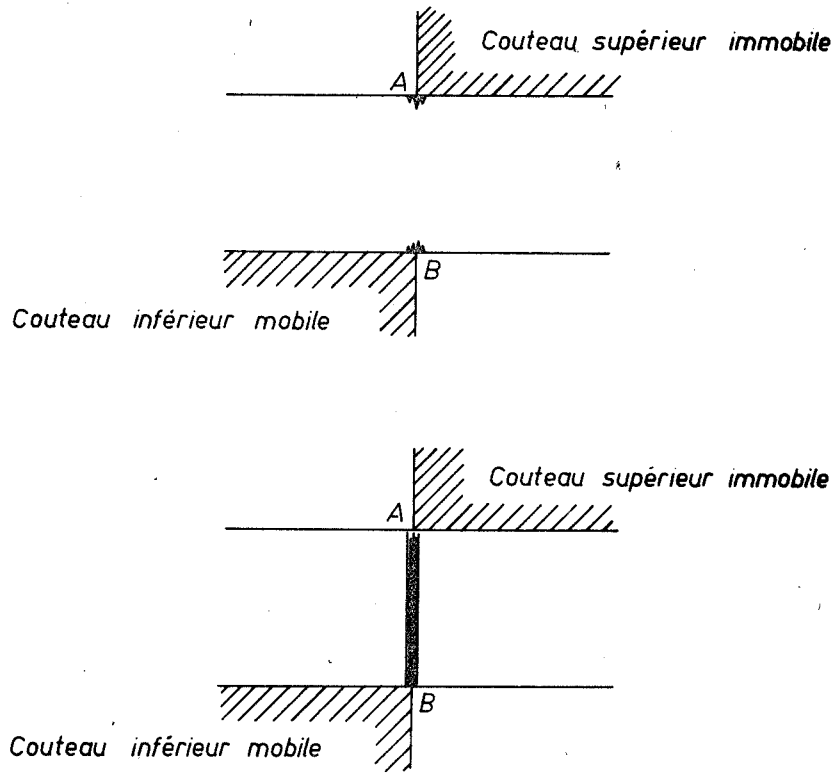


FIG. 3.7 - Schéma de l'éprouvette cisailée.

- Partie supérieure : $\tau < \tau_m$: quelques petites macles sont induites sous les arêtes
- Partie inférieure : $\tau = \tau_m$: maclage transcristallin

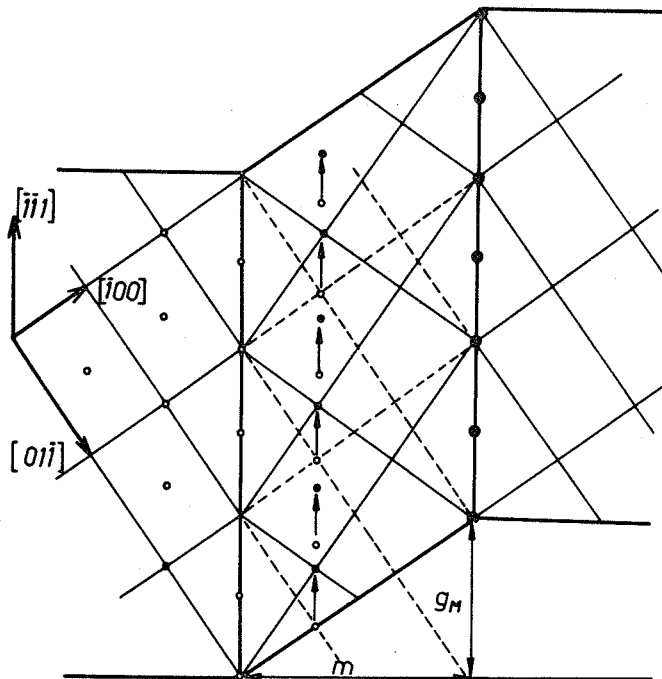


FIG. 3.8 - Géométrie de la macle {112} des matériaux cubiques centrés

- effectuer cette mesure sans que l'étape de germination ne vienne chevaucher l'étape de progression de la macle.

- étudier l'effet éventuel des contraintes normales sur les cisssions critiques de maclage.

L'essai de cisaillement peut satisfaire à ces impératifs. Nous avons montré au § 1.1.2. comment sont appliquées les contraintes normales. Nous précisons ci-dessous les solutions retenues pour que soient vérifiés les deux premiers objectifs.

