

Titre: Le comportement rhéologique du sel: revue bibliographique
Title:

Auteurs: Michel Aubertin, Denis Gill, & Branko Ladanyi
Authors:

Date: 1987

Type: Rapport / Report

Référence: Aubertin, M., Gill, D., & Ladanyi, B. (1987). Le comportement rhéologique du sel: revue bibliographique. (Rapport technique n° EPM-RT-87-31).
Citation: <https://publications.polymtl.ca/9695/>

Document en libre accès dans PolyPublie

Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/9695/>
PolyPublie URL:

Version: Version officielle de l'éditeur / Published version

Conditions d'utilisation: Tous droits réservés / All rights reserved
Terms of Use:

Document publié chez l'éditeur officiel

Document issued by the official publisher

Institution: École Polytechnique de Montréal

Numéro de rapport: EPM-RT-87-31
Report number:

URL officiel:
Official URL:

Mention légale:
Legal notice:

10 SEP. 1987

EPM/RP-87/31

LE COMPORTEMENT RHÉOLOGIQUE DU SEL: REVUE BIBLIOGRAPHIQUE

(TOME I)

Essais en laboratoire et modélisation empirique

Michel (AUBERTIN), professeur
Département des sciences appliquées
Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue

Denis E. (Gill), professeur
Département de Génie minéral
École Polytechnique de Montréal

Branko (Ladanyi), professeur
Département de Génie civil
École Polytechnique de Montréal

Service de l'édition

École Polytechnique de Montréal
juillet (1987)

Gratuit

CA2PQ
UP 5
R87-31

Nous tenons à remercier Mme Christiane St-Pierre, Mme Line Parisien, Mme Sylvie Vinet et M. Michel Blais pour l'aide apportée à l'édition de ce document.

Tous droits réservés. On ne peut reproduire ni diffuser aucune partie du présent ouvrage, sous quelque forme que ce soit, sans avoir obtenu au préalable l'autorisation écrite des auteurs.

Dépôt légal, 3^e trimestre 1987
Bibliothèque nationale du Québec
Bibliothèque nationale du Canada

Pour se procurer une copie de ce document, s'adresser aux:

Éditions de l'École Polytechnique de Montréal
École Polytechnique de Montréal
Case postale 6079, Succursale A
Montréal (Québec) H3C 3A7
(514) 340-4000

Compter 0,10 \$ par page (arrondir au dollar le plus près) et ajouter 3,00 \$ (Canada) pour la couverture, les frais de poste et la manutention. Régler en dollars canadiens par chèque ou mandat-poste au nom de l'École Polytechnique de Montréal. Nous n'honoreronos que les commandes accompagnées d'un paiement, sauf s'il y a eu entente préalable dans le cas d'établissement d'enseignement, de sociétés ou d'organismes canadiens.

AVANT-PROPOS

Le présent document est un ouvrage en deux tomes rédigé à la suite d'une recherche bibliographique portant sur le comportement rhéologique du sel, réalisée dans le but de faire le point sur l'état des connaissances. Compte tenu de l'abondante littérature scientifique sur le sujet, les auteurs ont jugé qu'il serait profitable à la collectivité d'éditer une telle revue.

Le premier tome (EPM/RT-87/31)* est intitulé "Le comportement rhéologique du sel: Revue bibliographique - Tome I: Essais en laboratoire et modélisation empirique".

Le deuxième tome (EPM/RT-87/32)* porte le titre "Le comportement rhéologique du sel: Revue bibliographique - Tome II: Mécanismes de déformation, modélisation physique, rupture, essais en place et comportement in situ".

Tout au long de ces deux documents le terme sel est utilisé pour référer à l'halite ou à la sylvite (le minéral) et au sel gemme ou à la potasse (la roche) sans discernement. Lorsque référence est spécifiquement faite au minéral, le terme halite ou sylvite est employé. Les termes sel gemme ou potasse identifient uniquement la roche.

Le lecteur devra conserver en tête que les auteurs n'ont voulu favoriser aucune des écoles de pensées qui peuvent être identifiées dans cette littérature. Ils ont été uniquement préoccupés de présenter une approche aussi générale que possible du sujet.

* Numéro de série

Nous tenons à remercier la Direction de la recherche et le département des sciences appliquées de l'Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue, le Service de la recherche et la Fondation des diplômés de l'École Polytechnique et le Conseil de la recherche en sciences naturelles et en génie pour leur soutien financier.

RÉSUMÉ

Le document présente une revue du comportement mécanique du sel, en tant que matériau géologique. On y rapporte, d'abord, les caractéristiques générales du comportement du sel à court-terme. Les paramètres élastiques usuellement utilisés sont présentés. La non-linéarité de la relation contrainte-déformation et la faible limite élastique sont les deux principaux éléments retenus. On précise, de plus, l'effet de divers facteurs d'influence tel qu'une résistance accrue en présence d'une contrainte de confinement croissante, d'un taux de chargement élevé ou d'une faible température. Les effets de l'environnement, comme l'humidité relative et la radioactivité, sont aussi abordés.

Le comportement rhéologique du sel en laboratoire est ensuite exposé. La similitude entre le rhéogramme du sel polycristallin et celui d'autres matériaux, comme les métaux à haute température, la glace et les sols gelés est soulignée. Des résultats typiques d'essais sont présentés afin d'illustrer les effets particuliers de la contrainte déviatorique, de la température, de la contrainte de confinement, de l'historique et du cheminement des contraintes et des déformations et de l'environnement. Les notions de viscoélasticité et de viscoplasticité sont aussi introduites. Enfin, l'approche phénoménologique, visant à produire des lois de comportement empiriques basées sur le comportement macroscopique du sel, est exposée. Le fluage transitoire et le fluage stationnaire sont ainsi décrits à partir de diverses lois, dont celles de Andrade-Cottrell, de Bailey-Norton et Eyring-Soderberg, qui apparaissent comme les plus populaires. Divers paramètres de fluage, extraits de la littérature, sont aussi présentés.

ABSTRACT

This technical report presents an overview of the mechanical behavior of rocksalt. The general characteristics of the short-term behavior of the latter are summarized in the introduction. Elastic parameters commonly used are subsequently presented. The non-linearity of the stress-strain relationship, and the low yield strength are the two main elements discussed thereafter.

The increase in strength resulting from a higher confining stress, a higher strain rate or a low temperature are some of the effects then reported. Environmental effects, such as those of relative humidity and of radiations, are also described.

The rheological behavior of rocksalt, as observed through laboratory testing, is then presented. The similarity of the strain-time curve with that of other polycrystalline materials, such as metals at high temperature, ice, and permafrost is emphasized. Typical test results are subsequently presented, which show the particular effects of variations in deviatoric stress, temperature, confining pressure, stress and strain path and history and environmental conditions. The concepts of viscoelasticity and viscoplasticity are also briefly reviewed.

A survey of the various empirical constitutive equations, relating the observed macroscopic behavior of rocksalt, is presented. These include the Andrade-Cottrell, the Bailey-Norton and Eyring-Soderberg laws. Finally, creep parameters reported in the literature are tabulated.

TABLE DES MATIÈRES

Avant propos	iv
Résumé	vi
Abstract	vii
Table des matières	viii
Liste des tableaux	x
Liste des figures	xi
Liste des symboles	xx
Chapitre 1 - Introduction	1
1.1 - Généralités	1
1.2 - Applications de la rhéologie du sel	6
Chapitre 2 - Comportement général	10
2.1 - Introduction	10
2.2 - Nature minéralogique	12
2.3 - Relation contrainte-déformation	15
2.3.1 - Présentation générale	15
2.3.2 - Facteurs affectant la relation contrainte-déformation	18
A) Effets de la contrainte de confinement	18
B) Effets de la température	21
C) Effets du taux de chargement	23
D) Effets de l'environnement	24
E) Effets reliés à la méthode d'essais	25
F) Transition élastique-plastique	28
G) Autres aspects du comportement du sel	29
Chapitre 3 - Comportement différé du sel en laboratoire	30
3.1 - Introduction	30
3.2 - Facteurs influençant le comportement différé du sel en laboratoire	32
3.2.1 - Effets de la température	32
3.2.2 - Effets de la contrainte de confinement	34
3.2.3 - Effets de l'historique et du cheminement des contraintes et des déformations	36
3.2.4 - Effets de l'humidité relative	44
3.2.5 - Effets des irradiations	46
3.2.6 - Effets de la taille des grains	46

3.3 - Viscoélasticité et viscoplasticité	48
3.4 - Conclusions	50
Chapitre 4 - Approche phénoménologique	53
4.1 - Introduction	53
4.2 - Fluage transitoire	56
4.2.1 - Loi de puissance	56
4.2.2 - Loi logarithmique	58
4.2.3 - Loi exponentielle	59
4.3 - Fluage stationnaire	61
4.4 - Calcul de la déformation totale	64
4.5 - Conclusions	67
Références	69
Tableaux	87
Figures	103

LISTE DES TABLEAUX

- Tableau 2-1: Valeurs des propriétés à court terme du sel.
- Tableau 4-1: Auteurs ayant cité la loi de puissance comme loi de fluage primaire.
- Tableau 4-2: Auteurs ayant cité la loi logarithmique comme loi de fluage primaire.
- Tableau 4-3: Auteurs ayant cité la loi exponentielle comme loi de fluage primaire.
- Tableau 4-4: Auteurs ayant cité la loi de puissance comme loi de fluage stationnaire.
- Tableau 4-5: Auteurs ayant cité la loi de Prandtl-Nadai comme loi de fluage stationnaire.
- Tableau 4-6: Auteurs ayant cité la loi de Eyring-Soderberg comme loi de fluage stationnaire.

LISTE DES FIGURES

- Figure 2-1:** Relation contrainte-déformation d'un sel naturel, polycristallin, à un taux de déformation de 10^{-6} /sec.; compression uniaxiale, température ambiante (d'après Hardy, 1982).
- Figure 2-2:** Relation contrainte-déformation d'un sel naturel, faiblement lié, pour diverses contraintes de confinement (d'après Serata, Sakurai et Adachi, 1968).
- Figure 2-3:** Effets de chargements répétés sur le comportement du sel naturel polycristallin; compression uniaxiale, température ambiante (d'après Horseman et Passaris, 1984).
- Figure 2-4:** Évolution de la relation contrainte-déformation d'un sel naturel, faiblement lié, en compression triaxiale, pour différentes contraintes de confinement; température ambiante; voir figure 2-2 pour la signification de σ_x et σ_L (d'après Serata et McNamara, 1980a).
- Figure 2-5:** Compressibilité et dilatance du sel en conditions triaxiales - $\sigma_1 \neq \sigma_2 \neq \sigma_3$ - (d'après Serata, 1978b).
- Figure 2-6:** Courbes enveloppes pour divers taux de déformation, dans le plan des contraintes de Mohr-Coulomb (d'après Dusseault et Mraz, 1983).
- Figure 2-7:** Résistance ultime et résiduelle du sel en compression triaxiale, à température ambiante (d'après Gilbert et Farmer, 1981).
- Figure 2-8:** Évaluation de la pente de la relation contrainte-déformation idéalisée (en compression uniaxiale) et de la relation pression-déformation volumique; les modules élastiques sont mesurés après décharge, soient E_{u2} et K_{u2} (d'après Horseman et Passaris, 1984).
- Figure 2-9:** Courbe contrainte-déformation conventionnelle, en compression triaxiale, corrigée pour éliminer l'effet du fluage; température ambiante (d'après Butcher, 1980).
- Figure 2-10:** Variation du coefficient de Poisson calculé à partir de la déformation instantanée, suite à des essais de chargement et décharge, selon le niveau de contrainte; compression uniaxiale, température ambiante (d'après Hardy, 1982).

- Figure 2-11: Variation du module de Young, en fonction de la contrainte uniaxiale de compression sur trois sels artificiels; compression uniaxiale, température ambiante (d'après Hardy, 1982).
- Figure 2-12: Définition des limites élastique et plastique et de la résistance ultime; voir figure 2-2 pour la signification de σ_x (d'après Serata, 1978b).
- Figure 2-13: Effet de la contrainte de confinement sur le coefficient de Poisson pour divers sels, à température ambiante (tirée de Gevantman, 1981).
- Figure 2-14: Effet de la contrainte de confinement sur le module de Young; mesures soniques sur un sel artificiel, à température ambiante (tirée de Gevantman, 1981).
- Figure 2-15: Variation de la contrainte axiale à la rupture en fonction de la contrainte de confinement, pour des essais triaxiaux sur du sel artificiel, à température ambiante (d'après Hardy, 1982).
- Figure 2-16: Courbes enveloppes de la résistance du sel, à une déformation de 4%, pour divers taux de déformation, sur le diagramme Q-P; la droite $Q = 0.79P$ relie les points à $dQ/dP = 0$; température ambiante (d'après Gilbert et Farmer, 1981).
- Figure 2-17: Effet de la contrainte hydrostatique sur la déformation volumique du sel du Nouveau-Mexique, à température ambiante (d'après Wawersik et Hannum, 1980).
- Figure 2-18: Variation du module de compressibilité hydrostatique avec la contrainte de confinement pour divers sels à température ambiante (tirée de Gevantman, 1981).
- Figure 2-19: Effet de la contrainte moyenne sur la relation contrainte-déformation des géomatériaux (d'après Vyalov, 1965b).
- Figure 2-20: Effet de la température sur le module de Young dynamique (tirée de Gevantman, 1981).
- Figure 2-21: Effet de la température sur les constantes élastiques du sel (d'après Serata et McNamara, 1980a).
- Figure 2-22: Courbes contrainte-déformation d'un sel polycristallin (halite), à diverses températures; contrainte de confinement de 200 MPa (d'après Heard, 1972).

- Figure 2-23:** Courbes enveloppes de rupture du sel en fonction de la température; compression triaxiale à taux de déformation non spécifié (d'après Langer, 1984).
- Figure 2-24:** Effet d'un traitement de restauration thermique (recuit) sur la relation contrainte-déformation du sel (d'après Gera, 1972).
- Figure 2-25:** Effet de traitements thermiques sur la relation contrainte-déformation du sel artificiel en compression uniaxiale; à température ambiante: (a) aucun traitement; (b) traitement à 230°C durant 7 heures; (c) traitement à 300°C durant 24 heures (d'après Guessous, 1983).
- Figure 2-26:** Relations contrainte-déformation du sel pour divers taux de distortion angulaire - γ_0 (d'après Serata, 1978b).
- Figure 2-27:** Effet du taux de déformation sur la relation contrainte-déformation d'un sel artificiel en compression triaxiale avec une contrainte de confinement de 200 MPa (d'après Heard, 1972).
- Figure 2-28:** Effet du taux de déformation sur le diagramme contrainte-déformation d'un sel artificiel (d'après Hardy, 1982).
- Figure 2-29:** Effet du taux de chargement sur la résistance en compression uniaxiale à température ambiante (d'après Passaris, 1982).
- Figure 2-30:** Comportement du sel avec diverses conditions de surface (tirée de Gevantman, 1981).
- Figure 2-31:** Effet de la radiation sur le comportement de monocristaux de sel sollicités en tension à température ambiante (tirée de Gevantman, 1981).
- Figure 2-32:** Effet des rayons gamma sur le diagramme contrainte-déformation du sel gemme; température ambiante (tirée de Gevantman, 1981).
- Figure 2-33:** Diagrammes contrainte-déformation pour différentes conditions de compression uniaxiale à température ambiante (d'après Serata, 1964).
- Figure 2-34:** Effet d'un réducteur de friction au contact plateau-éprouvette et de l'élançement des éprouvettes sur la résistance en compression uniaxiale à la température ambiante (d'après Serata, 1964).

- Figure 2-35: Essais de transition représentant l'état élastique (pente faible) et l'état plastique (forte pente); δ_L est la déformation latérale allouée (d'après Serata et McNamara, 1980a).
- Figure 2-36: Rupture par fatigue du sel; cycles de chargement et de déchargement complets; compression uniaxiale, température ambiante (d'après Passaris, 1982).
- Figure 2-37: Variation de la vitesse des ondes de compression en fonction de la déformation permanente d'un sel artificiel soumis à des cycles de chargement et de déchargement de fluage en compression uniaxiale, à température ambiante (d'après Hardy, 1982).
- Figure 2-38: Variation de la vitesse des ondes de compression en fonction d'une contrainte de striction (compression radiale); u_0 est la vitesse précharge et Δu est la variation de la vitesse post-chargement; sel artificiel à température ambiante (d'après Guessous, 1985).
- Figure 3-1a: Déformation différée de piliers de sel modélisés lors d'essais de fluage en compression uniaxiale à température ambiante; la hauteur initiale des piliers était de 3 pouces (d'après Bradshaw et Lomenick, 1970).
- Figure 3-1b: Effet de la géométrie des piliers de sel modélisés sur leur courbe de fluage en compression uniaxiale; hauteur initiale de 3 pouces; contrainte maintenue de 4000 psi; température ambiante (d'après Bradshaw et Lomenick, 1970).
- Figure 3-2: Courbes de fluage pour différents sels, sous des conditions de température (18°C) et de contrainte (19.6 MPa) constantes; compression uniaxiale (d'après Dreyer, 1972).
- Figure 3-3: Courbes de fluage pour le sel; compression uniaxiale, température ambiante (tirée de Bassett, 1978).
- Figure 3-4: Courbes de fluage pour la potasse du Nouveau-Mexique; compression uniaxiale sur des piliers modélisés, à température ambiante (d'après Obert, 1964).
- Figure 3-5: Courbes de fluage pour des monocristaux d'halite en compression triaxiale (tirées de Odé, 1968).
- Figure 3-6: Courbes de fluage du sel artificiel, sous diverses conditions de température et de contrainte de confinement; compression triaxiale avec contrainte déviatorique constante (d'après Dreyer, 1972).

- Figure 3-7a:** Courbes de fluage de divers sels, sous diverses conditions de température et de contrainte; compression uniaxiale (d'après Dreyer, 1972).
- Figure 3-7b:** Taux de fluage secondaire du sel gemme; compression uniaxiale et triaxiale (d'après Langer, 1984).
- Figure 3-8:** Courbes de fluage pour des sels recuit et non-recuit (traitement thermique de restauration); compression uniaxiale à température ambiante (d'après Dreyer, 1972).
- Figure 3-9:** Effet de la pression de confinement sur le fluage en compression triaxiale de l'halite polycristalline; température ambiante (tirée de Gevantman, 1981).
- Figure 3-10:** Effet de la pression de confinement P sur le fluage des roches (d'après Hardy, 1982).
- Figure 3-11:** Rhéogramme trimensionnel du comportement des géomatériaux (tirée de Ladanyi, 1972).
- Figure 3-12:** Schématisation de la variation de la limite élastique du sel artificiel au fur et à mesure de l'évolution de l'historique des déformations (d'après Guessous, 1983).
- Figure 3-13:** Effet de l'historique de chargement sur le comportement du sel artificiel; le stockage des contraintes résiduelles résulte d'un cycle de chargement et déchargement au-delà de la limite élastique du sel; en compression uniaxiale, à température ambiante (d'après Guessous, 1983).
- Figure 3-14a:** Effet des contraintes résiduelles sur le diagramme contrainte-déformation du sel artificiel à température ambiante; (a) avant stockage de contraintes résiduelles; (b) après stockage de contraintes résiduelles (d'après Guessous, 1983).
- Figure 3-14b:** Effet des contraintes résiduelles sur les courbes de fluage du sel artificiel en compression uniaxiale (d'après Guessous, 1983).
- Figure 3-15a:** Schématisation de résultats typiques d'essais de fluage en compression uniaxiale avec recouvrance; température ambiante (d'après Hardy, 1982).
- Figure 3-15b:** Essais de fluage en compression uniaxiale avec recouvrance; variation des rapports ϵ_r/ϵ_w et ϵ_r/ϵ_m en fonction de la contrainte nominale appliquée - voir figure 3-15a (d'après Hardy, 1982).

- Figure 3-15c: Essais de fluage en compression uniaxiale avec recouvrance; déformation récupérée en fonction de la contrainte appliquée - voir figure 3-15a (d'après Hardy, 1982).
- Figure 3-15d: Essais de fluage en compression uniaxiale avec recouvrance; déformation récupérée en fonction de la déformation différentielle - voir figure 3-15a (d'après Hardy, 1982).
- Figure 3-15e: Essais de fluage en compression uniaxiale avec recouvrance; déformation récupérée en fonction de la déformation maximale (d'après Hardy, 1982).
- Figure 3-16: Expérience de fluage et de recouvrance sur l'halite; compression uniaxiale de près de 20 MPa, à température ambiante (d'après Dreyer, 1972).
- Figure 3-17: Effet schématique du cheminement des contraintes sur le fluage du sel; σ_1 et σ_2 sont les contraintes maintenues; $(\dot{\epsilon}_i)_s$ et $(\dot{\epsilon}_j)_s$ sont les taux de fluage stationnaire apparents (inspiré de Hunsche, 1984).
- Figure 3-18: Effet schématique de la contrainte de confinement sur le comportement du sel en compression triaxiale à la température ambiante (tiré de Wawersik et Hannum, 1980).
- Figure 3-19: Rhéogramme pour un essai à chargement incrémental sur un sel naturel; compression uniaxiale à température ambiante (d'après Hardy, 1982).
- Figure 3-20a: Rhéogramme pour un essai du fluage en compression uniaxiale avec incrément de contrainte positifs et négatifs; sel artificiel et température ambiante (d'après Hardy, 1982).
- Figure 3-20b: Détail des courbes de fluage du rhéogramme de la figure 3-20a (d'après Hardy, 1982).
- Figure 3-21: Rhéogramme d'un sel sollicité à divers niveaux de contrainte uniaxiale; température ambiante (d'après Hardy, 1982).
- Figure 3-22: Écoulement axial d'un sel naturel au cours d'un essai de fluage en compression triaxiale caractérisé par des réductions incrémentales de la contrainte de confinement (d'après Hardy, 1982).
- Figure 3-23a: Cheminements de contraintes; les points A, B, D, G et R représentent des conditions identiques de contraintes résultant de cheminements différents (d'après Wawersick et Hannum, 1980).

Figure 3-23b: Cheminement de contraintes (d'après Dusseault et Mraz, 1983).

Figure 3-24a: Modèle physique d'un pilier de mine de sel gemme (d'après Maxwell et al., 1978).

Figure 3-24b: Comportement de piliers modélisés (compression uniaxiale); sel et trona; température ambiante; H = hauteur; D = diamètre (d'après Obert, 1964).

Figure 3-25a: Influence de l'humidité relative de l'atmosphère sur le fluage du sel (d'après Varo et Passaris, 1977).

Figure 3-25b: Courbes isochrones de déformation en fonction du pourcentage d'humidité relative (d'après Varo et Passaris, 1977).

Figure 3-26: Influence de l'adjunction d'une solution saturée de NaCl sur le fluage du sel gemme à température ambiante (d'après Côme, 1983).

Figure 3-27: Effet de la radiation sur le fluage du sel gemme; compression uniaxiale et température ambiante (tirée de Gevantman, 1981).

Figure 3-28: Variation du taux de fluage stationnaire de sels monocrystallins et polycristallins en fonction de la contrainte déviatorique (tirée de Gevantman, 1981).

Figure 3-29: Variation de la viscosité équivalente du sel gemme en fonction du taux de déformation; la partie hachurée correspond aux conditions naturelles du sel in situ (d'après Heard, 1972).

Figure 3-30: Résistance de divers sels naturels à température ambiante (d'après Serata, 1968).

Figure 4-1: Courbes de fluage, avec les phases instantanée (I), transitoire (II), stationnaire (III) et de rupture (IV); l'évolution des courbes A vers B et C correspond à une hausse de la contrainte ou de la température de l'essai (d'après Handin et Carter, 1979).

Figure 4-2: Taux de déformation en fonction du temps pour les différentes phases durant un essai de fluage (d'après Hult, 1966).

Figure 4-3: Courbe de fluage typique pour un matériau polycristallin; le point C correspond au point d'inflexion de la phase stationnaire de fluage qui enclenche le processus de rupture (d'après Sego et Morgenstern, 1983).

- Figure 4-4: Courbes de fluage dans un rhéogramme tridimensionnel contrainte - déformation - temps; σ_0 est une contrainte maintenue et ϵ_i , la déformation instantanée correspondante (d'après Hult, 1966).
- Figure 4-5: Courbes contrainte-déformation obtenues d'essais à taux de déformation contrôlés. Ces courbes montrent la correspondance avec les phases instantanée (I), transitoire (II) et stationnaire (III) d'un essai de fluage conventionnel. L'évolution des courbes de A vers B et C correspond à une hausse du taux de déformation ou à une baisse de température (d'après Handin et Carter, 1979).
- Figure 4-6: Rhéogramme incluant une phase de recouvrance (d'après Lama et Vutukuri, 1978).
- Figure 4-7a: Rhéogramme illustrant la théorie de la déformation totale; $\epsilon^{(i)}$ est la déformation pseudo-instantanée, ϵ_i , la déformation instantanée et ϵ_d , la déformation égale à la différence entre les deux dernières; les points 0, A, B et H sont reproduits à la figure 4-7b (d'après Hult, 1966).
- Figure 4-7b: Rhéogrammes présentés dans un espace à trois dimensions illustrant la théorie de la déformation totale; la courbe G définit les déformations instantanées alors que la courbe I définit les déformations pseudo-instantanées; les points 0, A, B et H de la figure 4-7a sont reproduits (d'après Hult, 1966).
- Figure 4-8: Essai de fluage par palier incrémental (d'après Hult, 1966).
- Figure 4-9: Fluage et recouvrance; $\epsilon_i(r)$ est la déformation instantanée recouvrée et $\epsilon_d(r)$ est la déformation différée recouvrée (d'après Hult, 1966).
- Figure 4-10: Théorie de la déformation totale appliquée à la phase de recouvrance; ϵ_D est la déformation totale au point de déchargement et ϵ_F est la déformation permanente (d'après Odqvist, 1974).
- Figure 4-11a: Théories de consolidation ("time-hardening") et d'écrouissage ("strain-hardening" ou "work-hardening"); σ_1 et σ_2 sont les contraintes maintenues (d'après Odqvist, 1974).
- Figure 4-11b: L'écrouissage AC résulte du déplacement du segment DEF suivant DA alors que la consolidation AB résulte du déplacement du segment EF suivant AE (d'après Hult, 1966).

- Figure 4-12: Les lois de fluage transitoire, avec une fonction de puissance ou une fonction exponentielle.
- Figure 4-13a: Analyse des résultats d'essais à taux de déformation contrôlés de Heard (1972) utilisés par Russell (1978) pour valider son modèle de comportement.
- Figure 4-13b: Analyse des résultats d'essais à taux de déformation contrôlés de Heard (1972) utilisés par Russell (1978) pour valider son modèle de comportement.
- Figure 4-13c: Simulation d'un essai de fluage à partir du modèle de Russell (1978).
- Figure 4-13d: Simulation d'un essai de fluage à partir du modèle de Russell (1978).
- Figure 4-14: Détermination des paramètres rhéologiques pour la loi de puissance.
- Figure 4-15: Résultats d'essais de fluage en compression uniaxiale, en phase stationnaire, pour du sel de diverses provenances, avec les courbes ajustées à l'équation du BGR (tirée de Hunsche, 1984).
- Figure 4-16: Taux de fluage stationnaire en compression triaxiale du sel Avery Island (d'après Herrmann et Lauson, 1981).
- Figure 4-17: Évolution du paramètre ξ (fréquence de fluage), selon le taux de fluage stationnaire (d'après Herrmann et Lauson, 1981).
- Figure 4-18: Taux de fluage initial en fonction du taux de fluage stationnaire (d'après Herrmann et Lauson, 1981).

LITSTE DES SYMBOLES

- b: constante
- c: constante; cohésion
- d: diamètre moyen des grains des matériaux polycristallins
- e_{ij} : déviateur de déformation
- f_i : fonctions spécifiques avec $i = 1, 2, 3\dots$
- i: indice d'une variable ou d'une fonction
- j: indice d'une variable ou d'une fonction
- k: constante
- λ : constante
- m: constante
- n: constante
- s_{ij} : déviateur de contrainte
- t: temps
- x: constante
- A: teneur en anhydrite - équation 2.1; constante
- B: constante
- C: constante
- C_o : résistance en compression uniaxiale
- D: constante
- E: module de Young
- F: fonction
- G: module de rigidité (de cisaillement); constante - équation 4.8; fonction - équation 4.16
- H: hauteur des éprouvettes d'essais

- J_2 : deuxième invariant du déviateur de contraintes
 K : teneur en kiésérite - équation 2.1; constante; module de compressibilité hydrostatique; degrés Kelvin
 K_o : contrainte seuil de cisaillement octaédrique
 P : teneur en polyhalite - équation 2.1; contrainte moyenne du diagramme Q-P; constante
 Q : contrainte déviatorique du diagramme Q-P; énergie d'activation apparente du processus de déformation
 R : constante de Boltzmann
 T : température
 T_i : températures spécifiques avec $i = 1, 2, 3\dots$
 T_o : résistance en traction
 T_m : température de fusion
 W : largeur (diamètre des éprouvettes)
 α : constante
 β : constante
 ϵ : déformation
 ϵ_o : déformation instantanée
 ϵ_m : déformation moyenne
 ϵ_t : déformation totale
 ϵ_{ta} : déformation totale associée à la phase primaire
 $\epsilon(t)$: déformation différée totale
 $\epsilon_p(t)$: déformation différée primaire
 $\epsilon_a(t)$: déformation différée tertiaire
 $\epsilon_s(t)$: déformation différée secondaire
 $\dot{\epsilon}$: taux de déformation
 $\dot{\epsilon}_s$: taux de fluage secondaire

- $\dot{\epsilon}_p(t)$: taux de fluage primaire
 $\Delta\epsilon_p$: variation de déformation dans la phase primaire
 η : coefficient de viscosité équivalente
 λ : constante
 μ : paramètre définissant la géométrie de chargement - équation 3.1
 ν : coefficient de Poisson
 ξ : paramètre défini par les équations 4.23 et 4.24
 σ : contrainte; contrainte déviatorique (σ' , σ'' ... sont des contraintes spécifiques)
 σ' : contrainte seuil associée à un niveau de contraintes nulles
 σ_0 : contrainte seuil; constante
 σ_1 : contrainte principale majeure
 σ_2 : contrainte principale intermédiaire
 σ_3 : contrainte principale mineure
 σ_c : contrainte de confinement dans l'essai triaxiale
 σ_e : contrainte équivalente de von Mises
 σ_m : contrainte moyenne
 σ_r : contrainte de référence
 σ_y : limite d'écoulement
 $(\sigma_y)_{0.1z}$: contrainte de normalisation - équation 4.3
 $\dot{\sigma}$: taux de mise en contrainte
 τ_{oct} : contrainte de cisaillement octaédrique

CHAPITRE 1

INTRODUCTION1.1 - GÉNÉRALITÉS

Tous les matériaux, même les plus rigides en apparence, ont tendance à se déformer sous l'effet d'une charge maintenue dans le temps. Cette caractéristique des matériaux touche directement l'approche conceptuelle de l'ingénieur, bien qu'historiquement elle ait plutôt intéressé les physiciens et les métallurgistes.