3.3.1. CISAILLEMENT D'ÉPROUVETTES NON ENTAILLÉES : GERMINATION INDUITE

Pour que l'étape de germination ne soit pas laissée à l'arbitraire des concentrations locales et internes de contraintes, un certain nombre d'auteurs ont parfois provoqué artificiellement la germination (1,3) en imposant ponctuellement des charges élevées sur des éprouvettes de traction, en cours d'essais.

Une germination artificielle est de la même manière obtenue lorsqu'une éprouvette monocristalline est cisailée entre couteaux à arêtes vives. Même lorsque l'effort F appliqué sur le couteau central (Fig. 1-3a) est encore très faible, des contraintes très élevées sont appliquées à l'éprouvette juste sous les arêtes. Ces contraintes sont rapidement suffisantes pour que de petites macles soient créées mais celles-ci ne peuvent rester que superficiellement car la cisssion τ à l'intérieur du cristal est encore très faible. Ces petites macles relaxent localement les contraintes. Tout se passe comme si l'acuité des arêtes des couteaux était détruite une fois le maclage superficiel obtenu. Hors de ces zones perturbées, on peut penser que la distribution des cisaillements est relativement homogène. Pour une certaine cisssion τ_m un déplacement brusque du couteau central est entendu et enregistré. Ce déplacement correspond à l'apparition de macles de quelques centièmes de millimètres d'épaisseur, traversant la totalité de l'éprouvette. Ainsi, lorsque la cisssion τ est inférieure à τ_m , l'éprouvette se trouverait dans l'état schématisé par le dessin supérieur de la figure 3-7. Lorsque la cisssion τ atteint la valeur τ_m , l'éprouvette se trouve effectivement dans l'état représenté sur le dessin inférieur de la figure 3-7.

Le déplacement brusque g_M du couteau central, qui correspond au passage d'une ou plusieurs macles de largeur totale m , est égal à $\sqrt{2}/2m$ (figure 3-8). Ce déplacement est mesuré directement au moyen d'un comparateur dont l'unité de graduation est $2 \cdot 10^{-3}$ mm. Seules peuvent par conséquent être

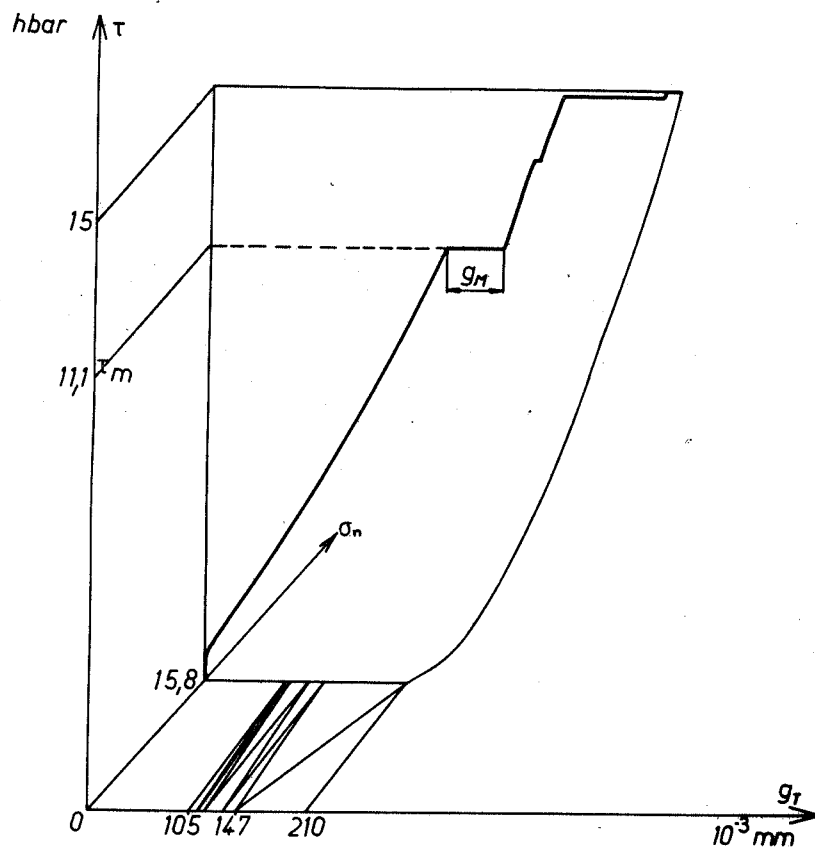


FIG. 3.9 - Courbe de l'essai de cisaillement sur éprouvette non entaillée (déformation par maclage)

détectées les macles dont la largeur m est au moins égale à 2.10^{-3} mm. En fait on observe que la largeur et le nombre des macles produites dépend de l'intensité de la contrainte normale appliquée. L'amplitude du déplacement g_M décroît lorsque σ_n décroît. Pour les faibles contraintes normales, il peut arriver qu'un premier "cri" caractéristique de la traversée de macles soit perçu sans qu'apparaisse simultanément un palier visible sur la courbe enregistrée. Il nous a semblé légitime de prendre pour critère de détection des macles l'émission simultanée du "cri". A l'exception du cas des très faibles contraintes normales appliquées, le palier enregistré de maclage vient confirmer le premier mode de détection.

3.3.2. COURBES DE L'ESSAI SUR EPROUVETTES NON ENTAILLEES

Le déroulement complet de l'essai peut être décrit à partir d'une courbe particulière d'un essai (figure 3-9). Celle-ci est tracée dans le système d'axes de référence : g_T , déplacement vertical du couteau central, σ_n , contrainte normale au plan cisailé et τ , cission appliquée.

Considérons le cas d'un essai effectué en imposant une contrainte normale de 15,8 hbar. Tant que la cission τ est inférieure à 11,1 hbar, la déformation est purement élastique. Lorsque τ est égal à 11,1 hbar, un décrochement est enregistré ($g_M = 50.10^{-3}$ mm.) L'aspect presque horizontal du palier est dû à la très grande élasticité du dispositif expérimental. Lorsqu'on augmente la cission τ , un certain nombre d'autres paliers sont obtenus. Si on supprime la contrainte normale un démaclage partiel peut être observé. Il peut être amplifié si, après essai, on effectue des cycles de mise en compression.

3.3.3. CISAILLEMENT D'EPROUVETTES ENTAILLEES : GERMINATION LIBRE

Si au lieu d'effectuer l'essai de maclage sur des éprouvettes sans entailles, nous le réalisons sur des éprouvettes ayant les caractéristiques de celle dessinée figure 1-7, les concentrations de contraintes dues aux couteaux sont supprimées. La germination va alors se produire dans des conditions très similaires à celles d'un essai de traction, et notamment là où existent des concentrations naturelles de contraintes (figure 1-15c).

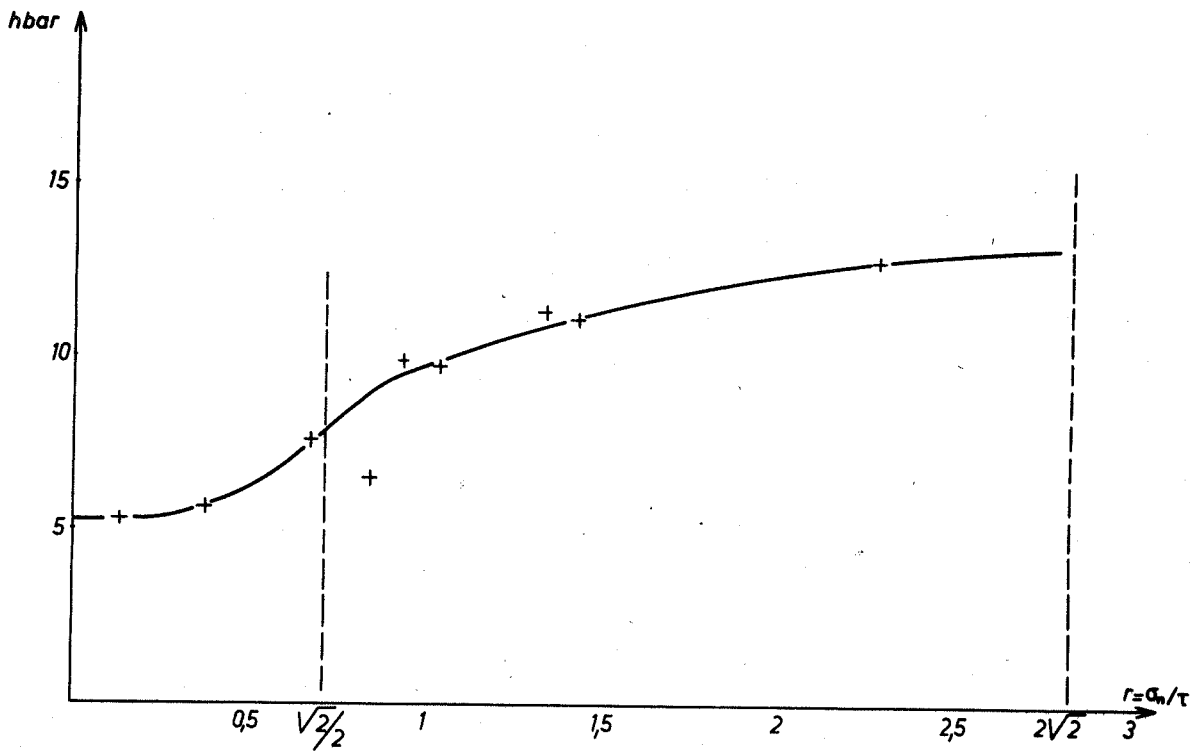


FIG. 3.10 - Variation des cissions critiques de maclage en fonction de $r = \frac{\sigma_n}{\tau}$ (cas d'une contrainte de compression normale au plan de maclage)