La propriété des matériaux de se déformer dans le temps lorsqu'ils sont soumis à une charge statique constante est appelée fluage. Les premières études du fluage, ou sur la déformation différée des substances, semblent être le fait d'un chercheur français du nom de Vicat (1833), qui a observé l'allongement d'un fil métallique sollicité en tension. Ce n'est, cependant, qu'au tournant du siècle qu'une approche systématique à l'étude de ce phénomène a véritablement vu le jour, suite aux travaux de Phillips (1905), et surtout d'Andrade (1910). Ce dernier apparaît d'ailleurs comme le premier à tenter de modéliser le phénomène, proposant une loi de comportement (c'est-à-dire une relation entre la déformation, la contrainte et le temps) qui porte aujourd'hui son nom (voir chapitre 4).

La science qui étudie le comportement différé des matériaux est appelée rhéologie. Bingham (1922) semble avoir introduit le terme afin d'identifier une science qui se veut une approximation plus juste du comportement mécanique réel des substances, conformément à la ligne de

pensée précédemment établie par Reiner durant la première guerre mondiale (voir Reiner, 1960; Odqvist, 1974). La définition de quelques termes, fréquemment utilisés dans cette science, doit être immédiatement posée (Garofalo, 1965; Serata et al., 1968; Langer, 1979 et 1984; Hardy, 1982):

- Écoulement: déplacement des composantes d'un corps qui occasionne un changement permanent de forme et/ou de volume dans le temps.
- Déformation élastique: déformation instantanée entièrement récupérable.
- Déformation anélastique: déformation différée récupérable.
- Déformation plastique: déformation permanente (irrécupérable) instantanée ou différée.
- Limite élastique (aussi seuil de plasticité, limite plastique ou limite d'écoulement): niveau de contraintes qui correspond à la fin des déformations élastiques au cours d'une mise en charge.
- Déformation résiduelle: déformation qui demeure non recouvrée suite au relâchement des contraintes.
- Rhéogramme (diagramme d'écoulement): graphique qui présente le comportement du matériau dans le temps.

Outre le temps, la rhéologie, prise dans son sens le plus large, fait également intervenir les composantes environnementales sur la relation contrainte-déformation. Ces composantes sont la température, l'humidité relative, les radiations, etc., et elles doivent être spécifiées dans l'analyse du comportement rhéologique.

La plupart des matériaux utilisés par l'ingénieur ont fait l'objet d'études rhéologiques. Les métaux et les polymères sont

évidemment les solides qui ont le plus attiré l'attention des chercheurs (Finnie et al., 1959; Garofalo, 1965; McClintock et al., 1966). La glace (Glen, 1952 et 1955; Nye, 1953; Steinemann, 1954), les sols gelés (Vyalov, 1965a; Ladanyi, 1972) et les roches (Michelson, 1917; Griggs 1936, 1939 et 1940; Evans, 1936; Goguel, 1948) ont également été, très tôt, l'objet de telles investigations par les chercheurs désireux de mieux comprendre leur comportement. Pour ces divers matériaux, on utilise fréquemment une approche phénoménale, similaire à celle utilisée en métallurgie (voir par exemple: Cruden, 1971a; Morgenstern et al., 1980; Pfeifle et al., 1982; Ladanyi et al., 1984). Il n'y a pas lieu de se surprendre que les lois de comportement rhéologique soient alors directement issues d'expériences préalables réalisées sur les métaux.

L'approche phénoménale, en rhéologie, comprend essentiellement deux phases distinctes, mais complémentaires. La première est une phase expérimentale, qui consiste à déterminer quantitativement les relations entre les contraintes et les déformations. Pour les roches, et plus particulièrement pour le sel (voir l'Avant-propos), qui sera, dans le présent document, le sujet d'intérêt, les méthodes d'investigations sont nombreuses. Les essais en laboratoire constituent l'approche usuelle; les essais en compression uniaxiale et triaxiale sont, à cet égard, les plus utilisés (Langer, 1982). Les chapitres 2 et 3 de cet ouvrage en traitent.

La rhéologie expérimentale peut aussi reposer sur des essais en place ou sur des mesures *in situ* reliées au comportement de structures excavées à même le massif. Cette deuxième façon d'aborder la rhéologie expérimentale donne cependant naissance à divers problèmes

d'interprétation, qui ne sont pas sans soulever certaines controverses, comme nous le voyons au chapitre 8 (dans le tome II de la présente revue bibliographique).

Le deuxième volet de l'approche phénoménale du comportement rhéologique des matériaux est l'interprétation théorique. Il repose sur une analyse mathématique des résultats expérimentaux. Cette interprétation peut se limiter à des régressions impliquant le plus souvent les déformations et le temps, les autres facteurs étant considérés stables ou sans effet. Une telle façon d'aborder l'interprétation ne repose sur aucun fondement physique, et n'est, de fait, qu'un lissage de résultats expérimentaux à l'aide d'équations mathématiques empiriques (ou semi-empiriques). Cet aspect de la rhéologie du sel, appelé ici phénoménologique, fait l'objet du chapitre 4.

Une deuxième facette à la rhéologie phénoménale théorique consiste à modéliser physiquement le comportement des matériaux à l'aide, le plus souvent, d'organes mécaniques idéalisés, tels que le ressort (l'élasticité), le piston amortisseur (la viscosité) et le patin (le seuil de plasticité). La combinaison judicieuse de ces éléments permet d'élaborer des modèles plus ou moins complexes, dont la réponse aux sollicitations est identique, par analogie, avec le comportement instrumenté du matériau étudié, comme il est détaillé au chapitre 6 (tome II).

La rhéologie comprend aussi une approche micro-analytique, quelquefois appelée rhéologie nouménale ou plus fréquemment, rhéologie structurale. Cette approche, qui constitue sans aucun doute celle qui se veut la plus rigoureuse, est également, d'un point de vue

d'ingénieur, la moins développée. Elle se rapporte aux mécanismes physiques qui contrôlent le comportement du matériau. Les techniques modernes de mesures à l'échelle microscopique, qui datent tout au plus d'une quarantaine d'années, ont permis de confirmer certaines hypothèses visant à expliquer physiquement le processus de déformation de la matière. Pour le sel, comme pour les métaux, ces théories reposent sur l'étroite dépendance qui existe entre les déformations plastiques et le mouvement et/ou la génération des dislocations dans la structure cristalline. Le chapitre 5 (tome II) porte sur cet autre aspect de la rhéologie du sel.

Le chapitre 7 (tome II) est, pour sa part, consacré à la rupture du sel qui, bien que ne faisant généralement pas partie de l'étude du comportement rhéologique dans l'optique de l'ingénierie, mérite qu'on s'y attarde quelque peu.

Avant de poursuivre, il faut ici souligner la nature complexe du comportement rhéologique des matériaux. Ainsi, la rhéologie classique considère que la déformation des substances résulte, d'une part, d'un changement de forme à volume constant produit par le déviateur de contraintes (relation $s_{ij} - e_{ij}$), et d'autre part, d'une variation de volume à forme constante due à la contrainte moyenne (relation $\sigma_m - \epsilon_m$). Ces deux composantes constituent la rhéologie de premier ordre, par opposition aux phénomènes de second ordre, que sont les variations volumiques produites par le déviateur de contraintes et les changements de formes dus à la contrainte moyenne. Ces dernières ne sont traitées que succinctement dans ce texte.

Il nous faut cependant constater que la très grande majorité des auteurs qui s'intéressent au comportement rhéologique des roches, et au sel en particulier, considèrent négligeable (ou inexiste) la variation de volume produite par fluage, tant pour des observations faites en laboratoire (Gnirk et al., 1964; Dinis da Gama, 1979; Handin et al., 1979; Tijani, 1981; Langer, 1982; Dawson et al., 1983; Hansen et al., 1984), qu'in situ (Barron et al., 1963; King, 1971; Nair et al., 1974; Passaris, 1979).

La considération des variations volumiques à forme constante, qui peuvent être caractérisées par une loi de comportement différente des variations de forme à volume constant, complique sérieusement le traitement des résultats (Langer, 1979; Serata et al., 1980a; Constantinescu et al., 1983). C'est probablement pourquoi très peu d'auteurs s'y sont attardés. Conséquemment, dans le présent rapport, il est surtout question de variations de forme à volume constant. Des références sont faites occasionnellement aux variations de volume différenciées sous l'action de la contrainte moyenne et à certains aspects de la rhéologie de deuxième ordre (relations $\sigma_m - e_{ij}$ et $s_{ij} - e_m$).

1.2 - APPLICATIONS DE LA RHÉOLOGIE DU SEL

La rhéologie des roches a fait un bond impressionnant au cours des vingt-cinq dernières années. Certains y ont vu une approche systématique de classification basée sur leur comportement mécanique (Morlier, 1966; Afrouz et al., 1974). D'autres se sont plutôt penchés

sur la rhéologie des roches dans un but géologique, afin d'expliquer certains phénomènes structuraux observés dans la croûte terrestre (Odé, 1968; Brückl et al., 1972; Carter, 1976; Carter et al., 1978).

La conception des mines à grandes profondeurs, excavées dans les matériaux ductiles, comme le sel gemme et la potasse par exemples, a nécessité une approche différente des méthodes usuelles de conception, généralement basées sur l'élasticité et les autres principes mécaniques utilisés en génie civil (Langer, 1982). La connaissance de la loi de comportement rhéologique du matériau est alors devenue indispensable à la prédiction adéquate de la performance des cavités souterraines (Coolbaugh, 1967; Baar, 1977). En effet, la mesure des contraintes naturelles dans le massif, de même que la détermination du champ de contraintes autour des excavations percées dans ces types de roches nécessitent une mise en équation du comportement différé du matériau. Ce besoin a aussi favorisé l'émergence de la rhéologie du sel (Peleg, 1968; Serata, 1978b et 1982).

C'est cependant l'énorme défi soulevé par la nécessité d'enfouir de façon sécuritaire et permanente les déchets radioactifs qui a le plus contribué à l'essor de la rhéologie du sel, comme le démontre le grand nombre d'articles de revues et de communications sur le sujet, publiés au cours des deux dernières décennies (voir par exemples: Bradshaw et al., 1964; Lomenick et al., 1969; Starfield et al., 1973; Wawersik et al., 1976; Thoms et al., 1979; Butcher, 1980; Prij et al., 1981; Svalstad, 1983; Wallner, 1984). L'entreposage à long-terme des résidus nucléaires apparaît, en effet, comme un des plus importants et stimulants problèmes posés à la technologie moderne, et en particulier aux

spécialistes oeuvrant dans le domaine des sciences de la terre. Ce sujet nécessite les efforts conjugués des ingénieurs et des géoscientifiques. Des recherches intenses sont d'ailleurs en cours des deux côtés de l'Atlantique, principalement aux U.S.A. (Munson et al., 1979; Wawersik et al., 1980) et en Allemagne de l'Ouest (Albrecht et al., 1980; Langer 1983). Ces ouvrages requièrent une stabilité intégrale pour une période minimale de cinquante ans, pendant laquelle l'homme peut avoir accès aux galeries et autres installations, et une intégrité relative des sites d'enfouissement pour plus de 10,000 ans (certains réfèrent même à 1,000,000 d'années), afin d'isoler ces résidus de la biosphère, jusqu'à ce que leur activité nucléaire soit réduite à un niveau acceptable (Albrecht et al., 1980; Djahanguiri et al., 1983; Svalstad, 1983). Le sel constitue, en ce sens, un matériau particulièrement favorable à de telles opérations (Côme, 1983). Sa faible perméabilité, sa bonne conductivité thermique, sa structure atomique stable et dense qui constitue une barrière naturelle à la diffusion des éléments radioactifs, l'abondance des dépôts, leur profondeur et leur stabilité géologique relative, en font, pour plusieurs, le matériau idéal à cet égard. De plus, la ductilité du sel empêche la formation de failles et de diaclases et limite ainsi l'accès et l'écoulement de fluides, qui pourraient contaminer l'écosystème. On espère ainsi entreposer entre 10,000 et 100,000 tonnes métriques de résidus hautement radioactifs au cours des prochaines décennies.

La technologie développée autour de ce créneau a par ailleurs donné naissance à toute une gamme de possibilités d'utilisation des cavités souterraines dans les massifs de sel, qu'elles soient produites

par solution ou par méthodes de minage plus conventionnelles. Ainsi, outre les résidus radioactifs, on pense désormais à y enfouir toute la panoplie des déchets toxiques, dont certains produits chimiques avec lesquels on ne sait trop que faire actuellement (Langer, 1982). Le stockage de produits tels que le gaz naturel (Fine et al., 1979; Potts et al., 1980; Boucly, 1982a; Hardy, 1982; Bérest et al., 1983; Chabannes, 1983), l'air comprimé (Williams et al., 1979; Serata et al., 1980a et b; Gehle et al., 1984), les hydrocarbures lourds (Bérest, 1981) et les liquides cryogéniques (Duddeck et al., 1982) a également engendré, depuis 1970, une génération d'ingénieurs spécialisés dans la rhéologie du sel, qui se sont penchés sur les problèmes spécifiques à ces divers usages.

Mais, malgré toutes ces recherches, on peut aujourd'hui émettre quelques doutes sur la capacité de l'ingénieur de prédire adéquatement le comportement des cavités souterraines pour de très longues périodes, de plus de 100 ans par exemple; les prévisions effectuées pour des périodes de quelques années laissent d'ailleurs place à beaucoup d'amélioration. Il faut néanmoins avouer que les efforts actuels concentrés sur cette activité, de même que l'essor des méthodes numériques (particulièrement la méthode des éléments finis), permettent d'espérer un développement progressif de la compréhension des phénomènes reliés au comportement du sel autour des excavations souterraines, de sorte qu'il sera sans doute possible, dans un avenir relativement rapproché, de formuler avec une précision acceptable le patron de convergence autour de telles cavités pour la majorité des conditions d'exploitation.

CHAPITRE 2

COMPORTEMENT GÉNÉRAL2.1 - Introduction

Le sel offre une gamme de propriétés relativement uniformes qui facilitent la modélisation. Parmi ces propriétés, on reconnaît:

- une homogénéité et une isotropie de comportement, malgré une certaine anisotropie au niveau du grain (Serata, 1964; Zahary, 1965; Michel, 1966);
- une relation contrainte-déformation non linéaire (Serata, 1964);
- une nature fragile en sollicitation uniaxiale (Serata et al., 1968);
- une nature de plus en plus ductile en sollicitation triaxiale au fur et à mesure que la contrainte de confinement augmente (Coolbaugh, 1967; Serata et al., 1968).
- une faible limite d'écoulement (Serata, 1964; Odé, 1968; Baar, 1977);
- une imperméabilité, surtout à forte contrainte moyenne (Coolbaugh, 1967; Baar, 1977; Wallner, 1984).

À cela, on peut ajouter qu'à l'instar d'autres types de roches, le comportement du sel est affecté (à divers degrés) par sa composition minéralogique, l'humidité relative et la température de l'ambiance, la vitesse de mise en charge au cours des essais, son passé mécanique (historique de contrainte et de déformation) et son exposition aux radiations.

Par ailleurs, le sel est un matériau qui flue, même sous de faibles déviateurs de contraintes. Son comportement différé peut être

différent selon que l'éprouvette est sollicitée en traction ou en compression (Hendron, 1968). Le sel, qui est une roche relativement tendre, est particulièrement facile à usiner, ce qui a grandement facilité l'étude de son comportement en laboratoire. Cependant, la sensibilité marquée du sel à l'eau (et à l'humidité ambiante), de même que sa tendance à l'écaillage, peuvent compliquer quelque peu la préparation d'éprouvettes représentatives, comme l'a souligné Hardy (1982).

La nature polycristalline du sel, qui est assez similaire à celle d'autres types de roche, a incité quelques chercheurs à extrapoler certaines des conclusions de l'étude du comportement rhéologique de celui-ci à d'autres roches (Serata, 1964; Serata et al., 1968). Malgré certaines similitudes, on doit néanmoins conclure qu'en général le sel présente des caractéristiques qui le distinguent (Baar, 1977; Nguyen et al., 1981). Ce comportement particulier comprend des composantes de diverses natures, en relation avec sa texture granulaire et sa structure cristalline (Serata, 1978b). Les théories de fluage en vigueur pour les roches polyminérales, comme celle basée sur le développement progressif des microfissures dû à la corrosion des arêtes sous pression (voir Cruden, 1971b et Pomeroy, 1978, par exemple) peuvent difficilement être utilisées pour expliquer l'ensemble du comportement rhéologique du sel.

Dans ce qui suit, nous abordons de façon descriptive - et quelquefois de façon quantitative - les différentes facettes du comportement général du sel en laboratoire. Nous nous attardons surtout à son comportement à court-terme, alors que son comportement différé est vu avec plus d'emphase dans les chapitres subséquents.

2.2 - Nature minéralogique

Lorsqu'on réfère aux évaporites, on englobe généralement un grand nombre de roches différentes. Baar (1977) fournit une liste des minéraux de ces roches dont le comportement s'apparente plus ou moins à celui présenté au début de la section 2.1. Voici cette liste:

Halite:	NaCl
Sylvite:	KCl
Carnallite :	KMgCl ₃ .6H ₂ O
Langbeinite:	K ₂ SO ₄ .MgSO ₄
Kainite:	4(KClMgSO ₄).11H ₂ O
Kiésérite:	MgSO ₄ .H ₂ O
Epsomite:	MgSO ₄ .7H ₂ O
Polyhalite:	K ₂ MgCa ₂ (SO ₄) ₄ .2H ₂ O
Bischofite:	MgCl ₂ .6H ₂ O
Gypse:	CaSO ₄ .2H ₂ O

La calcite, la dolomite, la cuagnésite et l'anhydrite sont d'autres minéraux d'évaporites, mais leur comportement diffère de celui des minéraux de la liste précédente, en ce sens qu'ils montrent une certaine fragilité même à contrainte moyenne élevée.

Pour notre part, nous allons, de façon plus restrictive, assimiler au terme sel, les minéraux des évaporites ayant une structure cristalline cubique à face centrée (CFC - Face Centered Cubic structure), comme c'est le cas pour l'halite et la sylvite (McClintock et

al., 1966; Palissy, 1980). Rappelons que la roche formée du premier de ces deux minéraux se nomme sel gemme et que celle formée par le mélange de ces deux minéraux, potasse.

La précision apportée au paragraphe précédent n'exclut cependant pas automatiquement du présent document tous les autres types d'arrangements micro-structuraux, mais certaines nuances devront alors être apportées (comme dans le cas de la carnallite par exemple - voir Höfer et al., 1968).

Suite à une étude systématique visant à déterminer l'influence de la texture des grains et de leur composition minéralogique, Dreyer (1972) a énoncé les conclusions suivantes pour le sel gemme:

- la résistance en compression uniaxiale (C_o) du sel gemme augmente lorsque le contenu en minéraux secondaires (kiésérite, anhydrite et polyhalite, en l'occurrence) augmente. La teneur en minéraux secondaires doit cependant excéder 1,5% pour avoir un effet significatif sur la valeur de C_o . Les minéraux secondaires n'ont d'ailleurs pas tous la même ascendance. Les effets les plus marquants sont attribuables à la kiésérite, puis à la polyhalite et enfin à l'anhydrite, selon les proportions suivantes:

$$C_o = D (1 + 0,0115 K + 0,0071 A + 0,0079 P) \quad (2.1)$$

où K, A & P indiquent la teneur en kiésérite, anhydrite et polyhalite, respectivement, et D égale environ 35 MPa.

- La résistance d'une éprouvette provenant d'un échantillon polycristallin de sel gemme augmente lorsque la densité granulaire (nombre de grains/cm²) croît. Elle atteint son maximum pour une densité de surface supérieure à 60 grains/cm². Ceci est valable pour des grains d'un diamètre moyen d'environ 6,2 mm.
- Les grains d'halite ont un comportement anisotrope. Dans ces grains, chaque atome a un environnement identique. Cet arrangement régulier des atomes dans l'espace, qui est traité plus en détail au chapitre 5, est la cause de l'anisotropie de certaines propriétés des cristaux, notamment la limite d'écoulement, σ_y , et le module de Young, E (voir aussi Palissy, 1980). L'arrangement aléatoire des grains rend cependant isotrope le comportement des éprouvettes préparées à partir d'échantillons polycristallins; l'isotropie de comportement du sel polycristallin a par la suite été confirmée par de nombreux auteurs, dont Passaris (1979) et Wawersik et al. (1980). Odé (1968) avait pour sa part souligné l'anisotropie du comportement intrinsèque des cristaux, ce qui a été confirmé par Horseman et al. (1984). Une aire de section droite minimale d'éprouvette de 100 cm² est suggérée afin d'assurer une certaine uniformité de comportement - soit un bloc avec une arête de 10 cm; Serata (1964) suggère, pour sa part, un minimum de 1000 grains par éprouvette.
- Les impuretés peuvent affecter le taux de fluage du sel gemme. En général, celui-ci diminue lorsque la quantité d'impuretés augmente dans les éprouvettes. (Ceci a été confirmé par Hedley, 1967; Serata, 1968; Baar, 1977; Dawson et al., 1983.) Ce phénomène peut également

s'interpréter comme étant une fragilité accrue causée par une augmentation de la teneur en impuretés.

Par ailleurs, le comportement différé du sel semble être particulièrement dépendant de sa nature granulaire. Certains auteurs associent partiellement, selon les conditions de chargement, le fluage visqueux au comportement intergranulaire (Morlier, 1966; Serata et al., 1968). Ce point est traité avec plus de détails au chapitre 5, alors qu'il est question des processus physiques qui gouvernent le fluage du sel.

Avec les quelques énoncés préliminaires qui précèdent, on comprend que certains des aspects du comportement du sel puissent varier d'un dépôt à l'autre (Höfer et al., 1968), de même qu'à l'intérieur d'un dépôt avec différentes lithologies (Michel, 1966; Bradshaw et al., 1970). On s'entend cependant pour affirmer que le comportement global du sel montre une certaine uniformité qui permet une intéressante généralisation des conclusions (Serata, 1968; Lomenick et al., 1969; King, 1971).

2.3 - Relation contrainte-déformation

2.3.1 - Présentation générale

On peut voir à la figure 2-1 l'allure générale de la courbe contrainte-déformation du sel polycristallin. On constate, à la figure 2-2 que la pente de la courbe de chargement (module d'élasticité statique, E) augmente après le premier cycle (voir aussi Potts, 1964; Guessous, 1985). La forme des courbes de déchargement et de

rechargement demeure cependant constante après ce premier cycle (figures 2-3 et 2-4; voir aussi Serata et al., 1968). Un phénomène similaire a été observé chez d'autres types d'évaporites, dont le gypse (Weir-Jones, 1971a). Les cycles de chargement semblent également amplifier le module de compressibilité hydrostatique K (figure 2-5; voir aussi Wawersik et al., 1980).

À la température ambiante, le sel démontre un comportement fragile (nous adoptons ici la définition de Van Vlack (1980), i.e. la fragilité correspond à l'absence notable de déformation plastique à la rupture), lorsque sollicité uniaxiallement, avec une résistance à la rupture bien définie (Serata et al., 1960; Baar, 1977; Butcher, 1980).

Certains auteurs définissent par ailleurs le comportement du sel dans le diagramme de Mohr. Cette représentation est cependant compliquée par le caractère rhéologique du sel, qui affecte la nature des paramètres mesurés (figure 2-6). On peut aussi représenter la résistance du sel dans le diagramme classique Q-P, tel que montré à la figure 2-7 (Q est la contrainte déviatorique et P est la contrainte moyenne; en compression triaxiale, $Q = (\sigma_1 - \sigma_3) = 3/2 \tau_{oct}$ et $P = 1/3 (\sigma_1 + 2\sigma_3) = \sigma_m$, σ_1 , étant la contrainte axiale et $\sigma_2 = \sigma_3$ étant la contrainte de confinement radiale).

La relation contrainte-déformation mesurée en laboratoire démontre bien la non linéarité du comportement du sel (Thompson et al., 1964; Wawersik et al., 1976; Krenk, 1978; Albrecht et al., 1980). Certains ont associé cette non linéarité à une faible limite élastique (Odé, 1968) et à sa nature visqueuse (Hansen et al., 1980). En ce sens, la déformation mesurée lors d'un essai usuel en laboratoire ne serait

pas entièrement indépendante du temps. Horseman et al. (1984) ont, à cet effet, proposé une méthode de mesure du module d'élasticité qui permet (à tout le moins) d'uniformiser les résultats (figure 2-8). Butcher (1980) a développé une méthode de correction élaborée de la courbe contrainte-déformation, qui permet de faire abstraction des effets du temps, en soustrayant de la courbe $\sigma-\epsilon$, les déformations différencées du matériau, estimées à partir de lois de comportement empiriques (figure 2-9).

Nous rapportons, au tableau 2-1, quelques-unes des valeurs des propriétés à court-terme du sel telles qu'on peut les retrouver dans la littérature. Ce sont des propriétés dont les valeurs se déduisent des diagrammes contrainte-déformation. Comme on peut le constater à l'examen des données de ce tableau, les valeurs, pour une même propriété, apparaissent très variables. La résistance en compression uniaxiale C_0 oscille généralement entre 20 et 30 MPa, avec des valeurs extrêmes aussi peu élevées que 15 MPa et aussi grandes que 45 MPa. La résistance en tension T_0 semble, pour sa part, plus uniforme, se maintenant à environ 1,5 MPa. Le module d'élasticité, ou module de Young E , apparaît quant à lui le paramètre avec la plus grande variabilité. Sa valeur peut passer de moins de 3 GPa à plus de 35 GPa. Les résultats les plus récents que l'on retrouve dans la littérature semblent cependant situer ce module dans une plage variant de 20 à 30 GPa, avec une moyenne près de 25 GPa. De même les valeurs du coefficient de Poisson ν (mesuré en compression) s'étaient de 0,17 à 0,45, avec une moyenne se situant très près de 0,25. Les valeurs des modules de cisaillement G et de compressibilité hydrostatique K sont également très variables, montrant

des fourchettes respectives de 1,6 à 32,2 GPa et de 3,8 à 26,5 GPa. La valeur moyenne du module de rigidité G se situe autour de 12 GPa.

Il semble donc, à toutes fins pratiques, impossible de proposer des valeurs types pour ces quelques paramètres mécaniques qui caractérisent le comportement à court-terme du sel. Notons, à ce propos, que la tendance marquée du sel à l'écrouissage entraîne une dépendance importante de E et ν vis-à-vis du niveau de contraintes, tel qu'on peut le voir aux figures 2-10 et 2-11. Ajoutons que l'on a observé une certaine dilatance du sel lorsque celui-ci est soumis à une compression uniaxiale ou triaxiale, à confinement faible ou moyen (figure 2-12; voir aussi Stavrogin et al., 1974; Hardy, 1982) ou à un essai de striction (Guessous, 1985).

2.3.2 - Facteurs affectant la relation contrainte-déformation

A) Effets de la contrainte de confinement

Comme c'est le cas pour la plupart des roches (Handin et al., 1960), une hausse de la contrainte de confinement (σ_c) augmente la ductilité du sel (Morlier, 1966; Serata 1978b; Ottosen et al., 1979; Wawersik et al., 1980; Potts et al., 1980; Hardy, 1982). Celle-ci conduit également à une augmentation de la résistance (Krenk, 1978; Mraz, 1978; Lama et al., 1978; Handin et al., 1979; Butcher, 1980; Langer, 1983). Il semble que l'effet du confinement se fasse surtout sentir au niveau des liaisons intergranulaires (Serata et al., 1968). L'influence de cette contrainte semble d'ailleurs être moins marquée

au-delà d'une certaine limite, qui correspondrait à l'entièvre mobilisation de la résistance intergranulaire. Cette limite d'influence apparaît cependant très variable. Morlier (1966) rapporte que la relation contrainte-déformation d'une sylvinite devient indépendante de la contrainte σ_c lorsque celle-ci est supérieure à 25 MPa; la courbe enveloppe (diagramme de Mohr) deviendrait horizontale (parallèle à l'axe des contraintes normales) pour une pression de confinement égale à 35 MPa pour Horseman et al. (1984), alors que Serata et al. (1980b) parlent d'une stabilisation à une contrainte moyenne d'environ 20 MPa; Serata et al. (1968) mentionnent aussi que l'effet de σ_m , sur la limite d'écoulement σ_y , est négligeable au-delà de 13.8 MPa. L'influence de la contrainte de confinement, ou de la contrainte moyenne à déviateur constant, sur le comportement du sel demeure cependant un point d'interrogation, encore aujourd'hui.

La contrainte de confinement peut également permettre de supprimer la dilatance observée lors des essais de compression uniaxiale. Une contrainte minimale doit alors être appliquée. Celle-ci est de l'ordre de 25 MPa pour Morlier (1966), mais se situe plutôt autour de 7,0 MPa pour Friedman et al. (1984) et de plus de 20.7 MPa pour Wawersik et al. (1980). Horseman et al. (1984) ont démontré, par ailleurs, que la déformation due au fluage du sel était une fonction exclusive du déviateur de contraintes lorsque σ_c excède 18 MPa, alors que la dilatance est presqu'entièrement supprimée. Il est bon ici d'ajouter que Wawersik et al. (1980) ont démontré expérimentalement que l'apparition de la dilatance du sel était surtout apparente pour une contrainte déviatorique ($\sigma_1 - \sigma_3$) supérieure à 7,5 MPa; ceci a été

confirmé, en quelque sorte, par Horseman et al. (1984), qui évaluent cette contrainte déviatorique minimale à 9,0 MPa.

Les figures 2-12, 2.13 et 2-14 illustrent l'effet de la contrainte de confinement sur les paramètres E et ν , qui, comme on peut le voir, augmentent tous deux légèrement avec cette dernière. La figure 2-15 montre l'effet de la contrainte de confinement sur la résistance à la rupture du sel, tel que présenté par Hardy (1982). À ce propos, signalons que Gilbert et al. (1981) ont évalué que l'influence de la contrainte moyenne σ_m , sur la résistance à la déformation devenait nulle au-delà de $Q = 0,79 P$, tel que montré à la figure 2-16.

La contrainte de confinement, par le biais de la contrainte moyenne, semble également avoir un effet sur le module de compressibilité hydrostatique (figures 2-17 et 2-18). Serata (1978a) affirme de son côté que le taux de variation de compressibilité volumique se stabilise lorsque σ_c excède 20,7 MPa; peu de résultats complémentaires sont cependant disponibles pour confirmer ceux-ci (voir Wawersik et al., 1980; Gevantman, 1981).

Même s'il apparaît difficile de quantifier les limites réelles de l'effet de la contrainte de confinement, il nous semble toutefois clair que son effet sur la relation contrainte-déformation du sel ne peut être négligé (voir aussi Coolbaugh, 1967; Winkel et al., 1972; Ottosen et al., 1979). Il serait, en ce sens, souhaitable de représenter cette relation sur un diagramme du type de celui présenté à la figure 2-19, qui permet de visualiser les effets combinés des contraintes déviatorique et moyenne sur la déformation.