VARIATIONS DES CISSIONS CRITIQUES DE PROGRESSION DES MACLES

EN FONCTION DES CONTRAINTES NORMALES AU PLAN DE MACLAGE.

3.4.1. ESSAIS SUR EPROUVETTES NON ENTAILLEES

Neuf essais ont été effectués en imposant des contraintes normales de compression sur le plan de macle entre 0 et 30 hbar. Les valeurs des cissions critiques correspondantes sont portées sur la figure 3-10. Pour faciliter la comparaison entre les résultats des essais de cisaillement et des essais uniaxiaux, il est commode d'exprimer les variations de la cission τ en fonction du rapport $r = \sigma_n / \tau$.

Lorsque r est supérieur à 0,5 le premier décrochement de la courbe de l'essai et l'émission du premier "cri" de maclage sont simultanés. La cission τ_m est donc déterminée au moyen de deux critères indépendants. Si r est inférieur à 0,5, seul le critère auditif a été retenu pour les raisons que nous venons de préciser ci-dessus.

Trop peu d'essais ont été réalisés pour qu'il soit permis de décrire avec précision une éventuelle loi de variations de la cission de maclage avec la contrainte normale appliquée σ_n . On peut toutefois faire plusieurs remarques à partir de cette courbe :

- les valeurs des cissions mesurées sont assez peu dispersées.
- la cission critique de maclage n'est pas constante. On peut penser que τ_m croît régulièrement lorsque σ_n croît.
- lorsqu'on effectue un essai uniaxial, le système de maclage le plus sollicité est tel que relativement à lui, r peut théoriquement varier entre $\sqrt{2}/2$ et $2\sqrt{2}$ (en fait pratiquement $\sqrt{2}/2$ et $\sqrt{2}$ car le phénomène du glissement intervient pour certaines orientations de l'axe de sollicitation). La variation des cissions de maclage correspondante serait de 8 à 11 hbar. L'ordre de grandeur de cette variation est celui de la dispersion fréquente des résultats obtenus par essais de traction. Cette dispersion peut donc masquer habituellement les variations des cissions critiques en fonction des contraintes normales appliquées sur le plan de maclage.



3.4.2. ESSAIS SUR DES EPROUVETTES ENTAILLEES

Des essais complémentaires ont été effectués sur des éprouvettes entaillées. On a ainsi pu vérifier :

- que la valeur des cissions des premières macles apparues sont nettement supérieures à celles mesurées sur des éprouvettes non entaillées.
- que les valeurs des cissions mesurées pour une même contrainte normale étaient plus dispersées.

3-4

CONCLUSIONS

Nous avons cherché à mesurer la cission de progression des macles au travers d'un cristal de Fe-Si (4%) pour diverses valeurs de la contrainte normale appliquées sur le plan de macle. Dans ce but, nous avons utilisé un essai de cisaillement direct entre couteaux sur bicristaux symétriques. Un tel essai présente le double avantage de pouvoir soumettre le plan de maclage à la superposition d'un cisaillement et d'une compression et de provoquer en outre la germination des macles qui traversent l'éprouvette. En procédant ainsi, les cissions critiques de maclage sont moins dispersées que celles obtenues en utilisant les essais mécaniques uniaxiaux. Les premiers résultats montrent que la cission critique de progression des macles n'est pas constante.



BIBLIOGRAPHIE DU CHAPITRE 3.

- (1) - G.F. BOLLING et R.H. RICHMAN - Acta. Met. - 1965, 13, p. 709.
- (2) - A.W. SLEESWYK - Déf. Plast. des métaux - Masson éditeur - 1968.
- (3) - R.L. BELL et R.W. CANN - Proc. Roy. Soc. - 1957, A239, p. 494.
- (4) - C.N. REID et al. - Acta. Met. - 1966, 14, p. 975.
- (5) - P.B. PRICE - Proc. Roy. Soc. - 1961, A260, p. 251.
- (6) - M. SUZUKI et C.S. BARRETT- Acta. Met. - 1958, 6, p. 156.
- (7) - P.R. THORNTON et T.E. MITCHELL - Phil. Mag. - 1962, 7, p. 361.
- (8) - B. EDMONDSON - Proc. Roy. Soc. - 1961, A264, p. 176.
- (9) - D. HULL - Proc. Roy. Soc. - 1963, A274, p. 5.
- (10)- F. LEROY - Description géométrique du maillage des cristaux C.C. au cours d'un essai mécanique uniaxial - Rapport interne.