D'autres propriétés du sel, telles sa perméabilité (Serata et al., 1980a; Potts et al., 1980) et sa densité (Gevantman 1981) sont également affectées par la contrainte de confinement appliquée, bien que dans une mesure souvent considérée comme négligeable (Odé 1968).

B) Effets de la température

Une augmentation de la température, un peu comme une augmentation de la contrainte de confinement, amplifie la ductilité du sel (Baar, 1977; Handin et al., 1979; Langer, 1979; Wawersik et al., 1980). L'effet sur les modules de cisaillement et de compressibilité hydrostatique est assez marqué, alors que ceux-ci diminuent progressivement lorsque croît la température (Serata, 1970). Si, d'une part, le coefficient de Poisson semble peu affecté par les variations de cette dernière, le module de Young est, d'autre part, particulièrement sensible à cet égard (Albrecht et al., 1980). Les figures 2-20 et 2-21 illustrent bien ces dépendances.

La résistance du sel est également sensible aux conditions de température (Carter et al., 1970; Handin et al., 1979). On peut en voir deux représentations aux figures 2-22 et 2-23 (voir aussi Hendron, 1968). La première de ces deux figures illustre aussi que la déformabilité croît avec la température.

La température contribue également à supprimer la dilatance du sel (Wawersik et al., 1980; Friedman et al., 1984), à diminuer l'écrouissage (Heard, 1972; Gevantman, 1981) et même à accroître la cohésion (Fine et al., 1979).

Dans un autre ordre d'idées, un traitement thermique de restauration (température maintenue à plus de 50% de la température de fusion T_m , puis abaissée très lentement) peut affecter le comportement du sel. Ce type de traitement, appelé recuit ("annealing" - voir les travaux de Gera, 1972; Dreyer, 1972; aussi ceux de Griggs, Paterson et al., 1960 sur la calcite - voir chapitre 5) est à ne pas confondre avec un autre type de traitement thermique structural appelé trempe, qui lui vise à augmenter la dureté du matériau (Palissay, 1980). La différence entre les deux types de traitement semble se situer au niveau du taux de variation de température pendant le traitement, qui doit être très lent dans le cas de la restauration et très rapide dans le cas de la trempe. Le traitement de restauration agit de façon à augmenter la déformabilité du sel, tel qu'on peut le voir aux figures 2-24 et 2-25.

Dreyer (1972) croit que le traitement thermique de restauration conduit à une forme de recristallisation du sel, similairement à ce qui est observé dans les métaux (Griggs, Paterson et al., 1960; Weertman et al., 1970b). Ce traitement a pour effet d'éliminer l'influence des sollicitations antérieures, et ainsi réduire l'écrouissage (l'effet de l'historique des contraintes et des déformations est traité dans une section subséquente). La recristallisation aura tendance à amoindrir la résistance du sel (Gevantman 1981). Guessous (1983) a également observé que le traitement thermique diminuait le module de Young et la limite de plasticité du sel. Il est bon ici de noter que Baar (1977) est d'avis qu'un sel ayant un historique de déformation très chargé (cristaux très déformés) pourra se recristalliser en quelques semaines, même à température ambiante. Cela rejoint partiellement certaines des

conclusions de Griggs, Paterson et al. (1960), qui constatent que la recristallisation est favorisée par un accroissement de la déformation des cristaux, ce qui permettrait de stocker de l'énergie interne par écrouissage. Ceux-ci notent cependant qu'une température critique minimale (relativement élevée) est requise pour ce type de restauration, du moins avec la calcite.

C) Effets du taux de chargement

Une augmentation de la vitesse de chargement a généralement pour effet d'augmenter la rigidité du sel. Ainsi, on constate qu'une plus grande vitesse de chargement (taux de chargement = taux de mise en contrainte; $\dot{\sigma}$) conduit habituellement à une augmentation des modules d'élasticité sécant (Dreyer, 1972) et tangent (Heard, 1972; Dinis da Gama, 1979; Hardy, 1982), et à une plus grande résistance (Carter et al., 1970; Serata, 1978b; Gilbert et al., 1981; Borm, 1983). Serata (1978b) a déterminé qu'une vitesse de chargement très faible conduisait à une résistance au cisaillement octaédrique minimale d'environ 3,5 MPa, tel que montré à la figure 2.26 (voir aussi les figures 2-27, 2-28 et 2-16). Mentionnons que Passaris (1982) a présenté certains résultats expérimentaux qui montreraient que l'effet du taux de chargement sur la résistance atteint un maximum à environ 3,5 kPa/min et que cette dernière décroît ensuite vers une valeur asymptotique lorsque le taux continue d'augmenter (voir figure 2.29). Ces résultats semblent cependant uniques dans la littérature.

Le taux de chargement a, globalement, l'effet inverse de la température. Gevantman (1981) note par exemple que, comme une augmentation de la température, une diminution de σ (ou de $\dot{\epsilon}$, le taux de déformation) peut servir à réduire l'écrouissage du sel, ou à augmenter sa ductilité (voir aussi Carter et al., 1970; Baar, 1970; Carter et al., 1978).

D) Effets de l'environnement

Les conditions environnementales ont également des effets marqués sur la relation contrainte-déformation du sel. L'humidité relative qui est, outre la température, la manifestation la plus évidente des conditions ambiantes, peut affecter de façon significative son comportement. Le sel est, selon le taux d'humidité présent, un matériau hygroscopique, c'est-à-dire qui peut adsorber l'eau de l'atmosphère (Hedley, 1967; Lama et al., 1978). Cela a pour effet d'augmenter sa ductilité (voir figure 2-30). Ce phénomène est plus particulièrement marqué lorsque l'humidité relative excède 75%, alors que la pression de vapeur de la solution saturée étant égale au taux d'humidité, le sel entre en solution, ce qui peut provoquer une recristallisation de surface. L'humidité peut également contribuer à abaisser le seuil de plasticité (Langer 1979), ainsi que la dureté du sel, qui est essentiellement une propriété de surface (Gevantman, 1981). Les effets de l'humidité sont souvent assimilés à l'effet Joffé, sur lequel nous revenons au prochain chapitre (voir aussi Parker, 1958; Varo et al., 1977).

La sensibilité du sel vis-à-vis des conditions atmosphériques rend difficile la préparation d'éprouvettes représentatives destinées à des essais de laboratoire, comme l'ont souligné Stoloff et al. (1963) et Hardy (1982). Ce dernier propose en ce sens une méthode expérimentale type afin d'uniformiser la manipulation des échantillons et des éprouvettes de sel.

Par ailleurs, bien que méconnus, les effets de la radioactivité ne peuvent pas être négligés. Le bombardement ionique peut altérer la structure du sel (Starfield et al., 1973). Par exemple, une quantité excessive de radiations peut rendre la rupture du sel plus fragile, augmenter sa dureté et même réduire sa résistance en tension et en compression (voir figures 2-31 et 2-32). La radioactivité peut de plus générer des efforts thermiques et même accélérer la décrépitude du sel par thermométamorphose (voir par exemple Albrecht et al. 1980; Svalstad, 1983). Il faut souligner qu'à cause de sa structure atomique régulière, le sel constitue une excellente barrière qui empêche les éléments radioactifs de se propager (Langer, 1982). Cela, combiné à sa bonne conductivité thermique, en font, pour certains, un matériau idéal pour recevoir les résidus nucléaires.

E) Effets reliés à la méthode d'essai

Plusieurs effets parasites, directement reliés à la méthode d'essai et au type d'éprouvettes, peuvent influencer le comportement du sel à court-terme. La forme de l'éprouvette a, à cet égard, un effet marqué sur sa résistance à la rupture. On constate généralement que les

éprouvettes cylindriques circulaires sont plus résistantes que les éprouvettes prismatiques de section droite carrée de même aire. Potts (1964) prétend, afin d'expliquer ce phénomène, que la majorité de la charge est reprise par un noyau cylindrique circulaire au centre du bloc prismatique de sorte que la différence de résistance s'explique par une variation d'aire de soutien. Par analogie, les piliers à section droite elliptique seraient, à aire égale, moins résistants que les piliers à section droite circulaire (Obert, 1964; Lomenick et al., 1969; Mraz, 1984).

L'élancement de l'éprouvette, qui est inversement proportionnel au rapport entre sa largeur et sa hauteur (W/H), est un autre facteur qui influence la relation contrainte-deformation du sel. On peut ainsi observer qu'une augmentation du rapport W/H conduit à une hausse de la résistance (Potts, 1964; voir aussi figure 2-33). Un effet similaire a également été observé pour le gypse (Weir-Jones, 1971b). On estime de plus qu'un élancement égal ou inférieur à 0,25 ($W/H = 4$) empêche toute rupture fragile de l'éprouvette (voir par exemple: Obert, 1964; Baar, 1970; King et al., 1970).

On ne peut pas séparer l'influence de l'élancement de la friction qui existe aux contacts plateaux de chargement-éprouvette. Ce frottement crée une distribution non uniforme des contraintes dans l'éprouvette (Dawson et al., 1983; Branstetter et al., 1983), qui se traduit souvent par une déformation irrégulière de celle-ci (effet de barillet; voir Varo et al., 1977; Wawersik et al., 1980; Dusseault et al., 1983). L'élimination de cette contrainte tangentielle au plan de chargement (en

compression uniaxiale) réduit considérablement la résistance à la rupture du matériau et rend celui-ci plus fragile (voir figures 2-33 et 2-34, aussi Bradshaw et al., 1970). La contrainte de friction semble avoir un effet similaire à une contrainte de confinement radiale appliquée aux extrémités seulement. Ceci expliquerait que les éprouvettes de plus grand diamètre apparaissent plus résistantes que les plus petites (Hardy 1982). Munson et al. (1979) prétendent, pour leur part, que la majorité des réducteurs de friction utilisés de nos jours sont suffisamment efficaces pour ne pas avoir à considérer cet effet lors de l'interprétation des résultats (voir aussi, à ce sujet, les résultats de Dusseault et al., 1983). Certains dangers reliés à l'utilisation d'un lubrifiant, tels la création de contraintes de tension lors de leur extrusion sous l'effet de la charge, ont déjà été discutés par certains auteurs (voir, par exemple, Brady, 1971; Morrison, 1976), et doivent être considérés dans certains cas.

Le prélèvement de l'échantillon affecte également le comportement du sel. Durant l'excavation ou le forage, la roche est temporairement surchargée avant d'être soulagée des contraintes naturelles présentes dans le massif. Elle peut aussi être altérée ou endommagée, de sorte que les propriétés physiques de l'échantillon ne représentent plus exactement les propriétés initiales de la roche en place. Pour le sel, ce phénomène a été observé par Obert (1962), qui a souligné la présence de dommages microscopiques et macroscopiques dans les échantillons prélevés par forage, et ce, même à une profondeur inférieure à 330 m. Il est donc nécessaire d'insister sur un prélèvement adéquat des

échantillons et sur une préparation judicieuse des éprouvettes qui seront utilisées lors des essais en laboratoire (ce point est traité à nouveau aux chapitres 3 et 8).

F) Transition élastique - plastique

Serata (1964) a proposé un diagramme, basé sur ses propres résultats expérimentaux, et avec lequel il entendait démontrer la dualité du comportement du sel. Celui-ci aurait un comportement élastique jusqu'à ce que le déviateur de contraintes excède un certain seuil (exprimé en terme de contrainte de cisaillement octaédrique), au-delà duquel il devient plastique (voir figure 2-35). Cette transition semble se faire pour une contrainte supérieure à environ 3,5 à 5,2 MPa (voir aussi Serata et al., 1980a). Cette interprétation implique nécessairement qu'il n'y a aucune forme de couplage entre ces deux états pour le sel, et que le sel peut être considéré comme un matériau élastoplastique, avec un seuil d'écoulement plastique bien défini. Certaines réserves doivent cependant être apportées à cette conception particulière du comportement du sel (voir par exemple Maier et al., 1979; Handin et al., 1979; Hardy, 1982). Malheureusement, relativement peu d'autres informations sur cet aspect très particulier sont actuellement disponibles. Le seuil de plasticité est néanmoins l'objet d'une discussion plus approfondie aux chapitres 5 et 6.

G) Autres aspects du comportement du sel

Le sel, sollicité uniaxiallement par des chargements cycliques, se rompt par fatigue à une contrainte d'environ 60% de sa résistance quasi-statique (fréquence de 0,1 Hertz à température ambiante), tel que démontré par Passaris (1982). Le comportement du sel semble à cet égard conforme à celui de la majorité des roches (Lama et al., 1978), comme on peut le constater à la figure 2-36.

Des mesures de la vitesse de propagation des ondes de compression (V_p), effectuées par Hardy (1982), démontrent, d'autre part que celle-ci semble diminuer au fur et à mesure que la déformation augmente (voir figure 2-37). Selon Guessous (1985), la diminution de V_p ne débuterait qu'au-delà d'un certain seuil, correspondant au début de la dilatance (figure 2-38).

CHAPITRE 3

COMPORTEMENT DIFFÉRÉ DU SEL EN LABORATOIRE3.1 - Introduction

La très grande majorité des chercheurs qui se sont attardés à mesurer le fluage des roches en laboratoire, à commencer par les travaux précurseurs de Griggs (1939, 1940), ont, comme on l'a mentionné, concentré leurs efforts sur les variations de forme à volume constant, négligeant par le fait même cet autre aspect de la rhéologie de premier ordre qu'est la variation volumique à forme constante. En ce sens, la déformation due au fluage n'est associée qu'au deuxième invariant du déviateur de contraintes J_2 (ou plus communément à la contrainte de cisaillement octaédrique τ_{oct} , ou à la contrainte équivalente de von Mises, $\sigma_e = 3/\sqrt{2} \tau_{oct}$; Hult, 1966; Odqvist, 1974; Ladanyi, 1980), omettant les effets des premier et troisième invariants, J_1 (qui est proportionnel à σ_m) et J_3 . Les études sur le sel ne font pas exception à la tradition (Baar, 1973; Fossum, 1977; Potts et al., 1980; Prij et al. 1981; Ghaboussi et al., 1981; Montgomery, 1981). En fait, seul Serata (1964 et suite) semble avoir fait un effort constant pour nuancer l'étude des déformations différées du sel par une approche systématique des deux aspects de la rhéologie de premier ordre.

Le peu de renseignements disponibles sur la variation volumique du sel oblige cependant les auteurs du présent document à aborder le thème de ce chapitre sous le jour des variations de forme à volume constant uniquement. Notons néanmoins que Herrmann et al. (1982)

prétendent que la déformation volumique, mesurée pendant un essai de fluage, est très faible par rapport à la variation de forme, ce qui justifierait une telle simplification.

Le caractère prédominant des essais de fluage en laboratoire est certes la tendance marquée du sel à l'écrouissage, c'est-à-dire à un durcissement sous l'effet de la déformation ("strain-hardening"). Cette particularité du comportement rhéologique du sel en laboratoire a été soulignée par un très grand nombre d'auteurs, parmi lesquels on peut mentionner Potts (1964), Bradshaw et al. (1964), King et al. (1970), Dreyer (1972), Baar (1973), Maxwell et al. (1978), Serata et al. (1980a) et Vouille et al. (1984). L'écrouissage se traduit par une diminution marquée du taux de déformation ($\dot{\epsilon}$) dans le temps. Certains rapportent que ce phénomène se poursuit jusqu'à ce que le taux de déformation devienne nul, i.e. que la déformation se stabilise dans le temps (t) à une valeur finie. Citons par exemple les articles suivants: Bradshaw et al. (1964), pour $\sigma_e < 69$ MPa; Bradshaw et al. (1970), pour $\sigma_e < 41.4$ MPa et $t \geq 300$ heures; King et al. (1970), pour $\sigma_e < 48.3$ MPa et $t \geq 1000$ heures; Dreyer (1972), pour $\sigma_e \leq 20$ MPa et $t \geq 7$ mois; Maxwell et al. (1978), pour $\sigma_e < 41.4$ MPa; Vouille et al. (1984), pour $\sigma_e > 12$ MPa et $t \geq 250$ jours.

Les auteurs du présent document désirent cependant souligner qu'une étude attentive des résultats rapportés dans ces articles peut laisser planer quelques doutes sur l'éventuelle stabilisation de la déformation. Les figures 3.1 et 3.2 sont des exemples de résultats qui justifient cette opinion. La figure 3.3 montre par ailleurs comment une

période d'observation trop courte peut biaiser l'allure du rhéogramme, ainsi que les conclusions qui en émergent.

Par contre, plusieurs autres auteurs ont plutôt prétendu que le taux de déformation de fluage se stabilisait à une valeur finie, supérieure à zéro (Obert, 1964; Odé, 1968; Baar, 1977; Gevantman, 1981; Langer, 1984; Hunsche, 1984); cela est illustré aux figures 3.4 et 3.5. Notons, sur cette dernière figure, le peu d'écrouissage que démontre un monocrystal d'halite à contrainte de confinement relativement élevée.

Un grand nombre de facteurs peuvent influencer le comportement différé du sel en laboratoire, de façon corollaire à son comportement à court-terme présenté sur le diagramme contrainte-déformation. Outre les effets reliés à la forme des éprouvettes, à leur taille et au frottement à leurs extrémités, qui sont, à toutes fins pratiques, similaires à ceux déjà discutés au chapitre précédent (voir Hardy 1982), il faut ici s'attarder aux effets de la température, de la contrainte de confinement (ou de la contrainte moyenne à contrainte déviatorique constante), du cheminement des contraintes, de l'historique des déformations et de l'environnement. Chacun de ces facteurs est traité dans les paragraphes qui suivent.

3.2 - Facteurs influençant le comportement différé du sel en laboratoire

3.2.1 - Effets de la température

Il a été démontré à plusieurs reprises que plus la température maintenue au cours d'essais de fluage est élevée, plus le fluage du sel

est prononcé (Le Comte, 1965; Serata, 1970). Il y a accroissement des taux de déformation (Hedley, 1967; Peleg, 1968; Lomenick et al., 1969; Hardy, 1982) et des quantités de déformations différées préalables à la rupture (King et al., 1970; Handin et al., 1979; Gevantman, 1981). On constate également que la température favorise la phase stationnaire de fluage (où $\dot{\epsilon}$ est constant) au détriment de la phase transitoire (voir chapitre 4 pour les définitions); plus la température maintenue est élevée, plus la phase transitoire de fluage s'estompe rapidement (ce phénomène a aussi été observé par Weertman et al., 1970a sur les métaux; voir également Carter et al., 1970; Heard, 1972; Hansen et al., 1980).

Les figures 3.6 et 3.7 illustrent ces phénomènes. Des effets similaires de la température ont également été observés sur d'autres types de roche, quoique à des degrés divers, généralement moindres que pour le sel, selon leur composition (Griggs, Turner et Heard, 1960; Handin et al. 1960).

Un traitement thermique de restauration, du type discuté au précédent chapitre, affecte également le comportement rhéologique du sel (Heard, 1972; Guessous et al., 1984). Une éprouvette ainsi traitée préalablement à un essai de fluage, semble avoir une déformation différée qui se stabilise plus rapidement que celle d'une éprouvette non traitée, même si la déformation totale à long terme ne paraît pas varier beaucoup (voir figure 3.8).

Une variation de température peut de plus être la source de contraintes supplémentaires, dues à l'expansion thermique (Serata et al., 1980b). Ceci peut évidemment affecter la valeur des déformations mesurées au cours des essais de fluage en laboratoire. Il est donc

essentiel de tenir compte de ce couplage lorsque l'on désire évaluer les effets séparés du déviateur de contraintes et de la température. Hardy (1982) fait par ailleurs une mise en garde contre les variations brusques de température (comme un séchage intensif au four, par exemple) qui peuvent causer des dommages permanents aux échantillons ou aux éprouvettes.

3.2.2 - Effets de la contrainte de confinement

Au même titre que la température, la contrainte de confinement σ_c (ou la contrainte moyenne σ_m à déviateur constant) devrait être définie explicitement lorsqu'on étudie le comportement différé du sel, bien qu'il ne semble pas que ce soit le cas en rhéologie des métaux (Odé, 1968).

Plusieurs auteurs ont démontré que plus la contrainte de confinement maintenue au cours d'un essai de fluage est élevée, plus le taux de déformation est faible (Thompson et al., 1964; Le Comte, 1965; Hardy, 1982). Ce phénomène serait surtout marqué dans la phase de fluage transitoire (Handin et al., 1979). En phase stationnaire, il semble que cet effet se stabilise lorsque la contrainte de confinement maintenue dépasse un seuil, qui se situerait au environ de 3.5 MPa, alors que le taux de fluage devient essentiellement fonction du déviateur de contrainte, tel que montré à la figure 3.9 (voir aussi Serata et al., 1980a). Il semble aussi que plus la contrainte de confinement maintenue au cours d'un essai de fluage est élevée, plus la quantité de déformation différée préalable à la rupture est grande

(Carter et al., 1978; Handin et al., 1979) et plus la quantité d'écrouissage reliée à la phase transitoire de fluage est petite (voir figures 3.9, et 3.10).

L'effet de la contrainte de confinement se traduit également par un effet d'échelle marqué, pour les essais effectués en laboratoire. Hardy (1982) note ainsi que le taux de fluage stationnaire des éprouvettes de petit diamètre apparaît supérieur à celui des éprouvettes de plus grand rayon. Ce phénomène rejoint les observations expérimentales citées au chapitre précédent, en ce qui a trait au confinement effectif des éprouvettes dû à la friction entre les plateaux du cadre de mise en charge et la surface des extrémités des éprouvettes. L'importance du phénomène serait cependant moins grande lors d'essais triaxiaux à forte contrainte de confinement. Handin et al. (1960) prétendent que le champ de contraintes qui agit sur chaque grain d'une éprouvette en conditions triaxiales tend vers l'état de contraintes appliquées, en éliminant une partie des concentrations de contraintes qui peuvent être générées aux arêtes des grains, par l'anisotropie et certaines hétérogénéités localisées (voir chapitre 5).

Plusieurs modèles mathématiques et numériques de la répartition des contraintes dans des éprouvettes cylindriques en compression triaxiale, dans des conditions de mobilisation du frottement aux contacts plateaux - éprouvette, montrent que plus la pression de confinement est élevée, moins les restrictions frictionnelles aux extrémités des éprouvettes ont d'effet sur la répartition des contraintes (voir, par exemple, Brady, 1971; Peng, 1973). Handin et al.

(1960) ont invoqué cet état de chose afin d'expliquer l'effet de la contrainte de confinement sur le comportement des roches.

Notons, enfin, que certains auteurs ne semblent pas croire que la contrainte de confinement ait un effet réel sur le fluage du sel, tant en phase transitoire (Herrmann et al., 1980) qu'en phase secondaire (Herrmann et al., 1982). Cet effet est d'ailleurs généralement négligé dans la formulation de la loi de comportement rhéologique du sel, comme le montre le rhéogramme général en trois dimensions présenté à la figure 3.11. Vyalov (1965b) souligne néanmoins l'importance de la contrainte moyenne dans ses équations de comportement pour les géomatériaux cohérents; celle-ci pourrait également se retrouver sur le rhéogramme du sel. L'ascendance détaillée de la contrainte de confinement sur le comportement différé du sel demeure cependant à être précisée.

3.2.3 - Effets de l'historique et du cheminement des contraintes et des déformations

La figure 3.23 illustre divers cheminements de contraintes pouvant être générés lors d'essais usuels en laboratoire.

L'importance de l'historique des contraintes et/ou des déformations, sur le comportement rhéologique du sel, comme c'est le cas avec les métaux (Andrade, 1957), est depuis longtemps reconnue (Potts, 1964). Wawersik et al. (1976) ont, par exemple, souligné qu'un chargement préalable à un essai de compression triaxiale semblait rehausser la limite d'élasticité du sel. Ceci a été confirmé par de nombreux auteurs, dont Serata et al. (1968). Guessous (1983; voir aussi Guessous

et al. 1984) a de plus démontré qu'une période de fluage relativement courte (de l'ordre de quelques minutes) amplifiait sérieusement ce phénomène (figure 3.12). Cette période de fluage semble aussi augmenter la rigidité du sel, et réduire considérablement le fluage lors d'un deuxième chargement (figures 3.13 et 3.14). Guessous (1983) tente d'expliquer ces phénomènes par l'accumulation de contraintes résiduelles dans le sel. Ces contraintes, également appelées contraintes internes par certains, seraient présentes dans le corps, même lorsque celui-ci n'est soumis à aucune sollicitation extérieure. Ces efforts s'auto-équilibrerent de sorte que la résultante globale est nulle. Ces contraintes peuvent être partiellement récupérables, lorsque les libérations sont provoquées par une méthode appropriée (comme un carottage ou un sciage, par exemple - voir Hardy, 1982).

Les mécanismes de stockage des contraintes résiduelles sont multiples et peuvent être d'ordres microscopique et macroscopique, soient à l'échelle atomique, moléculaire, intracristalline et intercristalline (Hardy, 1982). Guessous (1983) croit cependant que le stockage des contraintes résiduelles dans le sel nécessite la déformation plastique de certains grains dans le matériau, ce qui rejoint les observations de Hardy (1982). La limite élastique doit donc être excédée, du moins localement, pour que ces contraintes soient générées. Guessous (1983) prétend, par ailleurs, que le stockage des contraintes résiduelles est essentiellement relié aux déformations retardées. Hardy (1982), dont l'équipe de recherche a effectué une étude élaborée sur le sujet, croit également que le sel est un matériau qui peut emmagasiner des contraintes résiduelles appréciables. Ces résultats expérimentaux,

dont certains sont présentés à la figure 3.15, démontrent que les déformations récupérées, par une technique appropriée de libération, augmentent avec les déformations permanentes enregistrées lors d'une période de fluage stationnaire, jusqu'à un pic, au-delà duquel elles semblent décroître avec l'écoulement (voir figure 3.15e, en particulier). Le niveau des contraintes appliquées influence également l'ampleur des déformations récupérables par ces techniques (voir figures 3.15b et 3.15c). La grande variabilité de ces résultats rend cependant impossible une généralisation quantitative de ces phénomènes.

En pratique, les contraintes résiduelles stockées dans le matériau peuvent devenir des contraintes internes qui se soustraient (Guessous, 1983) ou s'additionnent (Langer, 1979; Hardy, 1982) à la contrainte appliquée, pour donner la contrainte effective qui agit sur le matériau.

Le sel semble donc avoir une "mémoire" qui se souvient de l'historique des déformations, de sorte que son comportement thermomécanique en dépend (Peleg, 1968; Guessous et al., 1984). Cette mémoire peut cependant s'effacer avec le temps (Ghaboussi et al., 1981). Dreyer (1972) a ainsi démontré qu'une période de fluage prolongée (de l'ordre de plusieurs mois) résultait en une réduction marquée des déformations suite à un cycle déchargement-rechargement, conformément à ce que les résultats expérimentaux de Guessous (1983) pouvaient laisser présager (figure 3.16). De plus, un déchargement prolongé, qui permet la recouvrance, semble effacer les traces du chargement préalable, comme montré sur cette même figure. Cette restauration pourrait, selon Griggs, Paterson et al. (1960), être favorisée par une hausse de température. Il

est possible, pour expliquer ce phénomène, de penser que les cristaux de sel déformés se recristallisent dans le temps, ce qui leur confère, après une longue période, un autre comportement (voir Baar, 1977, et Gevantmann, 1981 - voir aussi chapitre 5).

L'accumulation de contraintes résiduelles pourrait permettre d'expliquer certains phénomènes observés dans le sel, mais jusqu'alors inexplicés. Par exemple, Hunsche (1984) a noté, sans en comprendre la raison (de son propre aveu), qu'une baisse de contraintes de σ' à σ'' , après une période de fluage à σ' , n'aboutissait pas à un taux de déformation stationnaire (apparent) égal à ce qui est mesuré lorsque la contrainte appliquée originellement sur le matériau est de σ'' . Dans le premier cas, on note un taux de déformation plus faible, tel que schématisé à la figure 3.17. Un phénomène similaire aurait également été observé lorsque l'on abaisse la température de T_1 à T_2 pendant un essai de fluage, ce qui laisse supposer que la température peut également agir sur les contraintes résiduelles.

Dans un autre ordre d'idées, le cheminement de contraintes apparaît aussi comme un élément déterminant dans l'étude du comportement rhéologique du sel (Höfer et al., 1971; Herrmann et al., 1982; Dusseault et al., 1983). On a ainsi constaté que le sel se déformait de façon nettement plus accentuée lorsqu'il était sollicité en tension plutôt qu'en compression, et ce pour des valeurs normalisées équivalentes de contraintes (Lama et al., 1978; Langer, 1979; voir aussi Andrade, 1957 et Kallinikov et al., 1982 pour une discussion de ce phénomène dans les métaux). Cette divergence de comportement semble cependant disparaître à forte contrainte de confinement (Heard, 1972).

Lorsque divers cheminements de contraintes sont générés, il a été observé que la déformation maximale se produit lorsque la contrainte de confinement demeure constante pendant tout l'essai (figure 3.18). La figure 3.9, tirée de Gevantman (1981), indique de plus que l'effet de la contrainte de confinement sur le fluage stationnaire d'un monocristal de sel se fait surtout sentir pour une contrainte de confinement d'un faible niveau.

Hardy (1982) a fait plusieurs séries d'essais de fluage par paliers, dont quelques résultats sont présentés aux figures 3.19 à 3.22. De celles-ci, on peut retenir que ce type de chargement ne produit pas des résultats similaires aux essais de fluage à palier unique (voir en particulier figure 3-21), et qu'en ce sens, ce type d'essai demande une analyse particulière. On constate également qu'une variation de la contrainte de confinement pendant un essai de fluage semble confirmer que l'effet de celle-ci s'estompe rapidement au-delà de 500 psi (3,5 MPa), ce qui rejoint certaines des observations relevées précédemment (figure 3-22).

Ajoutons enfin qu'une hausse de température semble avoir pour effet de réduire considérablement l'effet de l'historique des contraintes et des déformations (Langer, 1984).

Reconnaissant l'effet marqué du cheminement des contraintes et des déformations sur le comportement du sel, plusieurs auteurs, dans le but de recréer avec le plus d'exactitude possible les conditions de contraintes dans les piliers de mines *in situ*, ont conduit des essais de compression simple sur de petits piliers modélisés en laboratoire (Obert, 1964; Serata, 1964; Bradshaw et al., 1973; Potts, 1976; Maxwell

et al., 1978). Ceux-ci, qui sont souvent munis d'anneaux rigides aux extrémités, sont supposés simuler les conditions de confinement et la continuité qui sont propres aux piliers réels (voir figure 3.24). Ce type d'essai a, entre autres, permis d'observer un certain écaillage à la surface des piliers, à mesure que ceux-ci se déforment (Serata, 1964). Lomenick et al. (1969) ont pour leur part observé que les colonnes et le toit (simulés) s'écoulent de façon solidaire vers la cavité. Ils ont également démontré que des entrelits de shale (ou autres insolubles) peuvent accroître sensiblement le fluage des piliers, s'ils sont situés à proximité de l'intersection entre ceux-ci et le toit ou le plancher. Ils expliquent ce phénomène en assimilant les couches d'insolubles à des réducteurs de friction, qui diminuent le confinement latéral aux extrémités. Les entrelits sont d'ailleurs sans effet s'ils sont placés horizontalement à la mi-hauteur des piliers.

Rappelons toutefois que, malgré cette sophistication apparente du mode d'essai pour recréer avec le plus d'exactitude possible les conditions réelles, il faut bien garder en mémoire la difficulté que représente le prélèvement d'un échantillon représentatif *in situ*, et son façonnement, en regard du remaniement et du cheminement de contraintes particulier qui y sont associés (Obert, 1962; Hardy, 1982; Guessous et al., 1984).

D'autre part, l'effet de la contrainte intermédiaire a également été étudié par certains auteurs. Bien que la majorité de ceux-ci considèrent l'essai triaxial conventionnel comme un instrument adéquat pour étudier le comportement du sel, principalement en raison de l'isotropie du comportement macroscopique du sel et du champ de

contraintes naturelles dans le massif (généralement admis), (Wawersik et al., 1980; Butcher, 1980; Hansen et al., 1980; Horseman et al., 1984), d'autres prétendent, au contraire, que celui-ci est inadéquat pour obtenir toutes les informations nécessaires à une analyse tridimensionnelle (Serata, 1964 et 1968). Conséquemment, il s'est créé un type d'appareil appelé triaxial vrai ou absolu ("absolute triaxial" ou "true triaxial"), qui permet de contrôler et de mesurer toutes les composantes (soient 6) des tenseurs de contrainte et de déformation, ainsi que leurs variations en fonction du temps (essentiellement, cela se résume à un état où $\sigma_1 \neq \sigma_2 \neq \sigma_3$; voir Serata, 1968 et 1978b; Langer, 1979; Wallner, 1984).

L'essai triaxial absolu a permis d'étudier les effets de la géométrie du chargement (type d'essai) sur le comportement du sel (Serata et al., 1968). Celle-ci peut être définie à l'aide du paramètre μ comme suit:

$$\mu = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \quad (3.1)$$

Ainsi, un essai de compression triaxiale conventionnel (la contrainte axiale est la contrainte principale majeure) donne $\mu = -1$, alors qu'un essai de tension triaxiale ou de striction ($\sigma_3 < \sigma_1 = \sigma_2 > 0$; la contrainte axiale est la contrainte principale mineure, les deux autres contraintes principales étant égales) donne $\mu = 1$. Tous les autres cas impliquant uniquement des contraintes de compression sont contenus entre ces extrêmes. D'après Serata et al. (1968), μ semble avoir un effet particulièrement marqué sur la résistance à la rupture (ce qui confirme

l'importance du cheminement de contraintes), mais ne semble pas affecter sérieusement le comportement élastique et la résistance à l'écoulement du sel.

Le groupe de mécanique des roches de l'École Nationale Supérieure des Mines de Paris (Fontainebleau) a par ailleurs mis au point un système triaxial alternatif appelé "dispositif de relaxation biaxiale isotherme" (DRBI) qui permet, en faisant varier le déviateur de contraintes appliqué axialement sur une éprouvette confinée, de longueur constante, de créer un essai dit de relaxation (Fine et al. 1979; Tijani et al. 1981; Vouille et al. 1982). Alors que dans un essai de fluage, le travail des forces extérieures est positif, il est négatif ou nul dans un essai de relaxation (Spence et al., 1973). En ce sens, une loi de relaxation exprime plutôt la dépendance des contraintes sur l'historique des déformations du matériau que l'inverse (Afrouz et al. 1974); alors qu'un déviateur est imposé dans un essai de fluage classique, en phase de relaxation, les contraintes évoluent naturellement vers un état isotrope, soit vers un déviateur nul (Tijani et al. 1983).

Insatisfait de l'essai triaxial ($\sigma_1 \neq \sigma_2 = \sigma_3$) conventionnel et de l'essai triaxial absolu ($\sigma_1 \neq \sigma_2 \neq \sigma_3$), Dreyer (1973) propose pour sa part un essai de chargement axial d'un cylindre creux radialement confiné; l'observation du déplacement radial différé de la paroi de la cavité centrale lui sert à déduire les paramètres rhéologiques qu'il recherche. D'autres suggèrent la pressurisation interne de cylindres creux avec mesure du déplacement radial différé (Passaris, 1980; Ladanyi

et al., 1984). En général, l'interprétation de tels essais repose sur la théorie des cylindres à paroi épaisse en état de déformation plane (voir Rabotnov, 1969 et Odqvist, 1974).

L'utilisation du dilatomètre en laboratoire, sur des blocs chargés biaxiallement, s'est déjà montré comme un moyen possible de déterminer certains des paramètres de la loi rhéologique du sel (Ladanyi et al., 1983a et b), comme c'est le cas dans les conditions naturelles avec le permafrost et la glace (Ladanyi et al. 1973, 1978 et 1979); on peut croire que les travaux poursuivis en ce sens à l'École Polytechnique permettront de raffiner encore la méthode, et même d'étendre aussi pour le sel, son utilisation aux conditions *in situ*.

3.2.4 - Effets de l'humidité relative

Plus le taux d'humidité relative dans l'atmosphère où baignent des éprouvettes de sel est élevé, plus le taux de déformation de ces dernières est grand (figure 3.25; voir aussi Höfer, 1958; Potts 1964; Stravogin et al. 1974; Lama et al., 1978). Comme déjà mentionné, le sel peut être un matériau hygroscopique, qui adsorbe l'humidité de l'atmosphère. Ce phénomène est accentué lorsque l'humidité relative excède 75%, qui serait le taux correspondant à l'état d'équilibre entre la pression de vapeur de la solution saturée et l'humidité ambiante. Au-delà de ce seuil, il peut y avoir dissolution partielle du sel à la surface des échantillons et des éprouvettes et recristallisation subséquente (Varo et al., 1977; voir aussi Potts et al., 1980; Gevantman, 1981).

L'effet de l'humidité relative est un effet de surface, qui se limite à une couche de quelques grains à la périphérie des échantillons. On a tenté d'expliquer physiquement l'influence de l'humidité sur le fluage du sel en associant ce phénomène à l'effet Joffée (Hirth et al., 1968). Celui-ci est un effet de surface, rencontré chez certains matériaux cristallins, qui amplifie leur ductilité en abaissant leur limite élastique (Mendelson, 1962). Ceci serait relié à l'effet inhibiteur de l'eau adsorbée, qui empêche la réaction entre l'ozone de l'air et le sel, réaction qui peut rendre la surface de celui-ci plus fragile, en générant une barrière dans la structure cristallographique (Parker, 1958; Mendelson, 1962; Odé, 1968; Varo et al., 1977). En ce sens, la plasticité du sel est nettement influencée par l'état de la surface, alors que des grains avec une surface altérée (peuplée de microfissures) seront plus fragiles que ceux avec une surface polie (Mendelson 1962; Gevantman, 1981).

Une immersion des spécimens de sel dans une solution saturée conduit également à une recristallisation, sur un anneau d'une épaisseur appréciable, ce qui résulte en un accroissement du taux de déformation (figure 3.26), et en une rupture accélérée suite à une période de fluage écourtée (Varo et al. 1977).

En raison de l'effet de l'humidité ambiante, certains auteurs, à l'instar d'Afrouz et al. (1974) dans le cas du charbon, appliquent une couche protectrice (type parafine) à la surface des échantillons et des éprouvettes afin de restreindre au minimum l'altération des surfaces pendant leur entreposage. La préparation finale des éprouvettes d'essai demeure cependant compliquée (Hardy, 1982; Guessous et al., 1984).

3.2.5 - Effets des irradiations

Une irradiation prolongée du sel produit un ionisation des cristaux qui le forment. L'allure cristalline change. La coloration du sel, qui est tributaire de l'arrangement atomique structural, est d'ailleurs altérée par la radiation (Gevantman, 1981). Il résulte donc qu'une dose importante de radioactivité modifie le comportement du sel; il y a réduction du fluage et amplification de l'écrouissage (figure 3.27; aussi Van Vlack, 1980).

Le sel étant un excellent bouclier aux radiations, la zone affectée suite à une irradiation est cependant limitée. Les effets mesurés en laboratoire deviennent alors directement reliés à la taille des éprouvettes et au temps d'exposition, (Lomenick et al., 1969; Gevantman, 1981).

L'exposition à la radioactivité produit de plus une hausse de température dans le sel (Albrecht et al., 1980). Ceci pourrait, semble-t-il, contribuer à réduire l'écrouissage et atténuer quelque peu les effets de la fragilisation par radiations (voir discussion de McClintock et al., 1966).

3.2.6 - Effets de la taille des grains

Le fluage du sel serait aussi affecté par la taille de ses grains. De façon générale, plus le diamètre des grains est grand, plus les déformations et plus les vitesses de déformations sont fortes (figure 3.28; Le Comte, 1965; Dreyer, 1972; Serata et al., 1980a).

Stokes (1966) note une ductilité supérieure avec des éprouvettes de sel ayant les grains de plus grande taille; le degré d'écrouissage et la résistance de ces dernières sont inférieures à ceux des éprouvettes à plus petits grains.

Cette dépendance entre le comportement du matériau et de la taille des grains a été observée sur plusieurs types de matériaux polycristallins, y compris des roches fragiles (voir par exemple Brace, 1961; Houpert, 1968).

La relation qui suit (relation de Hall-Petch; voir Armstrong, 1968; Weertman et al., 1970b; Palissy, 1980), est souvent utilisée pour caractériser une telle dépendance:

$$\sigma = \sigma_0 + kd^{1/2}, \quad (3.2)$$

où σ est la résistance à la rupture ou à l'écoulement du matériau, σ_0 et k sont des constantes propres au matériau et d est le diamètre moyen des grains.

Ce type de phénomène serait partiellement relié au degré d'enchevêtrement de la structure granulaire et à la porosité du sel (Le Comte, 1965; Dreyer, 1972). Cet effet est toutefois limité; il est surtout perceptible à faible contrainte moyenne σ_m et est difficilement dissociable de l'effet des impuretés présentes dans la structure, qui peuvent augmenter la rigidité du sel. Hansen et al. (1980) sont d'avis que la taille des grains peut influencer l'énergie d'activation du sel, en phase stationnaire de fluage, à haute température. De très hautes températures auraient pour effets d'atténuer, et même inverser dans certains cas, les phénomènes précités. On note ainsi que dans ces conditions, la résistance à la déformation du matériau peut diminuer

avec la taille des grains, en raison des mouvements atomiques de diffusion aux frontières intergranulaires, qui sont alors favorisés (Van Vlack, 1980). Nous revenons sur ces questions au chapitre 5.

Notons enfin que Hardy (1982) a observé un écaillage plus important du sel à gros grains, de même qu'une fragmentation supérieure, lors de l'échantillonnage et la préparation des éprouvettes.

3.3 - Viscoélasticité et viscoplasticité

Le comportement différé du sel est fréquemment abordé sous le jour de la viscoélasticité, i.e. d'un écoulement sans seuil distinct (voir chapitre 6). Le fait que le sel flue, même pour de très faibles déviateurs de contraintes (Odé, 1968; Mraz et al., 1983), montre que le sel doit, à tout le moins, avoir une composante viscoélastique, qui peut répondre de façon linéaire (Gnirk et al., 1964; Starfield et al., 1973; Passaris, 1979; Dinis da Gama, 1979) ou non linéaire (Potts, 1964; Zienkiewicz, 1968; Ladanyi, 1980b; Horsemann et al., 1984; Tammemagi et al., 1983), selon les auteurs et les conditions de sollicitations. La viscoélasticité implique nécessairement que le taux de déformation, à long-terme, ne dépend pas du cheminement de contraintes. Il a cependant été établi, à la section précédente, que le comportement différé du sel semble être sérieusement affecté par l'historique et le cheminement des contraintes et des déformations, du moins à court et moyen termes.

Afin de mieux représenter ce comportement, certains auteurs ont accouplé une composante viscoplastique (avec seuil d'écoulement) à la composante viscoélastique; on peut alors parler d'élastoviscoplasticité.

Serata (1964) semble avoir été le premier à traiter le comportement du sel de cette façon. Pour celui-ci, l'écoulement viscoélastique est caractérisé par une diminution de volume due à un réajustement intergranulaire, et par un taux de déformation décroissant dans le temps (voir aussi Serata et al., 1968 et 1980a). La viscoplasticité serait par contre reliée aux déformations dans le réseau cristallin, qui se produisent lorsque la contrainte de cisaillement octaédrique excède un certain seuil d'écoulement plastique (Serata, 1978b); à ce stade, le coefficient de Poisson ν est constant à 0,5 (Adachi et al., 1969).

Plusieurs auteurs ont, par la suite, adhéré au concept du comportement élastoviscoplastique pour le sel (King et al., 1970; Fine et al., 1979; Dawson, 1979; Bérest et al., 1983). Ce sujet est traité en détail au chapitre 6; il y est question, entre autres, des divers modèles proposés et du concept du seuil de plasticité.

Le caractère visqueux du sel n'est, néanmoins, jamais remis en question. Comme on le fait souvent en rhéologie des roches (voir Ito, 1983; Constantinescu et al., 1983), il est possible de définir une viscosité équivalente pour le sel. Le coefficient de viscosité équivalente η est formulé comme suit (Obert, 1964; Odé, 1968; Carter et al., 1970):

$$\eta = \frac{\sigma}{3\dot{\epsilon}} \quad (3.3)$$

où σ est la contrainte déviatorique maintenue et $\dot{\epsilon}$ est le taux de déformation déviatorique correspondant observé. Les valeurs de η se situent habituellement dans une plage variant de 1×10^{11} à 5×10^{21} poises (Heard, 1972; Baar, 1977; Mraz, 1978 et 1980). Pour le fluage de

diffusion à haute température, Heard (1972) propose comme expression $\eta = \sigma / \dot{\epsilon}$, en raison de la relation contrainte - taux de déformation linéaire associée à ce type de fluage.

La viscosité est bien sûr fonction de la température (plus la température est élevée, plus la viscosité est faible), de la contrainte de confinement, de l'historique des déformations et des contraintes et de la composition minéralogique du sel (Odé, 1968; Baar, 1977; Boucly, 1982a; Vouille et al., 1984). Heard (1972) fait cependant remarquer que la température semble avoir peu d'effet sur η lorsque le taux de déformation est élevé (figure 3.29). Parallèlement à cela, la ductilité (qui est inversement proportionnelle à la viscosité) a été étudiée par Mraz (1978 et 1980). La valeur du coefficient se situe autour de $8,0 \times 10^{-9} \text{ cm}^4/\text{kg-sec}$, à une température de 27°C , pour une contrainte de 21,6 MPa. La ductilité ainsi présentée serait cependant fonction de la géométrie des éprouvettes utilisées.

3.4 - Conclusions .

Le comportement différé du sel est généralement étudié en laboratoire à l'aide d'essais de compression. Il est particulièrement dépendant de l'histoire thermomécanique du sel. En ce sens, l'échantillonnage peut avoir un effet négatif, si l'on désire extrapoler les résultats expérimentaux obtenus en laboratoire aux conditions *in situ* (Thompson et al., 1964; Bradshaw et al., 1970; Langer, 1979; Guessous et al., 1984). Le fluide utilisé lors du forage (Potts et al., 1980), le relâchement des contraintes au pourtour des échantillons

(Obert, 1962; Dusseault et al., 1983) et la possibilité de stockage de contraintes résiduelles (Hardy, 1982; Guessous, 1983), sont des phénomènes qui peuvent altérer sensiblement le comportement du sel. La mémoire du sel étant limitée dans le temps, on peut, comme le suggère Butcher (1980), entreposer les échantillons en atmosphère contrôlée pour une longue période, en espérant que l'effet du forage et des autres manipulations s'estompera lentement, jusqu'à ce qu'un comportement "vierge" soit atteint. Cela nécessitera quelques mois, et même quelques années, selon l'état et la dimension des échantillons ou des éprouvettes.

Comme c'est le cas pour le comportement du sel à court terme, le comportement différé est également relié à la composition minéralogique du matériau (Bradshaw et al., 1964). Serata (1968) a ainsi démontré que la résistance de la potasse était inférieure à celle du sel gemme, surtout à basse contrainte moyenne (figure 3.30). Dreyer (1972) a de plus observé qu'une augmentation de la teneur en impuretés réduit la ductilité du sel, comme mentionné au précédent chapitre.

L'alternative qui est alors souvent proposée, est de conduire les essais sur du sel artificiel produit en laboratoire, à partir du sel gemme naturel aggloméré mécaniquement. Cependant, bien que cette approche permette une étude qualitative du comportement du sel, elle ne peut fournir d'informations quantitatives sur les paramètres mécaniques réels du sel naturel, *in situ*. Hardy (1982) a même constaté que la variabilité importante du comportement du sel artificiel, affecté par des conditions de préparations difficiles à uniformiser et à contrôler adéquatement, ne présentait pas de réels avantages par rapport à un sel

naturel uniforme. Par contre, le succès remporté par Guessous et al. (1984), lors de leur campagne d'essais avec du sel artificiel, laisse présager d'heureuses possibilités au niveau de l'étude du comportement fondamental du sel. Ajoutons à cela les travaux de Friedman et al. (1984) qui ont démontré que, malgré certaines différences importantes au niveau de la pureté des matériaux et de la taille des grains, les sels artificiel et naturel se déforment par les mêmes mécanismes, lorsque soumis aux mêmes conditions de sollicitation.

Ces nuances, ainsi que les maintes réserves apportées tout au long de ce chapitre, en regard des nombreux facteurs qui affectent le comportement du sel, tel que mesuré sur des éprouvettes testées en laboratoire, donnent du poids à la ligne de pensée de Baar (1977). Celui-ci est d'avis qu'il est à toutes fins pratiques inutile, et même dangereux dans certains cas, d'extrapoler sans nuance les résultats obtenus en laboratoire pour fins de conception des cavités souterraines. Ce point fondamental est discuté plus en détails au chapitre 8, dans lequel il est question du comportement des galeries excavées dans un massif déjà chargé.

CHAPITRE 4

APPROCHE PHÉNOMÉNOLOGIQUE4.1 - Introduction

Il semble exister une certaine similitude dans le comportement rhéologique des matériaux de divers types, que ce soient les métaux, les polymères, la glace, les sols gelés, les céramiques ou les roches. Cette ressemblance se traduit par une allure généralement analogue des rhéogrammes obtenus, pour des essais de fluage sur ces matériaux (Höfer, 1958; Potts, 1964; McClain, 1964; Garofalo, 1965; Hult, 1966; Morlier, 1966; Odé, 1968; Ladanyi, 1972; Pomeroy, 1978; Handin et al., 1979; Sego et al., 1983). Ces rhéogrammes, aussi appelés diagrammes d'écoulement, sont habituellement présentés dans le plan déformation-temps, pour divers paliers de chargement, alors que la contrainte demeure constante au cours de chaque palier (figure 4.1). Il est généralement possible d'identifier quatre phases distinctes le long des courbes de fluage qui constituent ce type de rhéogramme. Il y a d'abord les déformations instantanées, qui peuvent être élastiques (réversibles) et, dans une plus faible mesure, plastiques (irréversibles). Viennent ensuite les phases de fluage transitoire (ou primaire), stationnaire (ou secondaire) et de rupture (ou tertiaire). Ces trois phases de fluage sont caractérisées par des taux de déformation décroissant, constant et croissant, respectivement (figure 4.2). Certains, comme Sego et al. (1983), croient à l'existence d'un point d'inflexion en phase stationnaire de fluage, au-delà duquel on atteint inévitablement la phase de

rupture (fluage accéléré), si la charge est maintenue suffisamment longtemps (figure 4.3, proposée pour la glace).

Dans un espace à trois dimensions (σ , ϵ , t), les rhéogrammes prennent la forme que l'on peut observer à la figure 4.4.

Une autre méthode utilisée pour présenter le comportement rhéologique du sel est illustrée à la figure 4.5. Dans ce cas, les essais utilisés sont effectués à taux de déformation contrôlés (ou à taux de chargement contrôlés), par opposition à des paliers de charge constante pour les essais de fluage (Heard, 1972). Par analogie avec les rhéogrammes usuels, dans le plan déformation-temps, on peut déterminer, sur cette figure, les phases de fluages précédemment mentionnées.

Le fluage transitoire est souvent assimilé à une phase d'élasticité retardée, dont les déformations sont entièrement récupérables par recouvrance (figure 4.6; voir aussi Ito, 1983). On verra cependant que ceci ne semble pas être véritablement le cas pour le sel (Hardy, 1982). Néanmoins, il n'est pas rare de traiter le fluage primaire comme une déformation totale pseudo-instantanée, que l'on ajoute au fluage secondaire, comme on le fait avec la déformation initiale (instantanée). C'est la théorie de la déformation totale qui est présentée plus en détails dans une section subséquente de ce chapitre (voir figure 4.7; aussi Odqvist, 1974).

Lorsque, dans une expérience de fluage, on augmente à un autre niveau la contrainte appliquée, on obtient généralement une autre phase transitoire de fluage, telle que montrée à la figure 4.8 (Finnie et al., 1959; Langer, 1984). Similairement, une réduction de la contrainte

provoque une recouvrance instantanée, suivie d'une revouvrance différée (figures 4.6 et 4.9; voir aussi Morlier, 1966). Ces phénomènes peuvent également être idéalisés par la théorie des déformations totales (figure 4.8 et 4.10). Cependant, il est bon de noter ici que le taux de fluage stationnaire du sel, lors d'un deuxième palier de chargement, inférieur au premier, ne semble pas être nul, contrairement à ce que les figures précédentes laissent présager (Hunsche, 1984)..

À partir des rhéogrammes, il est possible d'établir une loi de comportement empirique, basée sur un lissage de courbes. Plusieurs formulations ont ainsi été proposées afin de quantifier la variation des déformations dans le temps. Cette approche, dite phénoménologique, permet à l'ingénieur d'obtenir, à partir d'essais de fluage usuels en laboratoire une expression mathématique simple de la loi de comportement (Rabotnov, 1969; Odqvist, 1974). Ces expressions, faciles d'usage, comportent un certain degré d'approximation. Puisqu'elles relient la déformation au temps, pour une contrainte déviatorique ou octaédrique donnée et une température donnée, il est donc postulé que ces diverses variables sont indépendantes les unes des autres. Pourtant, des effets de couplage ont été observés expérimentalement sur plusieurs matériaux, dont les sols (Vyalov, 1965b) et le sel (Handin et al., 1979). De plus, ces lois de comportement négligent généralement l'effet de la contrainte moyenne, et modélisent difficilement un historique de chargement ou de déformation complexe.

La précision de la mesure joue de plus un rôle déterminant, puisque l'on note souvent une égale représentativité des diverses formes mathématiques envisagées (loi exponentielle, logarithmique, de

puissance, etc.; voir discussion de Cruden, 1971a et Wagner et al., 1982), et présentées dans les sections qui suivent.

Il faut enfin ajouter, avant d'aborder les diverses formes que peuvent prendre les lois de comportement empiriques (ou semi-empiriques) ainsi dérivées, que plusieurs auteurs émettent des réserves quant à leur utilisation pour des fins de conception. Comme les paramètres incorporés dans la loi de comportement sont estimés à partir de résultats d'essais conventionnels en laboratoire avec des conditions de chargement différentes de ce qui se produit dans le massif, il peut s'avérer hazardueux d'extrapoler ces résultats à des situations impliquant d'autres conditions frontières, qu'elles soient géométriques, temporelles ou environnementales (Gioda, 1981; Langer, 1982; Wallner, 1984).

4.2 - Fluage transitoire

Cette section présente quelques-unes des formulations mathématiques empiriques de la phase transitoire des courbes de fluage que l'on peut retrouver dans la littérature.

4.2.1 - Loi de puissance

La loi de puissance (Andrade, 1910; Cottrell, 1952), aussi appelée loi de Cottrell ou loi d'Andrade généralisée, est sans aucun doute l'expression mathématique la plus employée par l'ingénieur pour caractériser le fluage transitoire des matériaux. Le tableau 4.1

rapporte une liste d'auteurs ayant choisi d'utiliser cette formulation.

D'une façon générale, elle peut s'écrire comme suit:

$$\epsilon_p(t) = Kt^m \cdot f_1(\sigma, T), \quad (4.1)$$

où $\epsilon_p(t)$ est la déformation (fluage primaire), t , le temps, σ , la contrainte déviatorique maintenue, T , la température maintenue, K et m , des constantes et $f_1(\sigma, T)$, une fonction. L'ajustement de cette équation aux courbes de fluage transitoire implique la détermination des valeurs numériques des constantes et de la fonction. La détermination graphique de m est illustrée à la figure 4.14a.

Cette loi de puissance est une loi de consolidation ("time-hardening"), et non une loi d'écrouissage ("work-hardening" ou "strain-hardening"). Elle est très populaire en raison de sa simplicité (Hult, 1966; Wagner et al., 1982). Une loi d'écrouissage répond à la condition suivante:

$$\dot{\epsilon}_p(t) = f_2(\sigma, T, \epsilon), \quad (4.2)$$

où $\dot{\epsilon}_p(t)$ est le taux de déformation dans la phase primaire et $f_2(\sigma, T, \epsilon)$, une fonction. L'expression équivalente d'une loi de consolidation est:

$$\dot{\epsilon}_p(t) = f_3(\sigma, T, t), \quad (4.3)$$

où $f_3(\sigma, T, t)$ est une fonction. L'examen de la première de ces deux dernières équations montre qu'une loi d'écrouissage permet de considérer partiellement l'historique des déformations dans le calcul du taux de déformation. Dans une telle loi, le temps n'apparaît pas de façon explicite, mais son effet se reflète dans les paramètres de l'équation. La différence entre ces deux conceptions peut être visualisée aux figures 4.11; les courbes de déformations différées

montrées diffèrent subséquemment à l'application, au cours d'un essai de fluage par palier, d'un accroissement de contraintes.

Suite aux travaux de Nadai (1938 et 1950) sur les lois thermodynamiques associées à l'équation mécanique des états, l'équation générale de la loi d'écrouissage peut être formulée comme suit:

$$\dot{\epsilon}_p(t) = K \sigma^n \epsilon^b f_4(T) \quad (4.4)$$

où K , n et b sont des constantes, et $f_4(T)$, une fonction.

Cette formulation a été adoptée par quelques auteurs, afin d'exprimer la loi de fluage transitoire du sel, dont Fossum (1977), Hansen (1977), Tijani (1981) et Horsemann et al. (1984). Il est bon de souligner qu'il n'y a que très peu de lois qui tiennent compte de l'historique des déformations, et qui sont exprimées par une autre loi que la loi de puissance; mentionnons les formulations présentées par Wagner et al. (1983) (voir aussi Mellegard et al. 1983), et l'équation de Russel (1978) qui est reproduite plus loin dans cette section.

4.2.2 - Loi logarithmique

Nous retrouvons au tableau 4.2 certains cas qui ont été associés à une loi de fluage logarithmique (phase transitoire) par les auteurs qui en ont fait l'analyse. Son expression générale est:

$$\epsilon_p(t) = A \ln (\beta + \alpha t) \cdot f_5(\sigma, T), \quad (4.5)$$

où A , α et β sont des constantes et $f_5(\sigma, T)$, une fonction. β prend habituellement une valeur de 1 ou de 0.

Comme on peut le constater à partir du tableau 4.2, la loi de fluage logarithmique est nettement moins populaire que la loi de puissance, en ce qui a trait au fluage primaire des roches en général, et du sel en particulier. Bien que d'une manipulation algébrique facile, celle-ci ne semble offrir aucun avantage réel par rapport aux autres formulations usuelles. Et bien qu'occasionnellement mentionnée (voir par exemple Ladanyi et al., 1984; Hansen et al., 1984), elle n'est que rarement adoptée.

Ajoutons qu'une loi mixte, de la forme suivante:

$$\epsilon_p(t) = A + B \ln(t) + Ct^m, \quad (4.6)$$

a été proposée dans le passé, afin de caractériser le fluage transitoire des monocristaux de sel (Wyatt, 1951; Kendall, 1958). Dans cette équation, A, B, C et m sont des constantes.

4.2.3 - Loi exponentielle

Basée encore une fois sur la rhéologie des métaux, la loi exponentielle est quelquefois utilisée afin de modéliser le fluage primaire des roches et du sel. Quelques exemples en sont présentés au tableau 4.3. L'expression générale de cette loi est:

$$\epsilon_p(t) = B (1 - e^{bt}) \cdot f_6(\sigma, T), \quad (4.7)$$

où B et b sont des constantes et $f_6(\sigma, T)$, une fonction.

On constate que le véritable choix qui doit se faire, lorsque l'on doit adopter une loi phénoménologique pour le fluage transitoire, oppose la loi de puissance (totalement empirique, mais très populaire) et la loi exponentielle (basée sur la cinétique des réactions de premier

ordre - McClintock et al., 1966; Wagner et al., 1982; Mellegard et al., 1983 Hansen et al., 1984 - et sur certains modèles rhéologiques mécaniques - Serata, 1968; Langer, 1982). Mais, malgré des similitudes évidentes entre ces deux lois, certaines conditions les dissocient. Ainsi, si l'on prend la dérivée de $\log(\dot{\epsilon}_p)$ par rapport au temps ($d[\log \dot{\epsilon}_p(t)]/dt$), on obtient une constante pour la loi exponentielle et $(m - 1)/t$, une fonction du temps, pour la loi de puissance (voir figure 4.12). Les deux formulations divergent donc pour des temps très courts et très longs. Selon que l'on croit ou non à un taux de déformation infini, immédiatement après l'application d'un incrément de contraintes, on pourra adopter l'une ou l'autre de ces équations (voir discussion de Carter et al., 1978). Conscient de cette nuance, Cruden (1971a) a néanmoins opté pour une loi de puissance, plutôt qu'une loi exponentielle, et ce après avoir analysé un grand nombre de résultats expérimentaux de sources diverses, pour plusieurs types de roche. Parmi ses conclusions, celui-ci affirme qu'en aucun cas la loi exponentielle n'offre de meilleurs résultats que la loi de puissance (sauf pour des temps près de zéro, ou très courts).

D'autre part, Afrouz et al. (1974) ont proposé une loi hybride, afin de modéliser le fluage des roches tendres, de faible résistance. Cette loi s'écrit sous la forme suivante:

$$\dot{\epsilon}_p(t) = A + Bt^C + D(1 - e^{Gt}), \quad (4.8)$$

où A, B, C, D et G sont des constantes. Elle a été préférée aux formulations usuelles suite à une série d'essais en laboratoire en compression uniaxiale, dont les résultats ont été analysés statistiquement. Le sel n'est malheureusement pas inclus dans cette étude.

Soulignons aussi la formulation de Russell (1978), qui a proposé une loi d'écrouissage qui est présentée graphiquement à la figure 4.13. Son expression mathématique est:

$$(\dot{\epsilon}_p(t))^{-1} = A e^{-\lambda/\epsilon(t)}, \quad (4.9)$$

où A et λ sont des constantes.