CONCLUSION GENERALE

Dans le cadre de notre travail, nous nous étions proposé de déterminer si la composante de la contrainte appliquée à un plan de glissement ou de maclage peut avoir une influence sur la valeur de la cission critique de glissement ou de maclage lorsque celle-ci n'est pas constante (cas des matériaux cubiques centrés).

Pour mettre en évidence un tel effet des contraintes normales sur les cissions critiques de glissement, nous nous étions fixé de mesurer les cissions critiques sur les plans cristallographiques simples $\{011\}$ et $\{112\}$ de cristaux cubiques centrés, au moyen de deux essais mécaniques différents qui permettent d'obtenir effectivement de tels glissements sous des états contraints très divers :

- l'essai uniaxial dont la mise en oeuvre est aisée mais au moyen duquel le glissement sur les plans cristallographiques considérés ne peut être obtenu que dans certaines circonstances.

- un nouvel essai de cisaillement direct entre couteaux, de mise en oeuvre plus délicate, qui avait été proposé par J.M. DURANSEAUD. Cet essai permet d'appliquer indépendamment une cission selon la direction de glissement sur un plan de glissement bien défini et une contrainte normale à ce plan.

Pour établir l'influence des contraintes normales au plan de maclage, nous avons choisi d'utiliser ce même essai de cisaillement estimant qu'il permettrait d'effectuer des mesures des cissions de maclage moins dispersées que celles généralement obtenues en utilisant l'essai de traction.

Etant donné le but visé, les techniques expérimentales et les méthodes d'étude ont donné lieu à des travaux préliminaires : nous nous sommes d'une part attaché à définir la qualité de l'essai de cisaillement utilisé et les conditions requises pour légitimer son emploi et d'autre part nous avons mis au point une méthode d'analyse des résultats expérimentaux obtenus par essais uniaxiaux afin de lever toute ambiguïté sur la nature du système réel de glissement.

Il résulte de ce travail les principales conclusions suivantes :

- 1 - L'essai de cisaillement direct entre couteaux peut permettre d'obtenir dans la zone de matière déformée, un cisaillement simple homogène. Pour qu'il en soit ainsi, il est nécessaire que l'éprouvette cisailée ait un profil particulier afin que soient évitées des concentrations de contraintes



locales sous les arêtes des couteaux. De telles concentrations détériorent l'homogénéité des cisaillements bien au-delà de la zone de contact si certaines précautions ne sont pas observées. Nous avons montré que la présence d'entailles sur les faces des éprouvettes assure une distribution homogène de cisaillements simples dans une large zone de matière.