Notons enfin que la recouvrance, souvent perçue comme la partie recouvrable du fluage transitoire (Odqvist, 1974), ne semble pas répondre à la même loi de comportement que celui-ci. Une loi d'écrouissage apparaît toutefois préférable pour le sel (Hansen, 1977).

4.3 - Fluage stationnaire

Comme c'est le cas pour le fluage transitoire, plusieurs formulations ont été proposées afin de modéliser la phase de fluage stationnaire ("steady-state creep"). Les tableaux 4.4 à 4.6 présentent quelques-unes des équations mathématiques que l'on peut retrouver, à cet effet, dans la littérature.

On peut ainsi constater que la loi de puissance (tableau 4.4), dite de Bailey-Norton, est nettement la loi de fluage stationnaire la plus utilisée, tant pour les métaux que pour les roches, le sel et les autres géomatériaux. L'équation correspondant à cette loi est:

$$\dot{\epsilon}_s = A \sigma^n f_7(T), \quad (4.10)$$

où $\dot{\epsilon}_s$ est le taux de fluage stationnaire ou secondaire, A et n, des constantes et $f_7(T)$, une fonction. La valeur des constantes A et n, de même que l'expression de la fonction $f_7(T)$ s'obtiennent des courbes de fluage (figure 4.14b).

D'après Weertman et al. (1970a), l'exposant n est particulièrement affecté par la composition du matériau, du moins pour les métaux. Selon eux, la valeur de n serait d'environ 4,5 pour les métaux purs, alors que sa valeur se rapprocherait de 3,0 pour les alliages et ce, indépendamment du mécanisme physique qui contrôle le fluage.

La deuxième loi, dite de Prandtl-Nadai (Nadai, 1938; Kauzmann, 1941; voir aussi Garofalo, 1965) est une équation utilisée pour décrire le fluage stationnaire (tableau 4.5). Son expression est:

$$\dot{\epsilon}_s = B (\operatorname{Sinh} \alpha \sigma)^\ell \cdot f_g(T), \quad (4.11)$$

où B , α et ℓ sont des constantes et $f_g(T)$ une fonction.

Il est ici intéressant de discuter brièvement des travaux de Evans et al. (1979), qui ont comparé l'équation de fluage de Prandtl-Nadai et une variante de la loi de puissance, modifiée de la façon suivante:

$$\dot{\epsilon}_s = A (\sigma - \sigma_0)^n, \quad (4.12)$$

où A et n sont des constantes et σ_0 , une contrainte seuil reliée à la friction dans la structure atomique (voir chapitre 5).

Cette équation, qui adopte le concept de la contrainte effective, semble de plus en plus jouir de la faveur des métallurgistes, qui y voient une façon de produire une loi de comportement générale, basée sur des processus physiques proches de la réalité, et qui donne un exposant n beaucoup plus constant (à environ 3,5 à 4,0) que celui dérivé à partir de la loi de Bailey-Norton usuelle (voir Li, 1968; Weertman et al., 1970b; Dyson et al., 1983).

Parmi les observations et conclusions de Evans et al. (1979), on peut retenir les points suivants:

L'équation de Prandtl-Nadai, bien que fort pratique, puisqu'elle permet de couvrir toute la gamme de contraintes et de températures, est une expression sans grand fondement physique, donc largement empirique. La formulation en contraintes effectives peut, pour sa part, être reliée à un modèle physique réel (qui est présenté au chapitre suivant). L'utilisation de cette dernière équation est cependant handicapée par la difficulté de déterminer expérimentalement la contrainte seuil σ_0 , puisque celle-ci semble varier avec le niveau de contraintes et la température (et même l'historique des déformations, pour le sel, pourrait-on ajouter).

Ces observations ont amené Evans et al. (1979) à suggérer une équation modifiée, qui joint les avantages des deux autres. Celle-ci peut s'écrire sous la forme suivante:

$$\dot{\epsilon}_s = C \left\{ \sinh \left[\frac{\alpha (\sigma - \sigma')}{(\sigma_y)_{0.1\%}} \right] \right\}^n, \quad (4.13)$$

où σ' est la contrainte seuil associée à un niveau de contrainte nul, $(\sigma_y)_{0.1\%}$, la contrainte de normalisation correspondant à une déformation permanente de 0.1%, C, α et n sont des constantes. Le paramètre n varie de 3.0 à 3.5 pour les métaux. Taub (1982) propose aussi une formulation connexe, pour les alliages métalliques.

Notons, en dernier lieu, que quelques auteurs ont fait référence à la loi de Eyring-Soderberg pour décrire les variations du taux de fluage secondaire des matériaux (tableau 4.6). Cette loi s'écrit:

$$\dot{\epsilon}_s = C e^{D\sigma} \cdot f_g(t) \quad (4.14)$$

où C et D sont des constantes et $f_g(t)$, une fonction.

4.4 - Calcul de la déformation totale

Un arrangement judicieux des diverses phases de déformation peut permettre le calcul de la déformation totale, en fonction du temps. La loi générale de comportement est habituellement exprimée ainsi (Obert, 1964; Bassett, 1978; Carter et al., 1978; Handin et al., 1979; Herrmann et al., 1981; Hardy, 1982):

$$\epsilon(t) = \epsilon_o + \epsilon_p(t) + \dot{\epsilon}_s t, \quad (4.15)$$

où $\epsilon(t)$ est la déformation totale, ϵ_o , la déformation instantanée, qui peut être élastique, $\epsilon_p(t)$, la déformation de fluage transitoire, souvent récupérable (voir discussion de Finnie et al., 1959, sur la recouvrance de $\epsilon_p(t)$), $\dot{\epsilon}_s$, le taux de fluage stationnaire et t , le temps.

Cette équation exclut la phase de rupture, correspondant au fluage tertiaire; celle-ci est abordée plus en détail au chapitre 7. Les formes explicites de $\dot{\epsilon}_p(t)$ et $\dot{\epsilon}_s$ sont été présentées aux sections précédentes.

Certaines modifications sont fréquemment apportées à la loi globale de comportement qui précède. Ainsi, la théorie de la déformation totale, que nous avons déjà brièvement présentée, peut s'avérer une simplification fort acceptable pour les besoins de l'ingénieur. Cette théorie peut être formulée de façon suivante (Hult, 1966):

$$\epsilon(t) = F(\sigma, T) + \int_0^t G(\sigma, T) dt, \quad (4.16)$$

$$\text{où } F(\sigma, T) = \epsilon_o + \epsilon_{ta} \quad (4.17)$$

$$\text{et } G(\sigma, T) = \dot{\epsilon}_s, \quad (4.18)$$

avec ϵ_{ta} , la déformation totale associée à la phase transitoire de fluage. Cette équation générale est souvent utilisée sous la forme particulière qui suit:

$$\epsilon(t) = F(\sigma, T) + t G(\sigma, T). \quad (4.19)$$

La variation de la déformation, en fonction du temps, ne dépend alors que du taux de fluage secondaire. Le fluage primaire est pour sa part jumelé aux déformations initiales (instantanées), pour donner une constante qui n'est fonction que de la contrainte déviatorique et de la température. Le fluage transitoire devient alors un simple correctif appliqué sous forme d'une déformation totale (voir aussi Odqvist, 1974). Cela presuppose, bien sûr, que la phase de fluage transitoire est entièrement terminée, et que seul le fluage stationnaire agit. En pratique, cela nécessite un temps suffisamment long pour s'assurer que ces conditions sont satisfaites. Cette approche a été utilisée par Ladanyi (1972) dans l'étude du fluage du permafrost, et par Mraz (1978), Ladanyi et al. (1983b) et Chabannes (1983) pour le sel.

D'autre part, plusieurs auteurs ne voient pas la nécessité de scinder totalement les phases transitoire et stationnaire de fluage. Comme il est montré au chapitre 5, certains indices permettent de croire que les mécanismes physiques qui agissent lors du fluage sont similaires pendant ces deux phases (Garofalo, 1965; Carter et al., 1978). Après avoir établi la loi de comportement du fluage secondaire (voir par exemple les figures 4.14b, 4.15 et 4.16), on exprime le fluage transitoire comme une fonction explicite de celle-ci. Ainsi, Webster et al. (1969) ont proposé:

$$\epsilon_p(t) = \epsilon_{ta} \{1 - e^{-A(\epsilon_s t)}\}, \quad (4.20)$$

où A est une constante. Butcher (1980) a, pour sa part, proposé l'équation suivante:

$$\Delta\epsilon_p = -K \dot{\epsilon}_s \left(1 - \frac{\epsilon_p(t)}{\epsilon_{ta}}\right), \quad (4.21)$$

où $\Delta\epsilon_p$ est la variation de la déformation dans la phase primaire et K, une constante. Herrmann et al. (1981, 1982) ont aussi suggéré une fonction reliant le fluage primaire au taux de fluage secondaire; son expression est:

$$\epsilon_p(t) = \epsilon_{ta}(1 - e^{-\xi t}) \quad (4.22)$$

où ξ est un paramètre répondant aux conditions suivantes:

- si $\dot{\epsilon}_s \leq \dot{\epsilon}_c$, $\xi = \text{constante}$;
 - si $\dot{\epsilon}_s > \dot{\epsilon}_c$, $\xi = B\dot{\epsilon}_s$.
- (4.23)

Dans ces deux dernières inégalités et deux dernières équations, $\dot{\epsilon}_c$ est un taux de fluage critique (voir figure 4.17) et B, une constante. Montgomery (1981), quant à lui, propose d'utiliser l'équation suivante:

$$\dot{\epsilon}_p(t) = (D - 1)\dot{\epsilon}_s - \xi \epsilon_p(t), \quad (4.24)$$

soumise aux conditions que

- si $\dot{\epsilon}_s \leq \dot{\epsilon}_c$, $\xi = \text{constante}$;
 - si $\dot{\epsilon}_s > \dot{\epsilon}_c$, $\xi = 2/3 B\dot{\epsilon}_s$.
- (4.25)

Dans l'équation 4.24, D est une constante. De fait, les expressions de Herrmann et al. (1981, 1982) et de Montgomery (1981), adoptées par Senseny et al. (1983), ont la même racine.

L'approche consistant à introduire le taux de fluage secondaire dans l'expression de la déformation transitoire en faisant intervenir le

paramètre ξ a été adoptée aussi par Mellegard et al. (1983); il a proposé une expression générale très élaborée, qu'il serait trop long de présenter dans le présent document.

Afin de confirmer l'étroite dépendance qui existe entre les phases de fluage secondaire et primaire, il a été démontré expérimentalement que le taux de fluage initial, suite à l'application d'un incrément de contraintes, est une fonction linéaire du taux de fluage stationnaire qui suit (Carter et al., 1978; Herrmann et al., 1981), soit:

$$\dot{\epsilon}_i = \dot{\epsilon}_p (t \rightarrow 0) = D \dot{\epsilon}_s \quad (4.26)$$

où D est une constante de proportionalité variant de 5,56 à 9,54, selon la composition du sel (figure 4.18). Cette dernière constante semble être reliée au temps de retardement du matériau (Hansen et al., 1982).

4.5 - Conclusions

Les paragraphes précédents présentent une revue de certaines des lois de comportements qui sont généralement proposées en rhéologie phénoménologique des roches. L'étude du comportement rhéologique des matériaux ne peut s'arrêter là. Il faut se rappeler que l'approche phénoménologique usuelle ne s'appuie sur aucun processus physique réel relié à la rhéologie (Nabarro, 1967), et demeure en cela étroitement liée aux conditions expérimentales qui ont permis d'estimer la loi de comportement et les paramètres qui y sont rattachés. Par exemple, le fait que le fluage du sel semble affecté par la contrainte de confinement biaise nécessairement la valeur des paramètres trouvés

expérimentalement en laboratoire (Hardy, 1982). On peut, en ce sens, rappeler la formulation proposée par Vyalov (1965b) (non mentionnée dans ce texte), qui permet d'introduire la contrainte moyenne dans l'équation de fluage.

De plus, la valeur des paramètres est dépendante de la précision des mesures expérimentales. L'intervalle de temps choisi, le niveau de fiabilité des appareils de mesure des charges (ou des pressions) et des déformations, le contrôle exercé sur les conditions ambiantes, sont autant de facteurs déterminants dans le choix de la loi de comportement. Il faut ici se rendre compte qu'il n'est pas rare, à partir de données expérimentales usuelles, d'obtenir une égale puissance de prédiction avec l'une ou l'autre des lois mentionnées, principalement pour le fluage transitoire (Morlier, 1966; Herrmann et al., 1982). Il devient alors nécessaire de compléter l'étude du comportement rhéologique par une approche plus rigoureuse, basée sur des processus physiques (approche micro-analytique, chapitre 5), ou sur une rationalisation des types de comportement (modélisation par analogie mécanique, chapitre 6).

RÉFÉRENCES

- ADACHI, T., SERATA, S., SAKURAI, S., "Determination of underground stress field based on inelastic properties of rocks", Proc. 11th US Symp. on Rock Mech., Berkeley, pp. 293-328 (1969).
- AFROUZ, A., HARVEY, J.M., "Rheology of rocks within the soft to medium strength range", Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 11, pp. 281-290, (1974).
- ALBRECHT, H., LANGER, M., WALLNER, M., "Thermomechanical effects and stability problems due to nuclear waste disposal in salt rock", Proc. Rockstore, Stockholm, pp. 801-809, (1980).
- AMELINCKX, S., "The direct observations of dislocation nets in rock salt single crystals", Phil. Mag., Vol. 1, pp. 269-290, (1956).
- ANDRADE, E.N.C., "On the viscous flow in metals and allied phenomena", Proc. Roy. Soc., Ser. A, Vol. 84, pp. 1-12, (1910).
- ANDRADE, E.N.C., "The concept of creep", tiré de Creep and Recovery, 38th National Metals Cong., Cleveland, Am. Soc. Metal., pp. 176-198, (1957).
- ARCAMONE, J., POIROT, R., SCHWARTZMANN, R., "Utilisation de la pressiométrie dans les études minières". C.R. Symp. Int. sur Essais en Place. Vol. 2, Paris, pp. 187-193, (1983).
- ARMSTRONG, R.W., "Grain boundary strengthening and the polycrystal deformation rate". Tiré de Dislocation Dynamics, édité par A.R. Rosenfield, McGraw-Hill Book Co., pp. 293-309, (1968).
- BAAR, C.A., "Correct interpretation of data for better understanding of salt pillar behaviour in Mines", Proc. 3rd Symp. Salt., Vol. 2, pp. 280-289, (1970).
- BAAR, C.A., "Analysis of time-dependent deformation of openings in salt media", Discussion, Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 10, pp. 251-254, (1973).
- BAAR, C.A., "Applied Salt Rock Mechanics I", Elsevier Sci. Pub., (1977).
- BARRON, K., TOEWS, N.A., "Deformation around a mine shaft in salt", Proc. 2nd Can. Rock Mech. Symp., Ottawa, pp. 115-136, (1963).
- BASSETT, R.H., "Time-dependent strains and creep in rock and soil structures", tiré de Creep of Engineering Materials, ed. C.D. Pomeroy, Mechanical Engineering Pub., pp. 11-38, (1978).

- BEREST, P., "Stabilité des cavités de stockage d'hydrocarbure dans le sel", Rev. Française de Géot., No. 16, pp. 5-10, (1981).
- BEREST, P., NGUYEN MINH, D., "Comportement mécanique des cavités profondes de stockage d'hydrocarbures dans le sel", Proc. 5th Cong. Int. Soc. Rock Mech., Melbourne, Section D, pp. 227-231, (1983).
- BINGHAM, E.C., "Fluidity and Plasticity", McGraw-Hill, (1922).
- BORM, G., "Analysis of Creep and relaxation around an underground opening in rock salt" (in German), Proc. 5th Cong. Int. Soc. Rock Mech., Melbourne, Section D, pp. 23-28, (1983).
- BOUCLY, P., "Comportement mécanique des cavités dans le sel; état actuel de nos connaissances", Revue de l'Inst. Français du Pétrole, Vol. 37, No. 4, pp. 455-486, (1982a).
- BOUCLY, P., "Expérience in situ et modélisation du comportement des cavités salines utilisées pour le stockage de gaz". Rev. Française de Géot., No. 18, pp. 49-57, (1982b).
- BRACE, W.F., "Dependance of fracture strength of rocks on grain size", Proc. 4th US Symp. on Rock Mech., University Park, pp. 99-103, (1961).
- BRADSHAW, R.L., BOEGLY, W.J., EMPSON, F.M., "Correlation of convergence measurements in salt mines with laboratory creep test data", Proc. 6th US Symp. on Rock Mech., Rolla, pp. 501-514, (1964).
- BRADSHAW, R.L., LOMENICK, T.F., "Rheology of salt in mine workings". Geology Technology Gulf Coast Salt, Sch. Geoscience. L.S.U., pp. 109-123, (1970).
- BRADY, B.T., "Effects of inserts on the elastic behavior of cylindrical materials loaded between rough end plates", Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 8, No. 4, pp. 357-369, (1971).
- BRANSTETTER, L.J., PREECE, D.S., "Numerical studies of laboratory triaxial creep tests", Proc. 24th US Symp. on Rock Mech., pp. 37-51, (1983).
- BRÜCKL, E., SCHEIDEGGER, A.E., "The rheology of spacially continuous mass creep in rock", Rock Mechanics, Vol. 4, No. 4, pp. 237-250, (1972).
- BUTCHER, B.M., "An elastic-plastic mechanical constitutive description for rock salt triaxial compression", SAND80-1935. Sandia National Laboratories, 44 p., (1980).

- BUTCHER, B.M., "Constitutive laws for rocks", Proc. Int. Conf. on Constitutive laws for Eng. Materials, Theory and Applications, (Tucson), preprints, (1983).
- CARTER, N.L., "Steady state flow of rocks". Rev. Geophys. Space Phys., Vol. 14, No. 3, pp. 301-360, (1976).
- CARTER, N.L., HANSEN, F.D., SENSENY, P.E., "Stress magnitudes in natural rock salt", J. Geophys. Res., Vol. 87, No. B11, pp. 9289-9300, (1982).
- CARTER, N.L., HEARD, H.C., "Temperature and rate dependent deformation of halite", Am. J. Sci., Vol. 269, Oct., pp. 193-249, (1970).
- CARTER, N.L., KIRBY, S.H., "Transient creep and semibrittle behavior of crystalline rocks", Pure Applied Geophys., Vol. 116, pp. 807-839, (1978).
- CHABANNES, C.R., "An evaluation of the time-dependent behavior of solution mined caverns in salt for the storage of natural gas". M.Sc. thesis, Penn. State University. 139 p., (1983).
- CHRISTY, R.N., "Creep of silver bromide at high temperature", Acta Metal., Vol. 2, pp. 284-293, (1954).
- CHRISTY, R.N., "Creep of sodium chloride and sodium bromide at high temperature", Acta Metal., Vol. 4, pp. 441-443, (1956).
- COME, B., "Mécanique des roches et évacuation des déchets radioactifs en formation géologique". Revue Française de Géot., No. 25, pp. 17-26, (1983).
- CONSTANTINESCU, M., CRISTESCU, N., "Creep of rock-like materials". Int. Journ. Engng. Sci., Vol. 21, No. 1, pp. 45-49, (1983).
- COOLBAUGH, M.J., "Special problems of mining in deep potash". Trans. AIME (S.M.E.), Vol. 238, pp. 323-329, (1967).
- COTTRELL, A.H., "The time laws of creep". Journ. Mech. Phys. Solids, Vol. 1, pp. 53-63, (1952).
- CRUDEN, D.M., "The form of the creep law for rock under uniaxial compression". Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 8, pp. 105-126, (1971a).
- CRUDEN, D.M., "Single increment creeps experiments on rock under uniaxial compression". Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 8, pp. 127-142, (1971b).

- DAWSON, P.R., "Constitutive models applied in the analysis of creep of rock salt", SAND-79-0237, Sandia National Laboratories, New Mexico, (1979).
- DAWSON, P.R., MUNSON, D.E., "Numerical simulation of creep deformations around a room in a deep potash mine". Int. Journ., Rock Mech. Min. Sci., Vol. 20, No. 1, pp. 33-42, (1983).
- DINIS DA GAMA,C., "Rheologic behavior of heterogeneous salt rocks", Proc. 4th Int. Cong. Rock Mech., Montreux, Vol. 1, pp. 107-113, (1979).
- DJAHANGIRI, F., GOULD, J.E., MAHTAB, M.A., "Status of design of a nuclear waste repository in salt in the USA" Proc. 1st Int. Potash Tech. Conf., Saskatoon, pp. 99-104, (1983).
- DREYER, W., "The Science of Rock Mechanics; Part I, The Strength Properties of Rock", Trans Tech Pub., (1972).
- DREYER, W.E., "Results of recent studies on the stability of crude oil and gas storage in salt caverns", Proc. 4th Int. Symp. on Salt, pp. 65-92, (1973).
- DUDDECK, H.W., NIPP, H.K., "Time and temperature dependent stress and displacement fields in salt domes". Proc. 23rd US Symp. on Rock Mech., Berkeley, pp. 596-603, (1982).
- DÜRR, K., MEISTER, D., "Evaluation of pillar deformation and stability in a salt mine, utilizing acoustic emission, mine survey and rock deformation data", Proc. 3rd Conf. on Acoustic Emission / Microseismic Activity in Geological Structures and Materials (Oct. 1981), pp. 283-302, (1984).
- DUSSEAU, M.G., MRAZ, D., "Salt rock constitutive behavior", Proc. 1st Potash Tech. Conf., Saskatoon, pp. 311-319, (1983).
- DYSON, B.F., McLEAN, M., "Particles-coarsening, σ_0 and tertiary creep", Acta Metal., Vol. 31, pp. 17-27, (1983).
- EGGELEER, G., BLUM, W., "Coarsening of the dislocation structure after stress reduction during creep of NaCl single crystals". Phil. Mag. A, Vol. 44, pp. 1065-1084, (1981).
- EVANS, R.H., "The elasticity and plasticity of rocks and artificial stones". Proc. Leeds Phil. Lit. Soc., Vol. 3, pp. 145-158, (1936).
- EVANS, W.J., HARRISON, G.F., "Comparison between the sinh and effective stress equations for secondary creep rates", Materials Science and Engineering, Vol. 37, pp. 271-281, (1979).

- FINE, J., TIJANI, S.M., VOUILLE, G., BOUCLY, P. "Détermination expérimentale de quelques paramètres élastoviscoplastiques des roches", Proc. 4th Int. Cong. Rock Mech., Montreux, Vol. 1, pp. 139-143, (1979).
- FINNIE, I., HELLER, W.R., "Creep of Engineering Materials". McGraw-Hill, (1959).
- FOSSUM, A.F., "Visco-plastic behaviour during the excavation phase of a salt cavity", Int. Journ. Num. & Analytical Met. in Geomechanics, Vol. 1, pp. 45-55, (1977).
- FRIEDMAN, M., DULA, W.F., GANGI, A.F., GAZONAS, G.A., "Structural petrology of experimentally deformed synthetic rocksalt", Proc. 1st Conf. Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981), Trans Tech Pub., pp. 19-36, (1984).
- GAROFALO, F., "Fundamentals of Creep and Creep-Rupture in Metals", Macmillan, (1965).
- GEHLE, R.M., THOMS, R.L., "Monitoring cyclic load effects on rock salt in situ", Proc. 3rd Conf. on Acoustic Emission/Microseismic Activity in Geological Structures and Materials, (Oct. 1981), pp. 339-345, (1984).
- GERA, F., "Reviews of salt tectonics in relation to the disposal of radioactive wastes in salt formation", Bull. Geol., Soc. Amer., Vol. 83, pp. 3551-3574, (1972).
- GEVANTMAN, L.H., "Physical Properties Data for Rock Salt", National Bureau of Standards Monograph 167, US Dept. of Commerce, Chap. 3, pp. 102-203, (1981).
- GHABOSSI, J., RANKEN, R.E., HENDRON, A.J., "Time-dependent behavior of solution caverns in salt", Proc. ASCE, J. Geol. Eng. Div., Vol. 107, No. GT10, pp. 1379-1401, (1981).
- GHANDI, C., ASHBY, M.F., "Fracture-mechanism maps for materials which cleave: F.C.C., B.C.C. and H.C.P. metals and ceramics", Acta Metal., Vol. 27, pp. 1565-1602, (1979).
- GILBERT, M.J., FARMER, I.W., "A time-dependent model for lining pressure based on strength concepts" Proc. Int. Symp. on Weak Rock, Tokyo, pp. 137-142, (1981).
- GIODA, G., "A finite element solution to non-linear creep problems in rocks", Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 18, pp. 35-46, (1981).
- GLEN, J.W., "Experiments on the deformation of ice", Journ. of Glaciology, Vol. 2, No. 12, pp. 111-114, (1952).

- GLEN, J.W., "The creep polycrystalline ice", Proc. Roy. Soc., Vol. 228A, pp. 519-538, (1955).
- GNIRK, P.F., JOHNSON, R.E., "The deformation behavior of a circular mine shaft situated in a viscoelastic medium under hydrostatic stress", Proc. 6th US Symp. on Rock Mech., Rolla, pp. 231-259, (1964).
- GOGUEL, J., "Introduction à l'étude mécanique des déformations de l'écorce terrestre", Imprimerie Nationale, Paris, (1948).
- GRIGGS, D.T., "Deformation of rocks under high confining pressures; Part I: Experiments at room temperature", Journ. Geology, Vol. 44, No. 5, pp. 541-577, (1936).
- GRIGGS, D.T., "Creep of rocks", Journ. Geology, Vol. 47, No. 3, pp. 225-251, (1939).
- GRIGGS, D.T., "Experimental flow of rocks under conditions favouring recrystallization", Bull. Geol. Soc. Amer., Vol. 51, pp. 1001-1022, (1940).
- GRIGGS, D.T., PATERSON, M.S., HEARD, H.C., TURNER, F.J., "Annealing recrystallisation in calcite crystals and aggregates", tiré de Rock Deformation, Memoir # 79 of the Geol. Soc. of America, ed. Griggs, D.T., Handin, J., pp. 21-37, (1960).
- GRIGGS, D.T., TURNER, F.J., HEARD, H.C., "Deformation of rocks at 500° to 800°C", tiré de Rock Deformation, Memoir # 79 of the Geol. Soc. of America, ed. Griggs, D.T., Handin, J., pp. 39-104, (1960).
- GUDEHUS, G. (ED.), "Finite Elements in Geomechanics", John Wiley & Sons, (1977).
- GUESSOUS, Z., "Contraintes résiduelles", Rapport interne, Ecole Polytechnique, 82 p., (1983).
- GUESSOUS, Z., "Effets du prélèvement sous pression biaxiale sur les propriétés du sel"; Thèse de doctorat, Département de Génie Civil, Ecole Polytechnique de Montréal, 312 p., (1985).
- GUESSOUS, Z., LADANYI, B. et GILL, D.E., "Effect of sampling disturbance on laboratory determined properties of rock salts", Proc. 2nd Conf. Mech. Behavior of Salt, Trans Tech Pub. (to be published), (1984).
- HANDIN, J., CARTER, N.L., "Rheological properties of rocks at high temperature", Proc. 4th Int. Cong. Rock Mech., Montreux, Vol. 3, pp. 97-106, (1979).

- HANDIN, J., HIGGS, D.V., O'BRIEN, J.K., "Torsion of Yule marble under confining pressure", tiré de Rock Deformation, Memoir # 79 of the Geol. Soc. of America, ed. Griggs, D.T., Handin, J., pp. 245-274, (1960).
- HANSEN, F.D., "Evaluation of an inelastic law for salt creep", Proc. 18th US Symp. on Rock Mech., pp. 4B5.1-4B5.5, (1977).
- HANSEN, F.D., CARTER, N.L., "Creep of rock salt at elevated temperature", Proc. 21st US Symp. on Rock Mech., Rolla, pp. 217-226, (1980).
- HANSEN, F.D., CARTER, N.L., "Creep of Avery Island rocksalt", Proc. 1st Conf. Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981), Trans Tech Pub., pp. 53-69, (1984).
- HARDY, H.R., "Time-dependent deformation and failure of geological materials", Colorado School of Mines Quaterly, Vol. 54, No. 3, pp. 134-175, (1958).
- HARDY, H.R., "Theoretical and laboratory studies relative to the design of salt caverns for the storage of natural gas", Project PR-12-71 of the Pipeline Research Committee, American Gas Association, 709 p., (1982).
- HEARD, H.C., "The effect of large changes in strain rate in the experimental deformation of rocks", Journ. Geology, Vol. 71, pp. 162-195, (1963).
- HEARD, H.C., "Steady-state flow in polycrystalline halite at pressure of 2 kilobars", tiré de Flow and Fracture of Rocks, Geophys. Monogr. Ser., Amer. Geophys. Union, Vol. 16, pp. 191-210, (1972).
- HEDLEY, D.G.F., "An appraisal of convergence measurements in salt mines", Proc. 4th Can. Rock Mech. Symp., Ottawa, pp. 117-135, (1967).
- HENDRON, A.J., "Mechanical properties of rocks"; in Rock Mechanics in Engineering Practice, eds. K.C. Stagg, O.C. Zienkiewicz, John Wiley, (1968).
- HERRMANN, W., LAUSON, H.S., "Analysis of creep data for various natural rock salts", Sandia National Laboratories, SAND-81-2567, (1981).
- HERRMANN, W., WAWERSIK, W.R., LAUSON, H.S., "A model for transient creep of southeastern New Mexico rock salt", Sandia National Laboratories, SAND-80-2172, 47 p., (1980).
- HERRMANN, W., WAWERSIK, W.R., MONTGOMERY, S.T., "Review of creep modelling for rock salt", Proc. Int. Conf. on Constitutive Laws for Eng. Materials, Theory and Applications, Toronto, preprints, (1982).

- HIRTH, J.P., LOTHE, J., "Theory of Dislocations", McGraw-Hill, (1968).
- HÖFER, K.H., "The principles of creep of rock salt and their general significance to mining engineering", Proc. 2nd Int. Strata Control Congress, Leipzig, pp. 49-53, (1958).
- HÖFER, K.H., KNOLL, P., "Investigations into the mechanism of creep deformation in carnallite and practical applications", Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 8, pp. 61-73, (1971).
- HÖFER, K.H., THOMA, K., "Triaxial tests on salt rocks", Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 5, pp. 195-203, (1968).
- HORSEMAN, S., PASSARIS, E., "Creep tests for storage cavity closure prediction", Proc. 1st Conf. Mech. Behavior of salt (Nov. 1981), Trans Tech Pub., pp. 119-157, (1984).
- HOUPERT, R., "La résistance à la rupture des granites", Coll. fissuration des roches, Rev. Ind. Min., No spéc., 15 mai, pp 21-23, (1968).
- HULT, J.A.H., "Creep in Engineering Structures", Blaisdell Pub., (1966).
- HUNSCHE, U., "Results and interpretation of creep experiments on rocksalt", Proc. 1st Conf. Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981), Trans Tec Pub., pp. 159-167, (1984).
- HUNSCHE, U., PLISCHKE, I., NIPP, H.K., ALBRECHT, H., "An in situ creep experiment using a large rock-salt pillar", Proc. 6th Int. Symp. on Salt, Toronto, Preprints, 57 p., (1983).
- ITÔ, H., "Creep of rock based on long-term experiments", Proc. 5th Int. Cong. Rock Mech., Melbourne, Section a, pp. 117-120, (1983).
- KALINNIKOV, A.E., VAKHRUSEV, A.U., "Creep of materials of different tensile and compressive strengths under variable loads", translated from Mechanika Kampozitmukh Materialov, No. 3 (June), pp. 400-405, (1982).
- KAUFMANN, D.W., "Physical properties of sodium chloride in crystal, liquid, gas and aqueous solution states", tiré de Sodium Chloride, ed. D.W. Kaufmann, American Chemical Society, Monograph Series, Hafner Pub., Chap. 25, pp. 587-626, (1971).
- KAUZMANN, W., "Flow of solid metals from the stand point of the chemical rate theory", Am. Inst. Min. Eng. Trans., Vol. 143, pp. 57-83, (1941).
- KENDALL, H.A., "An investigation of the creep phenomena by Solenhofen limestone, halite and cement under medium confining pressures", Master's thesis, A. & M. College, Texas, 53 p., (1958).