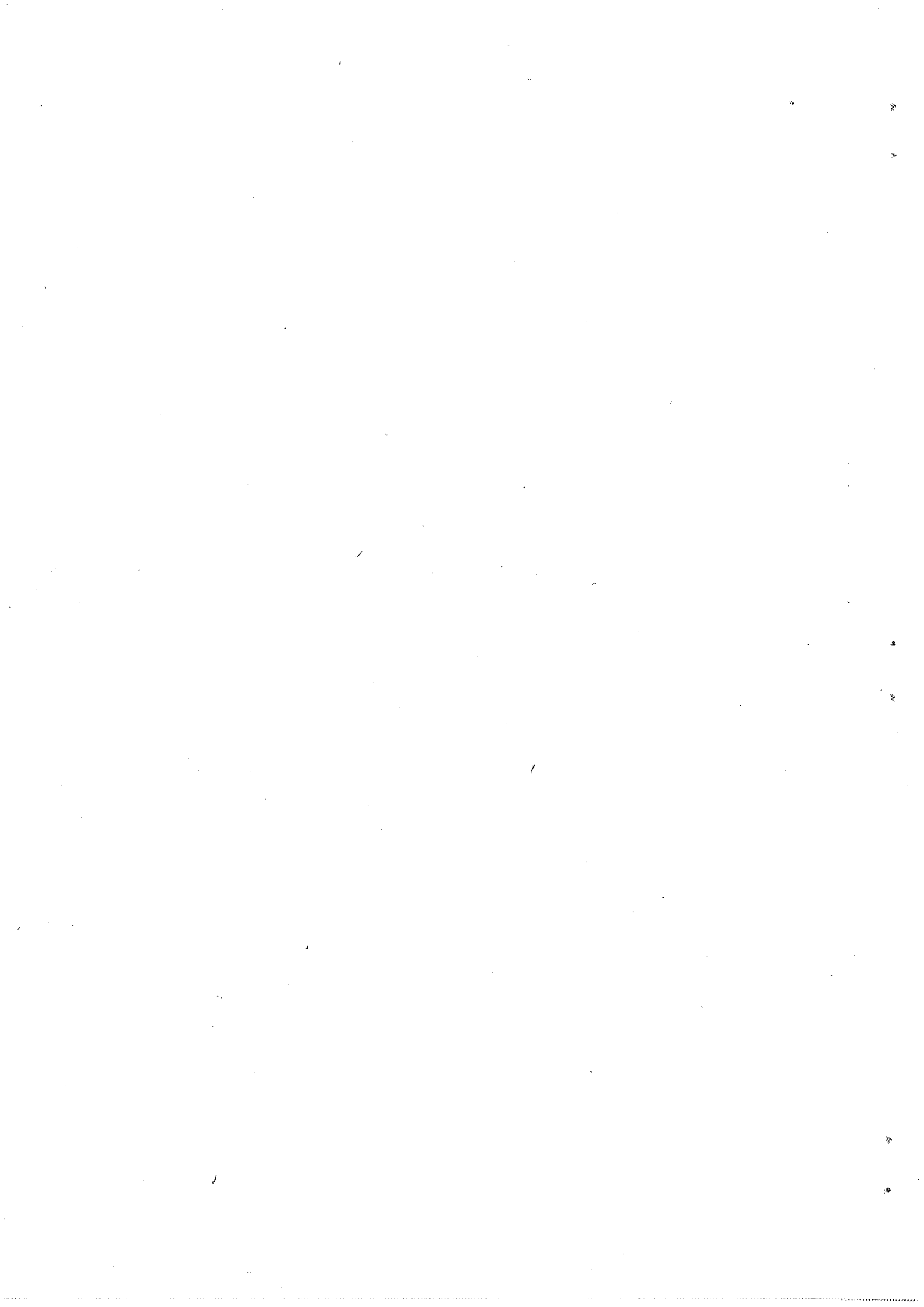
Lorsqu'il n'est pas possible d'utiliser de telles éprouvettes entaillées, l'essai de cisaillement direct entre couteaux peut certes être encore employé. Dans le plan de cisaillement des couteaux, la déformation est voisine d'un cisaillement simple homogène et dans une zone importante de matière, les déformations sont des cisaillements simples. L'existence d'un gradient de cisaillements et de perturbations locales limite l'utilisation de cet essai pour déformer des monocristaux.

Lorsqu'au contraire l'éprouvette monocristalline satisfait aux conditions géométriques que nous avons définies, l'essai de cisaillement direct entre couteaux avec sollicitation normale au plan cisailé, présente des avantages certains sur les essais mécaniques conventionnels uniaxiaux.

2 - Par essai de cisaillement, nous avons confirmé les premiers résultats obtenus par J.M. DURANSEAUD : la cission critique relative à des plans $\{011\}$ de cristaux de Fe-Si n'est pas indépendante de l'intensité de la contrainte normale appliquée sur ces plans. Après une étude des divers effets parasites qui pourraient intervenir, nous avons établi que lorsque la contrainte normale croît entre -20 hbar et +20 hbar, la cission critique décroît, quelle que soit la pureté du matériau déformé. Entre ces limites de variations de la contrainte normale, tout mécanisme de déformation, autre que le glissement sur le plan choisi, nous paraît exclu.

3 - L'analyse de résultats d'essais de traction ou de compression nous a permis de mettre en évidence un effet similaire des contraintes normales au plan de glissement sur les valeurs des cissions critiques.

La méthode d'étude a été décrite lorsque le plan de glissement de type $\{011\}$ ou $\{112\}$ est connu et lorsque le plan de glissement est mal résolu. Une application a été donnée dans chaque cas. C'est ainsi qu'à partir de déterminations de limites élastiques de monocristaux de fer réalisées par d'autres auteurs à diverses températures, nous avons mis en évidence une croissance de la cission critique lorsque la contrainte normale croît. Plus la température est basse, plus cette décroissance est rapide. Un effet comparable a été établi en analysant des résultats de mesures effectuées sur cristaux de tungstène.