- KING, M.S., "A method for determining the long-term strength of evaporites", CIM Bulletin, Vol. 64, No. 7, pp. 48-51, (1971).
- KING, M.S. et ACAR, K.Z., "Creep properties of Saskatchewan potash as a function of changes in temperature and stress", Proc. 3rd Symp. on Salt, Vol. 2, pp. 226-235, (1970).
- KRENK, S., "Internally pressurized spherical and cylindrical cavities in rock salt", Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 5, pp. 219-224, (1978).
- LADANYI, B., "An engineering theory of creep of frozen soils", Can. Geot. Journ., Vol. 9, pp. 63-80, (1972).
- LADANYI, B., "Direct determination of ground pressure on tunnel lining in a non-linear viscoelastic rock", Proc. 13th Can. Rock Mech. Symp., CIM spec. Vol. 22, Toronto, pp. 126-132, (1980).
- LADANYI, B., BARTHELEMY, E., SAINT-PIERRE, R., "In situ determination of creep properties of ice covers by means of borehole creep and relaxation tests", Proc. Workshop on the Bearing Capacity of Ice Covers, Winnipeg, pp. 44-64, (1979).
- LADANYI, B., GILL, D.E., "In situ determination of creep properties of rock salt", Proc. 5th Int. Cong. Rock Mech., Melbourne, Section A, pp. 219-225 (1983a).
- LADANYI, B., GILL, D.E., "In situ measurement of creep properties of potash by a borehole dilatometer test", Proc. 1st Int. Potash Tech. Conf., Saskatoon, pp. 267-273, (1983b).
- LADANYI, B., GILL, D.E., "Determination of creep parameters of rock salt by means of a borehole dilatometer", Proc. 1st Conf. on the Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981), Trans Tech Pub., pp. 473-491, (1984).
- LADANYI, B., JOHNSTON, G.H., "Evaluation of in situ creep properties of frozen soils with the pressuremeter", Permafrost: The North American Contribution to the Second International Conference, National Academy of Sciences, pp. 310-318, (1973).
- LADANYI, B., SAINT-PIERRE, R., "Evaluation of creep properties of sea ice by means of a borehole dilatometer", Proc. IAHR, Symp. on Ice Problems, Part I, Lulea, pp. 97-115, (1978).
- LAKS, H., WISEMAN, C.D., SHERBY, O.D., DORN, J.E., "Effect of stress on creep at high temperatures", Journ. Am. Soc. Mech. Eng., Vol. 24, pp. 207-213, (1956).
- LAMA, R.D., VUTUKURI, V.S., "Handbook on Mechanical Properties of Rocks", Vol. III, Trans Tech Pub., (1978).

- LANGER, M., "Rheological behaviour of rock masses", Proc. 4th Int. Cong. Rock Mech., Montreux, Vol. 3, pp. 29-62, (1979).
- LANGER, M., "Geotechnical investigation methods for rock salt", Bull. Int. Ass. of Engineering Geology, No. 25, pp. 155-164, (1982).
- LANGER, M., "The rheological behaviour of rock salt", Proc. 1st Conf. - Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981), Trans Tech Pub., pp. 201-240, (1984).
- LANGER, M., "La géologie de l'ingénieur peut-elle aider à résoudre le problème du stockage des déchets radioactifs" Bulletin Ass. Int. Géol. Ing., No. 28, pp. 5-16, (1983).
- LE COMTE, P., "Creep in rock salt", Journ. of Geol., Vol. 73, No. 3, pp. 469-484, (1965).
- LI, J.C.M., "Kinetics and dynamics in dislocation plasticity", tiré de Dislocation Dynamics, édité par Rosenfield, A.R., McGraw-Hill, pp. 87-116, (1968).
- LOMENICK, T.F., BRADSAHW, R.L., "Deformation of rock salt in openings mined for the disposal of radioactive wastes". Rock Mechanics, Vol. 1, No. 1, pp. 5-29, (1969).
- LOMNITZ, C., "Creep measurements of igneous rocks" Journ. Geol., Vol. 64, pp. 473-479, (1956).
- McCLAIN, W.C., "Time dependent behavior of pillars in the Alsace potash mines", Proc. 6th US Symp. on Rock Mech., Rolla, pp. 231-259, (1964).
- McCLINTOCK, F.A., ARGON, A.S., "Mechanical Behavior of Materials", Addison-Wesley, (1966).
- MAIER, G., HUECKEL, T., "Non associated and coupled flow rules of elastoplasticity for rock-like materials", Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 16, pp. 77-92, (1979).
- MAXWELL, D.E., WAHI, K.K., REAUGH, J.E., HOFMAN, R., "A time-dependent creep model for salt", Proc. 5th Symp. on Salt, Vol. 1, pp. 297-303, (1978).
- MELLEGARD, K.D., PFEIFLE, T.W., SENSENY, P.E., "Constitutive behavior of salina salt from the Cleveland mine", Proc. 6th Int. Symp. on Salt, Toronto, preprints, 20 p., (1983).
- MENDELSON, S., "Role of surface in plastic flow of NaCl single crystals", Journ. of App. Phys., Vol. 33, No. 7, pp. 2182-2186, (1962).

- MICHEL, B., "Recherche sur les propriétés mécaniques du sel gemme aux mines domaniales de potasse d'Alsace", Proc. 1st Cong. Int. Soc. Rock Mech., Lisboa, pp. 595-600, (1966).
- MICHELSON, A.A., "The laws of elastic-viscous flow", Part I, Journ. Geol., Vol. 25, pp. 405-410, (1917).
- MISRA, A.K., MURRELL, S.A.F., "An experimental study of the effect of temperature and stress on the creep of rocks", Geophys. J.R. Astr. Soc., Vol. 9, pp. 509-535, (1965).
- MONTGOMERY, S.T., "Implementation of a transient creep model for natural rock salt as a material response subroutine for SANCHO", Sandia National Laboratories, SAND-81-1163, (1981).
- MORGENSTERN, N.R., ROGGENSACK, W.D., WEAVER, J.S., "The behavior of friction piles in ice and ice-rich soils", Can. Geotech. Journ., Vol. 17, pp. 405-415, (1980).
- MORLIER, P., "Le fluage des roches", supplément aux Annales de l'Institut Technique du Bâtiment et des Travaux publics, No. 217 (jan. 1966), pp. 89-112, (1966).
- MORRISON, R.G.K., "A Philosophy of Ground Control", Department of Mining and Metallurgical Engineering, McGill University, Montréal, (1976).
- MRAZ, D., "Theoretical predictions confirmed by in situ rock behaviour in deep potash mine", Proc. 19th US Symp. on Rock Mech., Reno, pp. 468-475, (1978).
- MRAZ, D., "Plastic behaviour of salt rock utilized in designing a mining method", CIM Bulletin, Vol. 73, pp. 115-123, (1980).
- MRAZ, D., "Solutions to pillar design in plastically behaving rocks", CIM Bulletin, Vol. 77, No. 868, pp. 55-62, (1984).
- MRAZ, D.Z., DUSSEAU, M.B., "Method of correlation of laboratory test with in situ conditions", Proc. 6th Int. Symp. on Salt, Toronto, preprints, 24 p., (1983).
- MUNSON, D.E., "Preliminary deformation mechanism map for salt", Sandia National Laboratories, SAND-79-0076, 34 p., (1979).
- MUNSON, E.D., DAWSON, P.R., "Constitutive model for the low temperature creep of salt", Sandia National Laboratories, SAND-79-1853, 44 p., (1979).
- NABARRO, F.R.N., "Theory of Crystal Dislocations", Clarendon Press, (1967).

- NADAI, A., "The influence of time upon creep: The hyperbolic sine creep law", tiré de Contributions to the Mechanics of Solids, ed. Timoshenko, S., MacMillan, pp. 155-170, (1938).
- NADAI, A., "Theory of Flow and Fracture of Solids", Vol. I, McGraw-Hill, (1950).
- NAIR, K., CHANG, C.Y., SINGH, R.D., ABDULLAH, A.M., "Time-dependent analysis to predict closure in salt cavities", Proc. 4th Int. Symp. on Salt, pp. 129-139, (1974).
- NGUYEN, M.D., BEREST, P., "Modélisation d'une cavité de stockage de gaz dans le sel considéré comme matériau élastoviscoplastique - solution explicite", Rev. Française de Géot., No 16, pp. 11-15, (1981).
- NYE, J.F., "The flow law of ice from measurements in glacier tunnels laboratory experiments and the Jungfraufirm borehole experiment", Proc. Roy. Soc., Vol. 219, pp. 477-489, (1953).
- OBERT, L., "Effects of stress relief and other changes in stress on the physical properties of rock", U.S. Bureau of Mines, Report of Investigation 6053, 8 p., (1962).
- OBERT, L., "Deformational behavior of model pillars made from salt, trona and potash ore", Proc. 6th US Symp. on Rock Mech., Rolla, pp. 539-560, (1964).
- OBERT, L., DUVALL, W.I., "Rock Mechanics and the Design of Structures in Rock", Wiley, (1967).
- ODE, H., "Review of mechanical properties of salt relating to salt-dome genesis". Diapirism & Diapirs, ed. Braunstein, J., O'Brien, G.D., (Paper presented at International Conference on Saline Deposits, Geological Society of America, 1962), Am. Asc. Pet. Geol., pp. 53-78, (1968).
- ODQVIST, F.K.G., "Mathematical Theory of Creep and Creep Rupture", Clarendon Press, (1974).
- OROWAN, E., "Seismic damping and creep in the mantle", Geophys. J.R. Astr. Soc., Vol. 14, pp. 191-218, (1967).
- OTTOSEN, N.S., KRENK, S., "Nonlinear analysis of cavities in rock salt", Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 16, pp. 245-252, (1979).
- PALISSY, (BAILON, J.P., DORLOT, J.M., HAENNY, L. et RIGAUD, M.), "Des matériaux", Editions de l'Ecole Polytechnique de Montréal, (1980).
- PARKER, E.R., "Modern concept of flow and fracture", Am. Soc. for Metals, Trans., Vol. 50, pp. 52-104, (1958).

- PASSARIS, E.K.S., "The rheological behaviour of rocksalt as determined in an in situ pressurized test cavity", Proc. 4th Int. Cong. Rock Mech., Montreux, Vol. 1, pp. 257-264, (1979).
- PASSARIS, E.K.S., "The extrinsic anisotropy of rock salt when subjected simultaneously to tensile and compressive stress fields", Proc. 5th Int. Symp. on Salt, Hambourg, Vol. 1, pp. 477-485, (1980).
- PASSARIS, E.K.S., "Fatigue characteristics of rock salt with reference to underground storage caverns", Proc. Int. Soc. Rock Mech. Symp., (Aachen), pp. 983-989, (1982).
- PELEG, N., "The use of high modulus inclusion for in situ stress determination in visco-elastic rocks", Technical report no. 2.68, School of Mineral & Metal. Eng., University of Minnesota (Minneapolis), for Missouri River Division Corp. of Engineers, 114 p., (1968).
- PENG, S.S., "Stress within elastic circular cylinder loaded uniaxially and triaxially", Int. Journ. Rock Mech., Vol. 8, pp. 399-432, (1971).
- PFEIFLE, T.W., SENSENY, P.E., "Steady-state creep of rock salt in geoengineering", Proc. 23rd US Symp. on Rock Mech., Berkley, pp. 309-314, (1982).
- PHILLIPS, P., "The slow stretch of India rubber, glass and metal wires when subjected to a constant pull", Phil. Mag., Vol. 9, pp. 513-531, (1905).
- POIRIER, J.P., "High temperature creep of single crystal of sodium chloride", Phil. Mag., Vol. 26, pp. 713-725, (1972).
- POMEROY, C.D., "Time-dependent deformation of rocks", tiré de Creep of Engineering Materials, Mechanical Engineering Pub., pp. 1-10, (1978).
- POTTS, E.L.J., "An investigation into the design of room and pillar workings in rock salt", Trans. Inst. Min. Engrs., Vol. 124, No. 49, pp. 27-47, (1964).
- POTTS, W.H., "Development of a design procedure for shallow rock salt mine", CIM Bulletin, Vol. 69, No. 1, pp. 60-68, (1976).
- POTTS, E.L.J., THOMPSON, T.W., PASSARIS, E.K.S., HORSEMAN, S.T., "An investigation into underground gas storage in brine well cavities", Proc. 5th Int. Symp. on Salt, Hambourg, Vol. 2, pp. 105-123, (1980).
- PREECE, D.S., FOLEY, J.T., "Finite element analysis of salt caverns employed in the strategic petroleum reserve", Proc. 6th Int. Symp. on Salt, Toronto, preprints, 44 p., (1983).

- PREECE, D.S., STONE, C.M., "Verification of finite element methods used to predict creep response of leached salt caverns", Proc. 23rd US Symp. on Rock Mech., Berkley, pp. 655-663, (1982).
- PRIJ, J., MENGELEERS, J., "On the derivation of a creep law from isothermal borehole convergence", Report ECN-89, Netherland Energy Research Foundation, 51 p., (1981).
- RABOTNOV, Y., "Creep Problems in Structural Members", North-Holland Pub., (1969).
- REINER, M., "Deformation and Flow", H.K. Lewis, (1960).
- REYNOLDS, T.D., GLOYNA, E.F., "Creep measurements in salt mines", Proc. 4th US Symp. on Rock Mech., Penn State Univ., pp. 11-17, (1961).
- RUSSELL, J.E., "A creep model for salt", Proc. 5th Symp. on Salt, Vol. 1, pp. 349-353, (1978).
- SEGO, D.C., MORGESTERN, N.R., "Deformation of ice under low stresses", Can. Geotech. Journ., Vol. 20, pp. 587-602, (1983).
- SENSENY, P.E., PFEIFLE, T.W., MELLEGARD, K.D., "A constitutive law for salt derived from laboratory data", Proc. 1st Int. Potash Tech. Conf., Saskatoon, pp. 329-335, (1983).
- SERATA, S., "Theory and model of underground opening and support system", Proc. 6th US Symp. on Rock Mech., Rolla, pp. 260-292, (1964).
- SERATA, S., "Application of continuum mechanics to design of deep potash mines in Canada", Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 5, pp. 293-314, (1968).
- SERATA, S., "Prerequisites for application of finite element method to solution cavities and conventional mines", Proc. 3rd Symp. Salt, Vol. 2, pp. 249-279, (1970).
- SERATA, S., "Instrumentation for stress control design of deep mine entries", Proc. 19th, US Symp. on Rock Mech., Reno, pp. 495-501, (1978a).
- SERATA, S., "Geomechanical basis for design of underground salt cavities", Presented at Energy Tech. Conf. & Exhibition, Houston, Nov. 78, ASME Publication No. 78-Pet.-59, 43 p., (1978b).
- SERATA, S., "Stress control methods: quantitative approach to stabilizing mine openings in weak ground", Keynote Address, Proc. 1st Int. Conf. on Stability in Underground Mining, Vancouver, August 82, preprints, 47 p., (1982).

- SERATA, S., GLOYNA, E.F., "Principles of structural stability of underground salt cavities", Journ. of Geoph. Res., Vol. 65, No. 9, pp. 2979-2987, (1960).
- SERATA, S., McNAMARA, J.F., "Numerical modelling of behavior of caverns in salt for compressed air energy storage (CAES)", Report prepared for Pacific Northwest Laboratories, No. B-82290-A-P, 85 p., (1980a).
- SERATA, S., McNAMARA, J.F., "Numerical modelling of behavior of caverns in salt for compressed air energy storage with elevated temperatures", Report prepared for Pacific Northwest Laboratories, No. B-82290-A-P, 97 p., (1980b).
- SERATA, S., SAKURAI, S., ADACHI, T., "Theory of aggregate rock behavior based on absolute three-dimensionnal testing (ATT) of rock salt", Proc. 10th US Symp. on Rock Mech., Austin, pp. 431-473, (1968).
- SINGH, D.P., "A study of creep of rocks", Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 12, pp. 271-275, (1975).
- SKROTZKI, W., "An estimate of the brittle to ductile transition in salt", Proc. 1st Conf. on the Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981), Trans Tech Pub., pp. 381-388, (1984).
- SMIDT, F.A., BEMENT, A.L., "Thermally activated dislocation motion and its application to the study of radiation damage", tiré de Dislocation Dynamics, édité par Rosenfield, A.R., McGraw-Hill, pp. 409-429, (1968).
- SNYDER, J.D., DELLWIG, L.F., "Plastic flow in Kansas salt mines at Lyons and Hutchinson", Geol. Soc. America Bull., Vol. 71, p. 1848, (1960).
- SPENCE, J., HULT, J.A.H., "Simple approximations for creep relaxation". Int. Journ. Mech. Science, Vol. 15, pp. 741-755, (1973).
- STARFIELD, A.M., McCLAIN, W.C., "Project salt vault: A case study in rock mechanics", Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 10, pp. 641-657, (1973).
- STEIN, D.F., "Some effects of crystal orientation and purity on the dynamical behavior of dislocations" tiré de Dislocation Dynamics, édité par Rosenfield, A.R., McGraw-Hill, pp. 453-474, (1968).
- STEINEMANN, S., "Results of preliminary experiments on the plasticity of ice crystals", Journ. of Glaciology, Vol. 2, pp. 404-412, (1954).
- STOKES, R.J., "Mechanical properties of polycrystalline sodium chloride", Proc. British Ceramics Society, Vol. 6, pp. 189-207, (1966).

- STOLOFF, N.S., LEZIUS, D.K., JOHNSTON, T.L., "Effects of temperature on the deformation of KCl-KBr alloys", *Journ. App. Phys.*, Vol. 34, No. 11, pp. 3315-3322, (1963).
- STRAVOGIN, A.N., LODUS, E.V., "Creep and the time dependence of the strength in rocks", *Soviet Mining Science*, Vol. 10, No. 6, pp. 653-658, (1974).
- SVALSTAD, D.K., "Canister-scale analyses of a nuclear waste emplacement at two potential nuclear waste repository sites in bedded salt", *Proc. 24th US Symp. on Rock Mech.*, pp. 837-848, (1983).
- TAMMEMAGI, H.Y. FOSSUM, A.F., SENSENY, P.E., "Thermo-mechanical modelling and salt mining", *Proc. 6th Int. Symp. on Salt*, Toronto, *preprints*, 27 p., (1983).
- TAUB, A.I., "Threshold stresses in amorphous alloys-I. Flow", *Acta Metal.*, Vol. 30, pp. 2117-2127, (1982).
- TAUB, A.I., LUBORSKY, F.E., "Creep, stress relaxation and structural change of amorphous alloys", *Acta Metal.*, Vo. 29, pp. 1939-1948, (1981).
- THOMPSON, E., RIPPERGER, E.A., "An experimental technique for the investigation of the flow of halite and sylvinit", *Proc. 6th US Symp. on Rock Mech.*, Rolla, pp. 467-488, (1964).
- THOMS, R.L., GEHLE, R.M., "Room convergence monitoring with an EDM in the Avery Island salt mine. *Proc. 24th US Symp. on Rock Mech.*, pp. 849-856, (1983).
- THOMS, R.L., MOGHARREBI, M., "Borehole closure in salt domes", *Proc. 20th US Symp. on Rock Mech.*, Austin, pp. 407-414, (1979).
- TIJANI, S.M., "Synthèse des résultats expérimentaux relatifs à la rhéologie du sel de Tersanne", *Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, Centre d'Etudes de Mécanique des Roches*, Rapport # R81/7, 47 p., (1981).
- TIJANI, S.M., VOUILLE, G., "Le sel gemme en tant que liquide visqueux", *Proc. 5th Int. Cong. Rock Mech.*, Melbourne, Section D, pp. 241-246, (1983).
- VAN VLACK, L.H., "Materials Science for Engineers", Addison-Wesley, (1970).
- VAN VLACK, L.H., "Elements of Materials Science and Engineering", Addison-Wesley, (1980).

VARO, L., PASSARIS, E.K.S., "The role of water in the creep properties of halite", Conf. on Rock Engineering, New Castle upon Tyne, April 1977, pp. 85-100, (1977).

VERRALL, R.A., FIELDS, R.J., ASHBY, M.F., "Deformation-mechanism maps for LiF and NaCl", J. Amer. Ceramic Soc., Vol. 60, No 5-6, pp. 211-216, (1977).

VICAT, M., "Note sur l'allongement progressif du fil de fer soumis à diverses tensions", Ann. de Chimie et de Physique, Vol. 54, pp. 35-40, (1833).

VOUILLE, G., TIJANI, S.M., DE GRENIER, F., "Experimental determination of the rheological behavior of Tersanne rock salt", Proc. 1st Conf. Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981), Trans Tech Pub., pp. 407-420, (1984).

VYALOV, S.S., "Rheological properties and bearing capacity of frozen soils", US Corps of Engineers, Army Translation, No. 74 (released in Russian in 1959), 219 p., (1965a).

VYALOV, S.S., "Plasticity and creep of a cohesive medium", Proc. 6th, Int. Conf. on Soil Mech. & Found. Eng., Montréal, pp. 402-406, (1965b).

WAGNER, R.A., LOKEN, M.C., TAMMEMAGI, H.Y., "Thermomechanical room region analysis of four potential nuclear waste repository sites in salt", Proc. 5th Int. Cong. on Rock Mech., Melbourne, Section E, pp. 167-171, (1983).

WAGNER, R.A., MELLEGARD, K.D., SENSENY, P.E., "Influence of creep law form on the predicted deformations in salt", Proc. 23rd US Symp. on Rock Mech., Berkley, pp. 684-691, (1982).

WALLNER, M., "Stability calculations concerning a room and pillar design in rock salt" (in German), Proc. 5th Cong. Int. Soc. Rock Mech., Melbourne, Vol. 2, pp. D9-D15, (1983).

WALLNER, M., "Analysis of thermomechanical problems related to the storage of heat producing radioactive waste in rock salt", Proc. 1st Conf. Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981), Trans Tech Pub., pp. 739-763, (1984).

WAWERSIK, W.R., CALLENDER, J.F., WEAVER, B., DROPEK, R.K., "Preliminary determination of mechanical properties on rock salt from Southeastern New Mexico", Proc. 17th US Symp. on Rock Mech., Salt Lake City, pp. 5C6.1-5C6.7, (1976).

WAWERSIK, W.R., HANNUM, D.W., "Mechanical behavior of New Mexico rock salt in triaxial compression up to 200°C", J. Geoph. Res., Vol. 85, No. B-2, pp. 891-900, (1980).

- WEBSTER, G.A., COX, A.P.D., DORN, J.E., "A relationship between transient and steady-state creep at elevated temperatures", *Metal. Sci. Journ.*, Vol. 3, pp. 221-225, (1969).
- WEERTMAN, J., WEERTMAN, J.R., "Mechanical properties strongly temperature-dependant", tiré de *Physical Metallurgy*, édité par R.W. Cahn, Elsevier, pp. 983-1010, (1970a).
- WEERTMAN, J., WEERTMAN, J.R., "Mechanical properties mildly temperature-dependent", tiré de *Physical Metallurgy*, édité par R.W. Cahn, Elsevier, pp. 921-981, (1970b).
- WEIR-JONES, I., "The establishment of optimized design parameters for a new gypsum mine". *Proc. 1st Australia - New Zealand Conf. on Geomech.*, Melbourne, Vol. 1, pp. 98-104, (1971a).
- WEIR-JONES, I., "The modification of operating dimensions within an existing gypsum-anhydrite mine", *Proc. 7th Can. Rock Mech. Symp.*, Edmonton, pp. 119-154, (1971b).
- WILLIAMS, J.R., HOCKING, G., "Couple thermo-mechanical analysis of salt cavities", *Proc. 20th US Symp. on Rock Mech.*, Austin, pp. 415-422, (1979).
- WINKEL, B.V., GERSTLE, K.H., KO, H.Y., "Analysis of time-dependent deformations of openings in salt media", *Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 9, pp. 249-260, (1972).
- WYATT, O.H., "Transient creep in pure metals", *Nature*, Vol. 167, p. 866, (1951).
- ZAHARY, G., "Rock mechanics at International Minerals & Chemical Corporation (Canada) Limited", *Proc. 3rd Can. Symp. on Rock Mech.*, Toronto, pp. 1-17, (1965).
- ZIENKIEWICZ, D.C., "Continuum mechanics as an approach to rock mass problems", tiré de *Rock Mechanics in Engineering Practice*, de Stagg K.G., Zienkiewicz, O.C., John Wiley, pp. 237-273, (1968).

TABLEAU 2-1

VALEURS DES PROPRIÉTÉS À COURT TERME DU SEL

Propriété	Sources	Remarques
Résistance en compression uniaxiale, MPa; (C_o)		
24,5 à 31,9	Michel (1966)	Sylvinite (potasse) d'Alsace
35,0	Peleg (1968)	Halite
35,0	Dreyer (1972)	Halite
moins de 31,0	Wawersik et al. (1976)	Sel de Carlsbad, Nouveau-Mexique
15 à 45 (moy. = 25)	Ottosen et al. (1979)	
20	Handin et al. (1979)	
22	Butcher (1980)	Sel du Nouveau-Mexique
12,5 à 20	Hardy (1982)	
31,3	Passaris (1982)	
30	Ladanyi et al. (1984)	Halite
Résistance en tension uniaxiale, MPa; (T_o)		
1,1 à 1,4	Michel (1966)	Potasse
4 à 8% de C_o	Baar (1977)	Pour tous les sels
1,6	Passaris (1980)	
1,75	Hardy (1982)	Sel artificiel, tension directe
4,0		Sel artificiel, essai brésilien
0,7		Sel artificiel, cylindre creux soumis à une pression interne
1,5	Ladanyi et al. (1984)	Halite
Module de Young, GPa; (E)		
4,3 à 15,8	Adachi et al. (1969) aussi King (1971)	Halite et potasse
30 à 41	Kaufman (1971)	Monocristaux d'halite sollicités selon différentes directions
~7,0	Starfield et al. (1973)	Sel de Lyons, Kansas
15,9 à 23,5	Wawersik et al. (1976)	Sel de Carlsbad, Nouveau-Mexique
25,8	Munson (1979)	Mesure ultrasonique
4,95	Ottosen et al. (1979)	
$39,4(1 - (T-300) \times 6,8 \times 10^{-4})$	Chandi et al. (1979)	Halite (T ° en K)
$24,4(1 - (T-300) \times 6,1 \times 10^{-4})$		Sylvite (T ° en K)
29,6 à 36,5	Wawersik et al. (1980)	Sel du Nouveau-Mexique, en compression triaxiale

TABLEAU 2-1 (SUITE)

VALEURS DES PROPRIÉTÉS À COURT TERME DU SEL

Propriété	Sources	Remarques
<u>Module de Young, GPa; (E) suite</u>		
36	Passaris (1980)	En compression
10		En tension
36,5	Potts et al. (1980)	
35,6	Gevantnan (1981)	Statique
36,9		Dynamique
20 à 24	Nguyen et al. (1981)	
10	Bérest (1981)	
7,6	Prij et al. (1981)	Sel domal du Danemark
2,6	Gioda (1981)	
≈22	Preece et al. (1982)	Sel de Louisiane
15 à 20	Boucly (1982b)	
15 à 25	Wallner (1982)	Sel de Tersanne
11 à 29	Hardy (1982)	
0,76 à 2,8		Sel artificiel - 1 ^{er} cycle de chargement
moins de 35		Sel naturel - 1 ^{er} cycle de chargement
13,8 à 44,8		Sel naturel - après 2 ^e cycle de chargement
25 à 31	Branstetter et al. (1983)	Sel artificiel - en tension
24,9 à 28	Mellegard et al. (1983)	Comp. triaxiale, $\sigma_3 \leq 5$ MPa sel de Cleveland
26 à 28	Senseney et al. (1983)	Sels de l'Ohio et du Texas
26 à 29	Svalstad (1983)	Sels de l'Utah, du Texas et du Mississippi
46,9	Preece et al. (1983)	Sel du Texas
24	Ilunsche et al. (1983)	
26,6 à 31,5	Wagner et al. (1983)	Divers sels du sud des U.S.A.
20	Bérest et al. (1983)	Sel de Tersanne
30	Tammemagi et al. (1983)	
24	Wallner (1983)	
33 à 37	Dürr et Meister (1984)	Module dynamique, sel de la mine Asse en République Fédérale Allemande
12	Guessous et al. (1984)	
30	Horseman et al. (1984)	
20	Ladanyi et al. (1984)	Mesures après déchargement

TABLEAU 2-1 (SUITE)

VALEURS DES PROPRIÉTÉS À COURT TERME DU SEL

Propriété	Sources	Remarques
Coefficient de Poisson; (ν)		
0,25	Peleg (1968)	Halite
0,34	King (1971)	Potasse de Saskatchewan
0,27	Kaufman (1971)	Sel naturel
0,24	Dreyer (1972)	Valeur minimale; fonction de σ
0,30	Nair et al. (1974)	Méthode indirecte de mesure
0,25 à 0,27	Wawersik et al. (1976)	
0,40	Ottosen et al. (1979)	
0,29	Fine et al. (1979)	Sel de Tersanne
0,17 à 0,26	Wawersik et al. (1980)	Compression triaxiale, sel du Nouveau-Mexique
0,21	Passaris (1980)	
0,45	Albrecht et al. (1980)	
0,21	Potts et al. (1980)	En compression
0,05	Serata et al. (1980a)	En tension
moins de 0,20	Gloda (1981)	Pour la phase élastique du sel
0,25	Prij et al. (1981)	Sel du Danemark
0,30	Preece et al. (1982)	Sel de Louisiane
0,26	Boucly (1982b)	Sel de Tersanne
0,25	Hardy (1982)	Sel en phase élastique
0,4 0,475	Branstetter et al. (1983)	Sel en phase plastique
0,25	Senseney et al. (1983)	Sels de l'Ohio et du Texas
0,27 à 0,32	Mellegard et al. (1983)	Sel de Cleveland
0,27	Svalstad (1983)	Sels de l'Utah, du Texas et du Mississippi
0,31 à 0,33	Preece et al. (1983)	Sel du Texas
0,33	Hunsche et al. (1983)	
0,25	Wagner et al. (1983)	Sels du sud des U.S.A.
0,33 à 0,36	Bérest et al. (1983)	Sel de Tersanne
0,25	Tammemagi et al. (1983)	Valeur uniforme pour divers sels
0,35	Wallner (1983)	
0,25		

TABLEAU 2-1 (SUITE ET FIN)
VALEURS DES PROPRIÉTÉS À COURT TERME DU SEL

Propriété	Sources	Remarques
Coefficient de Poisson; (ν) suite		
0,30	Thoms et al. (1983a)	
0,26	Dürr et al. (1984)	Mesure dynamique; sel de la mine Asse en République Fédérale Allemande
0,20	Guessous et al. (1984)	
0,30 à 0,33	Horseman et al. (1984)	
0,14	Ladanyi et al. (1984)	
0,20	Wallner (1984)	
Module de cisaillement, GPa; (G)		
1,6 (minimum)	King (1971)	Potasse
15,1	Verrall et al. (1977)	
32,2	Passaris (1979)	
9,63	Munson (1979)	Mesure ultrasonique
15,2	Potts et al. (1980)	
12,4	Herrmann et al. (1981)	Sels de Louisiane et du Kansas
18,5	Eggeler et al. (1981)	Monocristaux de sel à T ambiante (varie avec la température)
9,62	Dawson et al. (1983)	Pour la potasse et l'halite
14	Dürr et al. (1984)	Module dynamique; sel de la mine Asse en République Fédérale Allemande
9,6	Wallner (1984)	
Module de compressibilité hydrostatique, GPa; (K)		
3,8 à 5,9	Adachi et al. (1969)	Varie avec liaison intergranulaire
21 à 26,5	Horseman et al. (1984)	Mesuré au déchargement
Cohésion, MPa; (c)		
1,8	Fine et al. (1979)	Essais de relaxation ($\varphi \approx 0$); voir aussi Passaris (1982)
1,5 à 2,0	Boucly (1982b)	Sel de Tersanne

TABLEAU 4-1

AUTEURS AYANT CITÉ LA LOI DE PUISSANCE
COMME LOI DE FLUAGE PRIMAIRE

$$\dot{\epsilon}_p(t) = Kt^m f_1(\sigma, T)$$

Auteurs	Remarques
Griggs (1940)	Fluage des roches
Bradshaw et al. (1964)	Fluage de piliers modèles en sel; $\dot{\epsilon}_p(t) = B\sigma^n t^{m-1}$
Le Comte (1965)	Fluage du sel artificiel; $0 < m < 1$; K et m sont fonction de σ_3 et T.
Garofalo (1965)	Fluage de métaux à $0,2 T_m \leq T \leq 0,7 T_m$
Misra et al. (1965)	Fluage de roches à $T \geq 0,2 T_m$; $m \approx 0,33$ (voir aussi Andrade, 1910)
McClintok et al. (1966)	Fluage à haute contrainte ou haute température; $m = 0,33$
Morlier (1966)	Fluage du sel et de la potasse $f_1(\sigma, T) = \lambda\sigma^n f_1(T)$
Hedley (1967)	Rhéologie du sel in situ, par mesure de convergence des parois
Coolbaugh (1967)	Fluage du sel en laboratoire basé sur les résultats de Serata (1964), sans fluage secondaire ($m \approx 0,85$)
Orowan (1967)	Fluage de roches, avec $m = 1/3$; écrouissage des roches par blocage des dislocations
Hendron (1968)	Rhéologie du sel et autres évaporites; $f_1(\sigma, T) = \sigma^n f_1(T)$ où $n \approx 2,98$; $m \approx 0,26$ en tension triaxiale
Lomenick et al. (1969)	Fluage de piliers modèles en sel; $m \approx 0,3$; $f_1(\sigma, T) = \sigma^n T^p$ où $n \approx 3,0$ et $p \approx 9,5$ (pas de fluage secondaire)
Bradshaw et al. (1970)	Même chose que l'auteur précédent avec $m \approx 0,35$, $n \approx 3,2$ et $p \approx 8,8$

TABLEAU 4-1 (SUITE)

AUTEURS AYANT CITÉ LA LOI DE PUISSANCE
COMME LOI DE FLUAGE PRIMAIRE

$$\epsilon_p(t) = Kt^m f_1(\sigma, T)$$

Auteurs	Remarques
Weertman et al. (1970a)	Fluage de métaux à haute température
King et al. (1970)	Fluage de piliers modèles; $m \approx 0,3$; $f_1(\sigma, T) = \sigma^n T^p$; sans fluage stationnaire
Cruden (1971a)	Fluage de roches, sans fluage stationnaire
Cruden (1971b)	Fluage de plusieurs matériaux; $m \approx -1,0$
Höfer et al. (1971)	Carnalite; $m \approx 0,33$, pour σ et T intermédiaires et élevées
Dreyer (1972) et (1973)	Rhéologie du sel en laboratoire et in situ $f_1(\sigma, T) = \sigma^n T^p$, avec $n \approx 1,2$ et $p \approx 1,8$
Ladanyi et al. (1973)	Rhéologie du pergélisol, $m \approx 0,64$; $f_1(\sigma, T) = \sigma^n f_i(T)$ où $n \approx 2,08$
Starfield et al. (1973)	Fluage de piliers modélisés; $m \approx 0,25$ @ $0,30$; $n \approx 3,0$; $p \approx 9,5$, pour $f_1(\sigma, T) = \sigma^n T^p$
Nair et al. (1974)	Fluage du sel en compression uniaxiale, sans fluage stationnaire; $f_1(\sigma, T) = \sigma^n f_i(T)$
Singh (1975)	Fluage des roches; $m \approx 0,50$; caractérise ϵ_1 et ϵ_3 en compression triaxiale
Potts (1976)	Cavités dans le sel à faible profondeur; $m \approx -1,015$; $f_1(\sigma, T) = \sigma^n f_i(T)$ où $n \approx 5,89$
Baar (1977)	Fluage transitoire en laboratoire et recouvrance in situ; sel et potasse
Hansen (1977)	Compression triaxiale en laboratoire sur sel; $m \approx 0,38$; $f_1(\sigma, T) = \sigma^n f_i(T)$ où $n = 2,52$, pas de fluage secondaire

TABLEAU 4-1 (SUITE)

AUTEURS AYANT CITÉ LA LOI DE PUISSANCE
COMME LOI DE FLUAGE PRIMAIRE

$$\epsilon_p(t) = Kt^m f_1(\sigma, T)$$

Auteurs	Remarques
Andersland et al. (1978)	Fluage du pergélisol; $m < 1,0$, sans fluage secondaire
Pomeroy (1978)	Fluage des roches, basé sur la théorie du "Stress aided corrosion" dans les micro-fissures, pour $T \geq 0,5 T_m$
Bassett (1978)	Rhéologie de roches et du sel
Maxwell et al. (1978)	Fluage du sel; sur piliers modèles; $f_1(\sigma, T) = \sigma^n T^p$
Russell (1978)	Fluage du sel pour $\epsilon \leq 10\%$; $m \approx 0,35$
Lama et al. (1978)	Fluage de roches, incluant le sel
Ladanyi et al. (1979)	Fluage de la glace, $0,22 \leq m \leq 1,0$
Langer (1979)	Fluage de roches à hautes contraintes déviatoriques et haute température; $m \approx 0,33$ Fluage du sel à $0,2 T_m \leq T \leq 0,5 T_m$ $m \approx 0,5$ et $2,0 \leq n \leq 3,0$
Ladanyi (1980b)	Roches viscoélastiques non-linéaires dont le sel; pour le sel, $0,3 \leq m \leq 1,0$
Hansen et al. (1980)	Sel à température ambiante, $p \approx 11,4$ et $n \approx 3,3$, pour $f_1(\sigma, T) = \sigma^n T^p$
Ghaboussi et al. (1981)	Rhéologie d'une cavité dans le sel; $m = 0,50$
Tijani (1981)	Rhéologie du sel gemme in situ et en laboratoire; $m \approx 0,50$; K est une fonction de σ_3 et T
Gilbert et al. (1981)	Fluage du sel; $f_1(\sigma, T) = \sigma^n f_1(T)$

TABLEAU 4-1 (SUITE ET FIN)

AUTEURS AYANT CITÉ LA LOI DE PUISSANCE
COMME LOI DE FLUAGE PRIMAIRE

$$\epsilon_p(t) = Kt^m f_1(\sigma, T)$$

Auteurs	Remarques
Hardy (1982)	Fluage du sel industriel
Dusseault et al. (1983)	Rhéologie du sel in situ; $f_1(\sigma, T) = (\frac{1}{J_2})^n f_i(T)$ où $n \approx 3,0$; n est fonction de σ_m
Thoms et al. (1983)	Rhéologie du sel; $m \approx 0,654$; $f_1(\sigma, T) = S_{ij}/(J_2)^n f_i(T)$ où $n \approx 1,43$
Tijani et al. (1983)	Fluage du sel; m est influencé par la composition minéralogique
Horseman et al. (1984)	Fluage du sel; $0,3 \leq m \leq 0,45$; $f_1(\sigma, T) = \sigma^n f_i(T)$ où n est une fonction de σ_m
Ladanyi et al. (1984 et 1983a)	Fluage du sel en laboratoire avec des essais dilatométriques; $0,3 \leq m \leq 1,0$; $f_1(\sigma, T) = \sigma^n f_i(T)$ où $n \approx 2,2$
Vouille et al. (1984)	Préférée à une loi exponentielle, par analyse de régression, sur le sel; $0.4 \leq m \leq 0.64$; pas de fluage stationnaire en laboratoire

TABLEAU 4-2

AUTEURS AYANT CITÉ LA LOI LOGARITHMIQUE
COMME LOI DE FLUAGE PRIMAIRE

$$\epsilon_p(t) = A \ln(1 + \alpha t) f_5(\sigma, T)$$

Auteurs	Remarques
Misra et al. (1965)	Fluage de roches à $T \leq 0,2 T_m$
Lomnitz (1956)	Fluage de roches ignées
Garofalo (1965)	Fluage de métaux à $T \leq 0,3 T_m$
Griggs (1939)	Fluage de roches dont le sel
McClintock et al. (1966)	Fluage de matériaux à basse T et faibles σ
Nabarro (1967)	Fluage de métaux à basse T et faibles σ ; relié à la théorie de l'épuisement
Höfer et al. (1971)	Fluage de la carnallite à basse T et faibles σ ; pas de fluage stationnaire; compression uniaxiale
Weertman et al. (1970a)	Fluage de métaux à $T \leq 0,5 T_m$
Brückl et al. (1972)	Écoulement de massifs rocheux sur des temps géologiques, avec de faibles taux de déformation
Pomeroy (1978)	Fluage de roches à $T \leq 0,2 T_m$
Carter et al. (1978)	Fluage de roches à $T \leq 0,3 T_m$; peut être associé au mouvement des dislocations
Langer (1979)	Fluage de roches à basse T et faibles σ ; fluage du sel pour $T \leq 0,2 T_m$
Herrmann et al. (1981)	Fluage du sel à basse T lorsque $\epsilon_p(t)$ est suivi de $\epsilon_s(t)$

TABLEAU 4-3

AUTEURS AYANT CITÉ LA LOI EXPONENTIELLE
COMME LOI DE FLUAGE PRIMAIRE

$$\epsilon_p(t) = B(1 - e^{bt}) f_6(\sigma, T)$$

Auteurs	Remarques
Hardy (1958)	Fluage de roches (modèle de Burgers)
Reynolds et al. (1961)	Rhéologie de cavités in situ dans le sel
Garofalo (1965)	Fluage de métaux; $0,2 T_m \leq T \leq 0,7 T_m$
Weertman et al. (1970a)	Fluage de métaux à faibles σ ; déformation anélastique récupérable
Serata (1970)	Rhéologie d'un trou de forage
Carter et al. (1978)	Fluage de roches $T \geq 0,4 T_m$
Handin et al. (1978) Hansen et al. (1980 et 1984)	Fluage du sel à haute température ($T \geq 0,3 T_m$); dérivée de la cinétique des réactions de premier ordre
Langer (1984)	Fluage du sel; $f_6(\sigma, T) = \sigma^n e^{-Q/RT}$
Wagner et al. (1982)	Fluage du sel
Herrmann et al. (1980 et 1981)	Fluage du sel, surtout à basses σ et faible T
Butcher (1980)	Fluage du sel
Wagner et al. (1983)	Rhéologie du sel in situ
Mellegard et al. (1983)	Rhéologie du sel; modélisation par éléments finis
Tammemagi et al. (1983)	Rhéologie du sel; modélisation par éléments finis

TABLEAU 4-4

AUTEURS AYANT CITÉ LA LOI DE PUISSANCE
COMME LOI DE FLUAGE STATIONNAIRE

$$\dot{\epsilon}_s = A\sigma^n f_7(T)$$

Auteurs	Remarques
Laks et al. (1956)	Fluage de l'aluminium à haute T et basses σ
Obert (1964)	Fluage de piliers modélisés dans le sel et la potasse
Thompson et al. (1964)	Fluage de halite et sylvinit
Garafalo (1965)	Fluage de métaux à basses σ
Hult (1966)	Fluage de divers matériaux; formulation généralisée en compression triaxiale: $\dot{\epsilon}_s = \left(\frac{\dot{\epsilon}_c}{A}\right) \left(\frac{\sigma_e}{\sigma_r}\right)^n \frac{3}{2} \frac{S_{i,j}}{\sigma_e}$
Obert et Duvall (1967)	Fluage du sel; $n = 2,0$
Li (1968)	Fluage de monocristaux de sel; $3,9 \leq n \leq 5,0$
Stein (1968)	Pour cristaux de métaux BCC; n varie avec la pureté
Rabotnov (1969)	Fluage de métaux
Carter et al. (1970)	Fluage de monocristaux d'halite à haute T et faible σ ; $7,0 \leq n \leq 8,0$ Fluage de polycristaux, $n \approx 7,0$; reliée à la polygonisation (chap. 5); $f_7(T) = e^{-Q/RT}$
Ladanyi (1972)	Fluage du pergélisol
Heard (1972)	Halite (artificiel); $5,0 \leq n \leq 5,5$
Poirier (1972)	Fluage de monocristaux d'halite, reliée à la polygonisation (chap. 5); $4,0 \leq n \leq 5,0$

TABLEAU 4-4 (SUITE)

AUTEURS AYANT CITÉ LA LOI DE PUISSANCE
COMME LOI DE FLUAGE STATIONNAIRE

$$\dot{\epsilon}_s = A\sigma^n f_7(T)$$

Auteurs	Remarques
Afrouz et al. (1974)	Fluage de roches à faible résistance
Odqvist (1974)	Fluage de métaux à basses σ ; déformation irrécupérable
Carter (1976)	Fluage de métaux, de céramiques et de roches, à des T intermédiaires
Russel (1978)	Fluage du sel en compression uniaxiale; $n \approx 5,5$
Lama et al. (1978)	Fluage du sel; $1,0 \leq n \leq 3,3$
Carter et al. (1978)	Fluage de roches pour $\sigma/G \leq 10^{-3}$; $n \leq 9,0$
Ladanyi et al. (1978)	Fluage de la glace
Handin et al. (1979)	Fluage du sel; n n'est pas le même pour les monocristaux ($n \approx 5,5$) que pour les polycristaux ($n \approx 4,2$)
Dawson (1979)	Fluage du sel à des σ intermédiaires (polygonisation; chap. 5)
Butcher (1980)	Fluage du sel; $f_7(T) = e^{-Q/RT}$
Morgenstern et al. (1980)	Fluage de la glace; $n \approx 3,0$
Albrecht et al. (1980)	Fluage du sel; $n \approx 5,0$; $f_7(T) = e^{-Q/RT}$
Hansen et al. (1980)	Fluage du sel; $n \approx 3,3$
Serata et al. (1980a et b)	Fluage du sel; $n \approx 2,6$; basé sur un modèle rhéologique avec seuil; $\sigma^n = \left(\frac{\tau_{oct} - K_0}{K_0} \right)^n$; $f_7(T) = (T/293)^p$ où $p = 9,2$
Eggeler et al. (1981)	Fluage de monocristaux de sel

TABLEAU 4-4 (SUITE)

AUTEURS AYANT CITÉ LA LOI DE PUISSANCE
COMME LOI DE FLUAGE STATIONNAIRE

$$\dot{\epsilon}_s = A\sigma^n f_7(T)$$

Auteurs	Remarques
Prij et al. (1981)	Rhéologie du sel in situ autour d'un trou de forage, $n \approx 5,5$
Hermann et al. (1981)	Fluage de sels; $3,0 \leq n \leq 4,9$ pour divers sels; $f_7(T) = e^{-Q/RT}$
Montgomery (1981)	Fluage du sel
Pfeifle et al. (1982)	Fluage du sel en compression triaxiale à 200°C
Carter et al. (1982)	Rhéologie du sel in situ, à grande profondeur
Herrmann et al. (1982)	Fluage de sels du Nouveau-Mexique et de la Louisiane; $4,9 \leq n \leq 5,0$
Hardy (1982)	Fluage du sel; n dépend du type de sollicitation, de σ_m et d'autres facteurs; $2,19 \leq n \leq 4,29$
Preece et al. (1982)	Fluage du sel; essais de compression triaxiale; $n \approx 4,9$
Sego et al. (1983)	Fluage de la glace; $2,47 \leq n \leq 3,18$; n dépend du niveau de déformation
Dyson et al. (1983)	Fluage d'alliages; introduit un seuil: $\sigma^n = (\sigma - \sigma_o)^n$ où $n \approx 4,0$
Ladanyi et al. (1983a et 1983b)	Rhéologie du sel en laboratoire; essais dilatométriques; $n \approx 2,2$; $A = fct(\sigma_3)$
Senseney et al. (1983)	Fluage du sel; $\sigma^n = (3J_2)^{\frac{n+1}{2}} (\sigma_{ij}/J_2)$; $4,0 \leq n \leq 5,5$
Svalstad (1983)	Fluage de sels de quatre dépôts; voir équation de Senseney et al. (1983)

TABLEAU 4-4 (SUITE ET FIN)

AUTEURS AYANT CITÉ LA LOI DE PUISSANCE
COMME LOI DE FLUAGE STATIONNAIRE

$$\dot{\epsilon}_s = A\sigma^n f_7(T)$$

Auteurs	Remarques
Hunsche et al. (1983) Hunsche (1984)	Rhéologie d'un pilier de mine in situ; $n \approx 5,0$; aussi fluage en laboratoire
Bérest et al. (1983)	Rhéologie du sel in situ; $3 \leq n \leq 5$
Borm (1983)	Fluage du sel; viscoélasticité non linéaire
Chabannes (1983)	Fluage de sels de 4 sites différents; $4,29 \leq n \leq 5,0$
Butcher (1983)	Fluage du sel
Mellegard et al. (1983)	Fluage du sel de Cleveland; $n \approx 4,08$
Preece et al. (1983)	Fluage du sel du Texas; $n \approx 3,62$
Hansen et al. (1984)	Fluage du sel en compression triaxiale, entre 100°C et 200°C ; $n \approx 4,5$
Wallner (1984)	Rhéologie du sel; $n \approx 4,9$

TABLEAU 4-5

AUTEURS AYANT CITÉ LA LOI DE PRANDTL-NADAI
COMME LOI DE FLUAGE STATIONNAIRE

$$\dot{\epsilon}_s = B(\text{Sinh } \alpha\sigma)^\ell \cdot f_g(T)$$

Auteurs	Remarques
Christy (1954 et 1956)	Fluage de NaCl et AgBr à haute T
Heard (1963)	Fluage de calcite et de marbre
Garafalo (1965) Hult (1966) Weertman et al. (1970a) Odqvist (1974)	Équation générale du fluage des métaux à haute T; se réduit à une loi de puissance à faibles σ , et à une loi exponentielle à hautes σ , $\ell \leq 4,5$ et généralement $\ell \approx 1,0$
Carter (1976) Carter et al. (1978)	Fluage de roches à haute T et déformation et taux de déformation élevés; $\ell = 1,0$
Bassett (1978)	Fluage de roches et de sols; $\ell = 1,0$
Dawson (1979)	Fluage du sel à fortes σ ; correspondrait au glissement des dislocations; $\ell = 1,0$
Taub et al. (1981)	Fluage uniaxial d'alliages amorphes; $\ell = 1,0$
Taub (1982)	Fluage d'alliages comportant un seuil; $\ell = 1,0$

TABLEAU 4-6

AUTEURS AYANT CITÉ LA LOI DE EYRING-SODERBERG
COMME LOI DE FLUAGE STATIONNAIRE

$$\dot{\epsilon}_s = C e^{D\sigma} f_9(T)$$

Auteurs	Remarques
Laks et al. (1956)	Fluage de l'aluminium à haute T et fortes σ
Garafalo (1965)	Fluage de métaux à haute σ
Molier (1966)	Fluage de roches
Carter et al. (1970)	Fluage de monocristaux d'halite à basse T et fortes σ , avec $\dot{\epsilon}$ élevés; correspond au glissement des dislocations (chap. 5)
Stavrogin et al. (1974)	Fluage de sylvinite; $0.01 \leq D \leq 0.05$; dépend du site
Carter (1976)	Fluage de roches à haute T et fortes σ

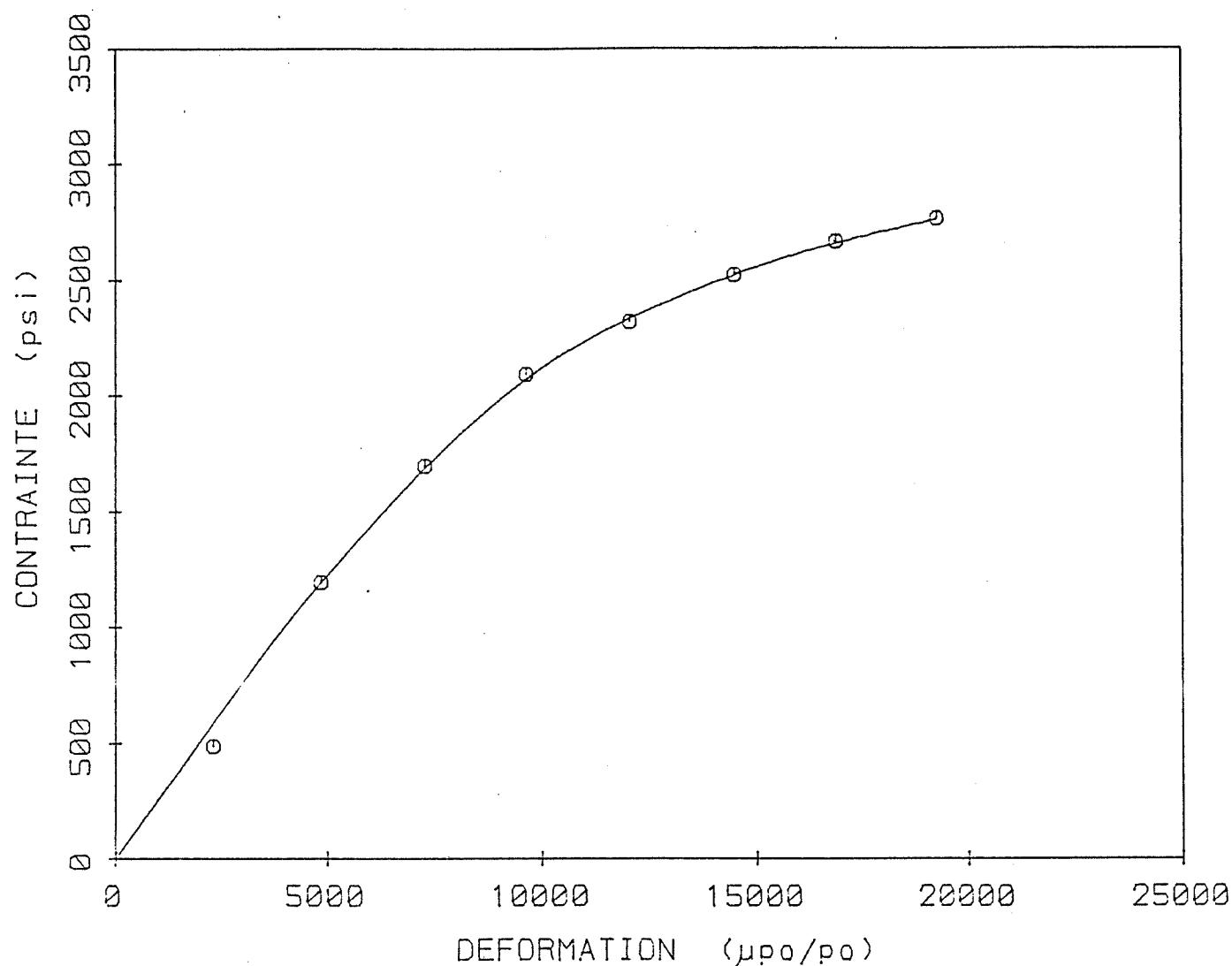


Figure 2-1: Relation contrainte-déformation d'un sel naturel, polycristallin, à un taux de déformation de $10^{-6}/\text{sec.}$; compression uniaxiale, température ambiante (d'après Hardy, 1982).

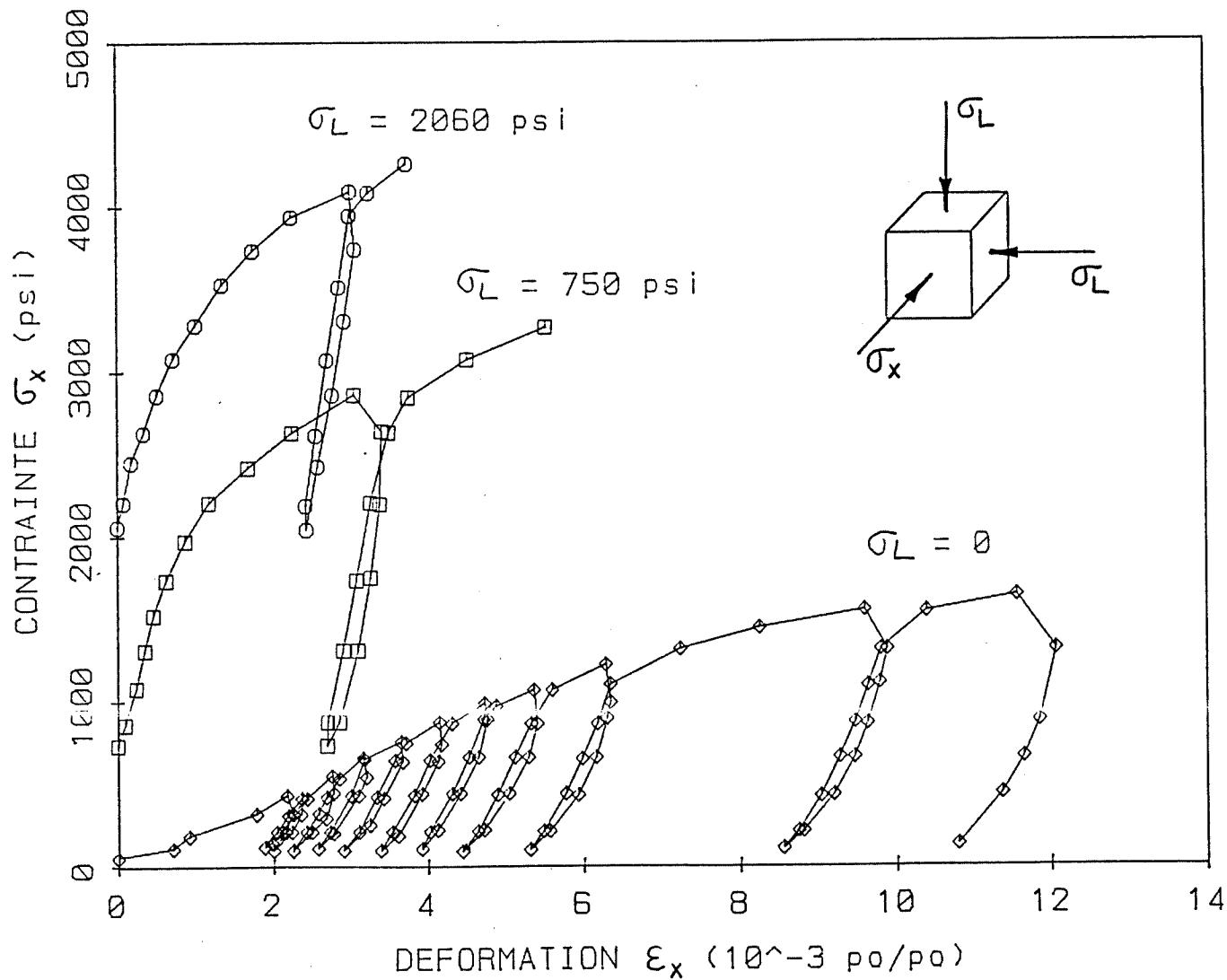


Figure 2-2: Relation contrainte-déformation d'un sel naturel, faiblement lié, pour diverses contraintes de confinement (d'après Serata, Sakurai et Adachi, 1968).