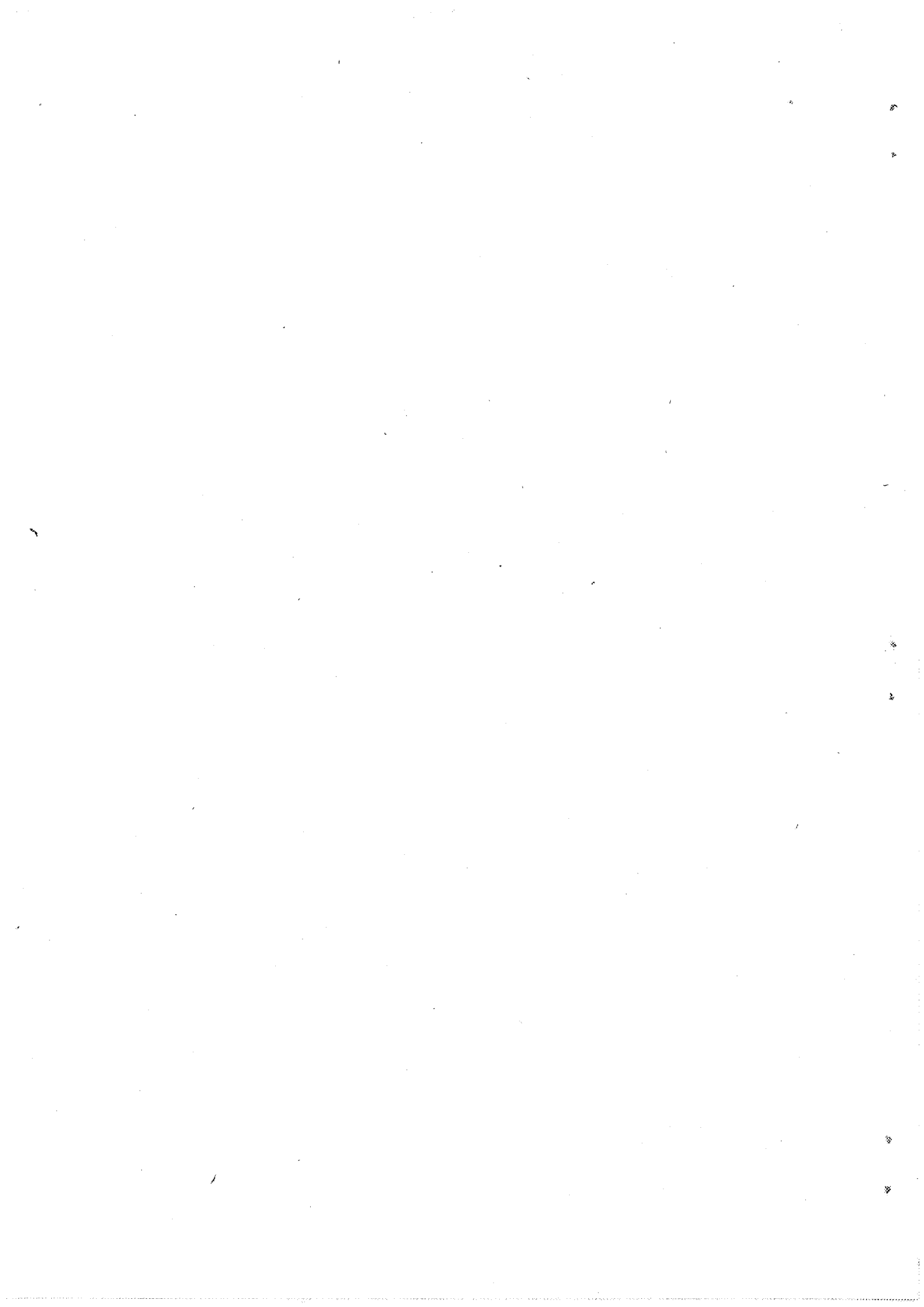
4 - Les plans de glissement $\{112\}$ des métaux cubiques centrés n'étant pas plans de symétrie du réseau, deux cisssions critiques peuvent être définies selon le sens du cisaillement appliqué par rapport au réseau. Cette particularité avait souvent été signalée afin d'expliquer aussi bien la géométrie du glissement que la valeur des cisssions critiques mesurées par essai uniaxial pour diverses orientations de l'axe de sollicitation.

Nous avons effectué une mesure directe des écarts entre cisssions critiques sur des plans $\{112\}$ de cristaux de Fe-Si. La méthode employée a consisté à cisailier des bicristaux symétriques par rapport au plan $\{112\}$.

Un prolongement de ce travail consisterait à suivre les variations de ces deux cisssions critiques sur plans $\{112\}$ en fonction des contraintes normales appliquées sur ces plans. Nous avons en effet montré que la seule asymétrie du glissement ne permet pas de rendre compte de la géométrie du glissement mais, qu'au contraire, les faits observés ne contredisent pas l'hypothèse d'un effet des contraintes normales superposé à l'effet d'asymétrie.

5 - On peut remarquer que si la cisssion de glissement dépend de la contrainte normale appliquée sur le plan de glissement, le taux de consolidation déduit des courbes rationnelles de traction comprend en fait deux termes : l'un correspondant au durcissement provoqué par la déformation plastique, l'autre résultant de la rotation du réseau au cours de la déformation. Cette modification de l'orientation du réseau par rapport à l'axe de sollicitation introduit une variation des contraintes normales appliquées sur le plan de glissement pour une même cisssion sur ce plan. Cette hypothèse a pu être confirmée en comparant les courbes rationnelles de traction obtenues sur cristaux de tungstène pour diverses orientations de l'axe de traction.

6 - Nous avons cherché à mesurer la cisssion de progression des macles à travers des cristaux de Fe-Si pour diverses valeurs de contraintes normales appliquées sur le plan de macle. En cisailant des éprouvettes non entaillées, une germination artificielle des macles est provoquée sous les arêtes des couteaux. Les premiers résultats obtenus nous montrent qu'une telle cisssion n'est pas constante mais croît lorsque la contrainte normale de compression augmente. Nous avons en outre vérifié qu'en suscitant la germination des macles, les valeurs des cisssions critiques mesurées sont peu dispersées, contrairement à ce qui est observé lorsque le maclage est obtenu par essai de traction ou par essai de cisaillement sur éprouvettes entaillées.



Nous avons remarqué au cours de ce travail, la concordance de nos résultats avec ceux de certains travaux de physique du solide prédisant ou admettant l'éventualité d'un effet des contraintes normales sur les cissions critiques de glissement. Notre projet était différent du leur, mais il est toutefois intéressant de noter la convergence d'une approche expérimentale et géométrique du glissement et du maclage avec des approches physiques des mêmes mécanismes.



T A B L E D E S M A T I E R E S

CHAPITRE 1 : MISE AU POINT D'UN ESSAI POUR ETUDIER LES MECANISMES DE LA DEFORMATION PLASTIQUE.

1-1 : Difficultés et limites des essais mécaniques uniaxiaux.....	1
1-2 : Description de l'appareil de cisaillement.....	7
1-3 : Etats contraints et déformés obtenus par cisaillement direct entre couteaux.....	15
1-4 : Courbes de l'essai de cisaillement.....	29
1-5 : Réalisation de l'essai sur monocristaux.....	57
1-6 : Conclusions.....	61
Annexes du chapitre.....	65
Bibliographie du chapitre.....	73

CHAPITRE 2 : EFFETS DES CONTRAINTES NORMALES AUX PLANS DE GLISSEMENTS SUR LES CISSIONS D'AMORCAGE ET DE PROGRESSION DU GLISSEMENT.....

2-1 : Mesure au moyen de l'essai de cisaillement des variations des cissions critiques de glissements sur les plans {011} en fonction des contraintes normales appliquées sur ces plans.....	77
2-1-1 : Description des essais.....	77
2-1-2 : Résultats expérimentaux.....	77
2-1-3 : Discussion des résultats.....	79
2-1-4 : Conclusions.....	85
2-2 : Détermination de l'influence des contraintes normales sur les cissions d'amorçage et de progression du glissement au moyen des essais de traction et de compression.....	87
2-2-1 : Calcul des composantes de l'état contraint et déformé.....	87
2-2-2 : Méthode utilisée pour étudier l'influence des contraintes normales.....	113
2-2-3 : Résultats expérimentaux.....	133
2-3 : Superposition de l'effet des contraintes normales au plan de glissement et de l'asymétrie du glissement sur les valeurs des cissions critiques.....	145
2-4 : Conclusions.....	157
Annexes du chapitre.....	163
Bibliographie du chapitre.....	183

CHAPITRE 3 : EFFET DES CONTRAINTES NORMALES AUX PLANS DE MACLAGE SUR LES CISSIONS DE MACLAGE.

3-1 : Définition de la cission de maclage.....	191
3-2 : Loi de cission critique de maclage : limites des méthodes conventionnelles d'étude.....	197
3-3 : Caractéristiques de l'essai de cisaillement utilisé comme essai de maclage.....	203
3-4 : Variations des cissions critiques en fonction des contraintes normales au plan de maclage.....	209
3-5 : Conclusions.....	
Bibliographie du chapitre.....	213

CONCLUSIONS