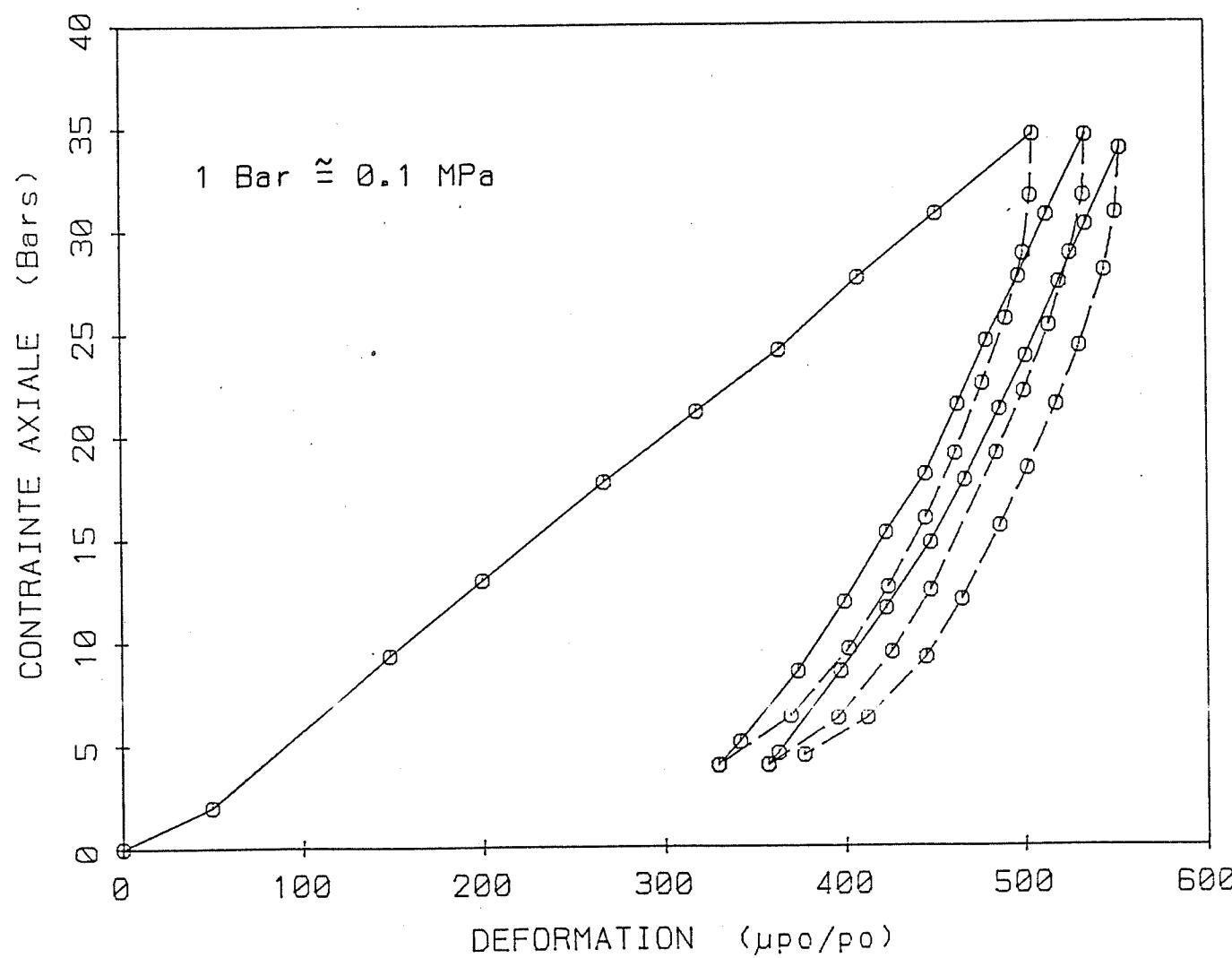


Figure 2-3: Effets de chargements répétés sur le comportement du sel naturel polycristallin; compression uniaxiale, température ambiante (d'après Horseman et Passaris, 1984).

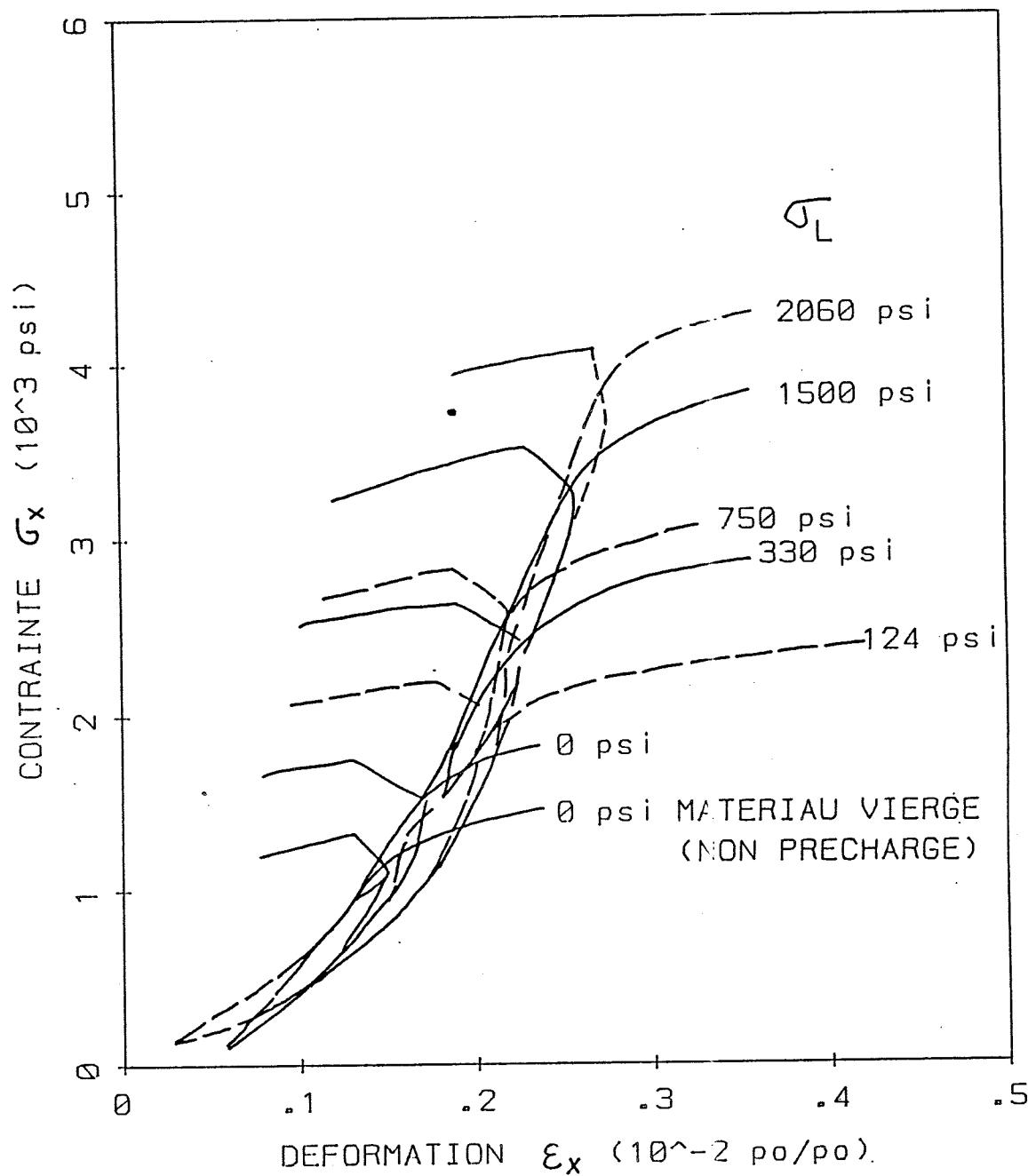


Figure 2-4: Évolution de la relation contrainte-déformation d'un sel naturel, faiblement lié, en compression triaxiale, pour différentes contraintes de confinement; température ambiante; voir figure 2-2 pour la signification de σ_x et σ_L (d'après Serata et McNamara, 1980a).

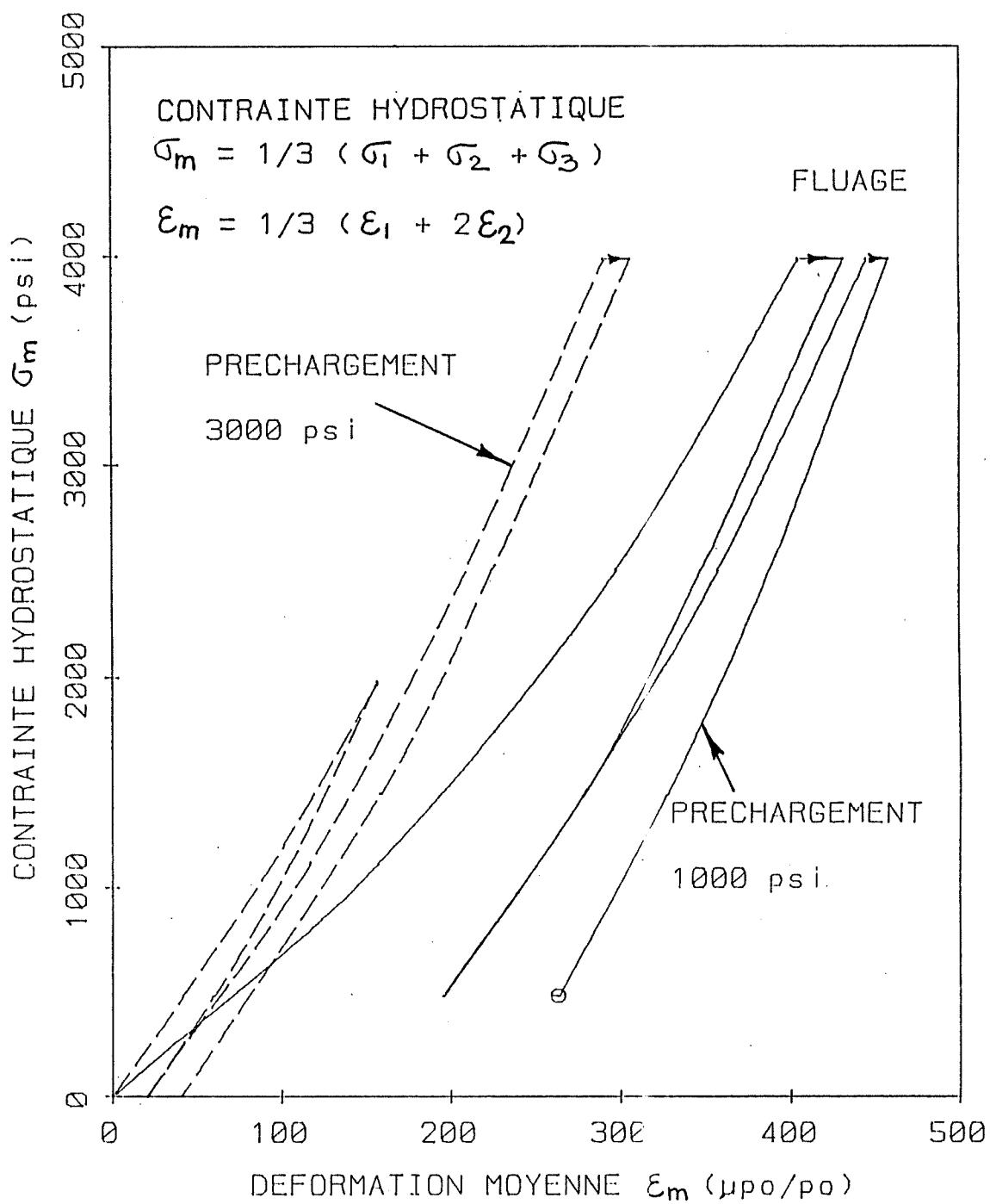


Figure 2-5: Compressibilité et dilatance du sel en conditions triaxiales - $\sigma_1 \neq \sigma_2 \neq \sigma_3$ - (d'après Serata, 1978b).

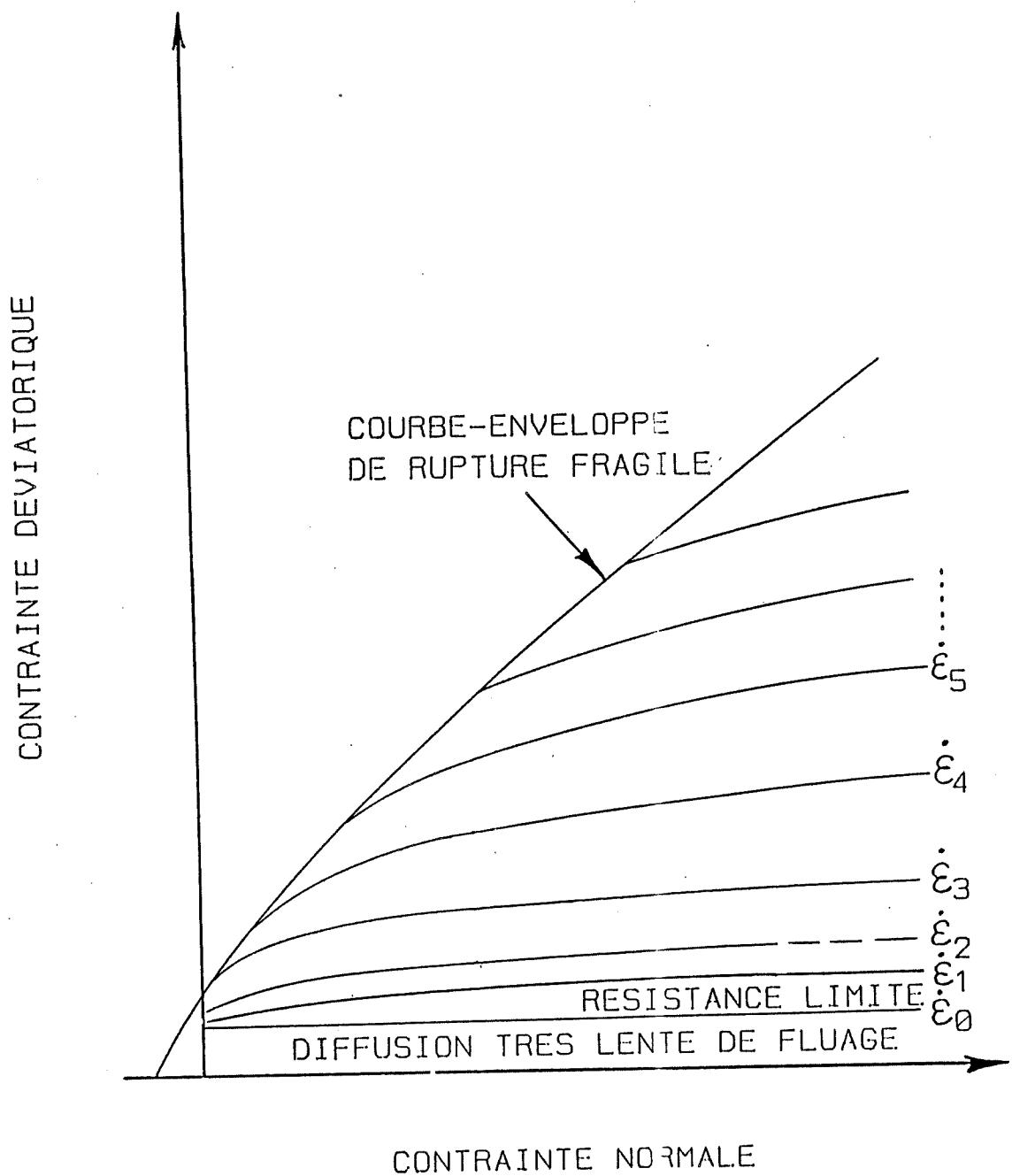


Figure 2-6: Courbes enveloppées pour divers taux de déformation, dans le plan des contraintes de Mohr-Coulomb (d'après Dusseault et Mraz, 1983).

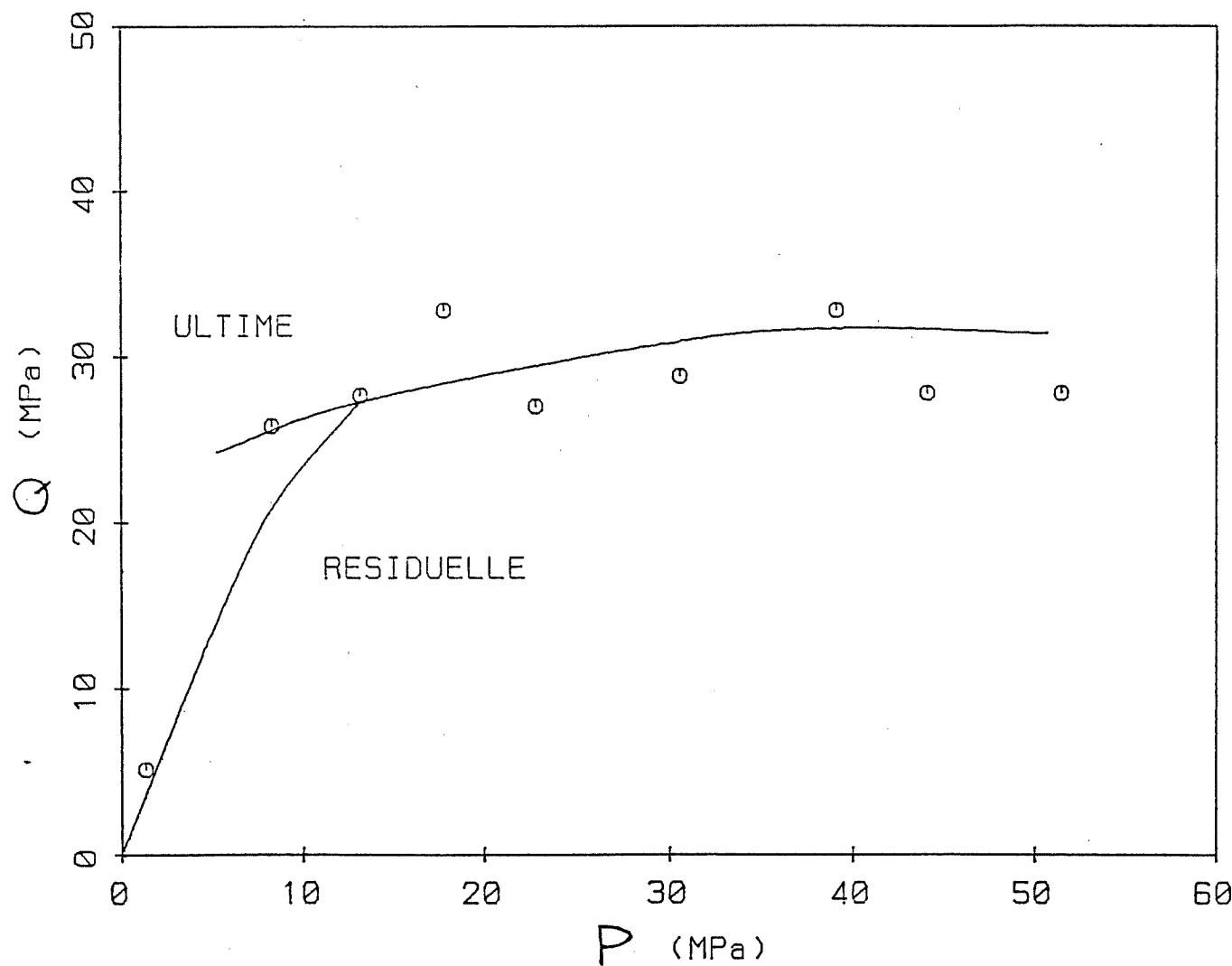


Figure 2-7: Résistance ultime et résiduelle du sel en compression triaxiale, à température ambiante (d'après Gilbert et Farmer, 1981).

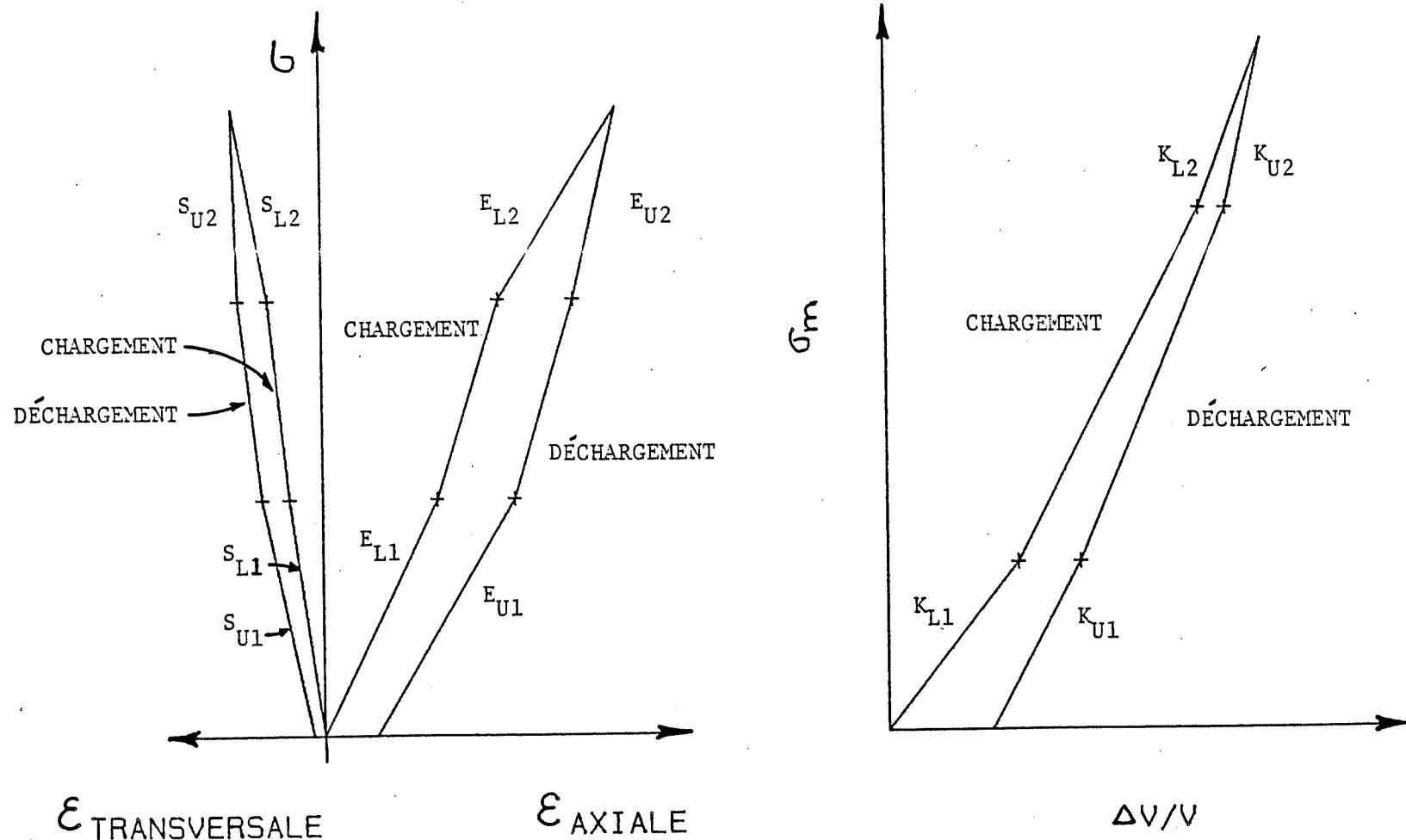


Figure 2-8: Évaluation de la pente de la relation contrainte-déformation idéalisée (en compression uniaxiale) et de la relation pression-déformation volumique; les modules élastiques sont mesurés après décharge, soient E_{u2} et K_{u2} (d'après Horsemann et Passaris, 1984).

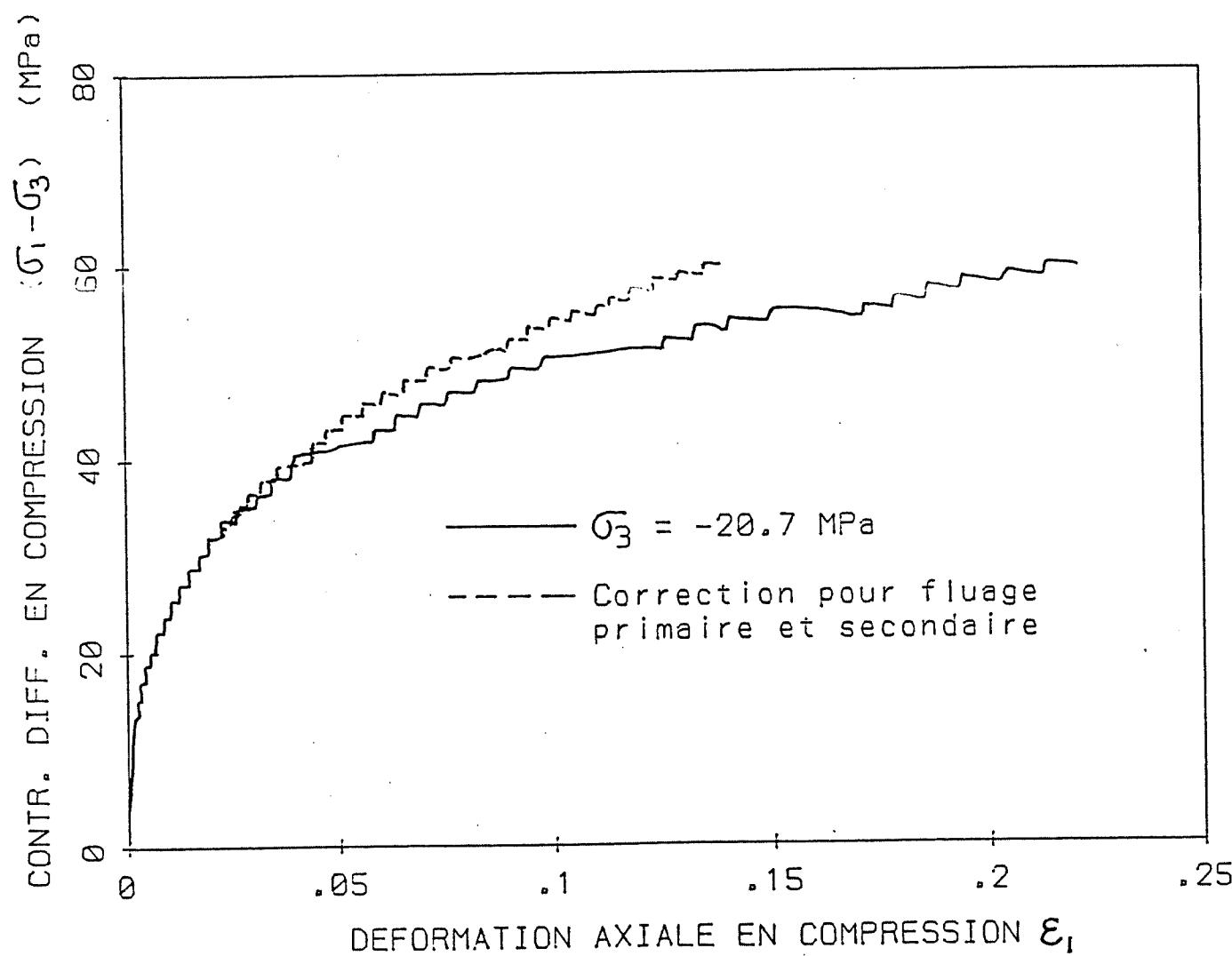


Figure 2-9: Courbe contrainte-déformation conventionnelle, en compression triaxiale, corrigée pour éliminer l'effet du fluage; température ambiante (d'après Butcher, 1980).

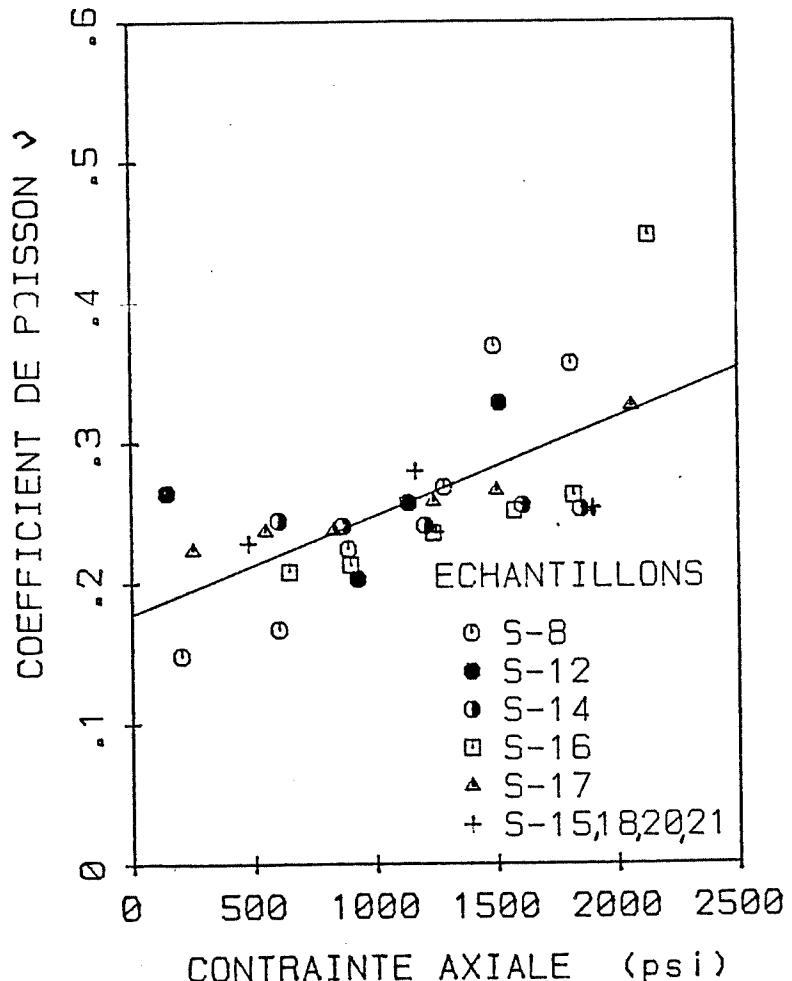
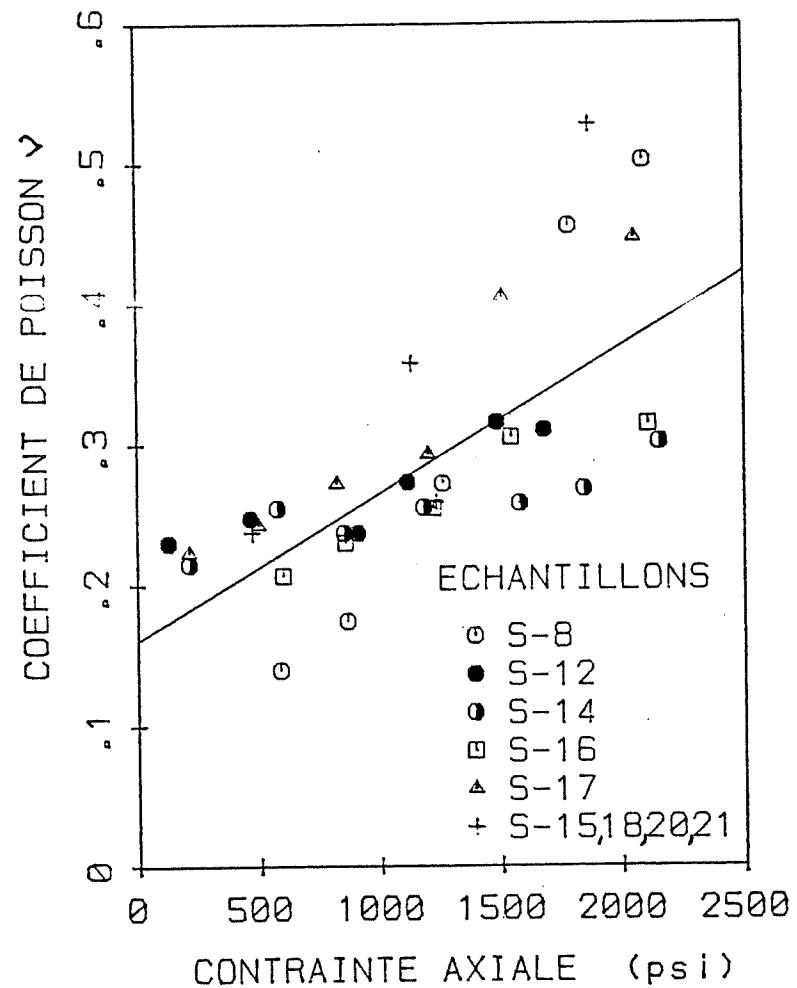


Figure 2-10: Variation du coefficient de Poisson calculé à partir de la déformation instantanée, suite à des essais de chargement et déchargement, selon le niveau de contrainte; compression uniaxiale, température ambiante (d'après Hardy, 1982).

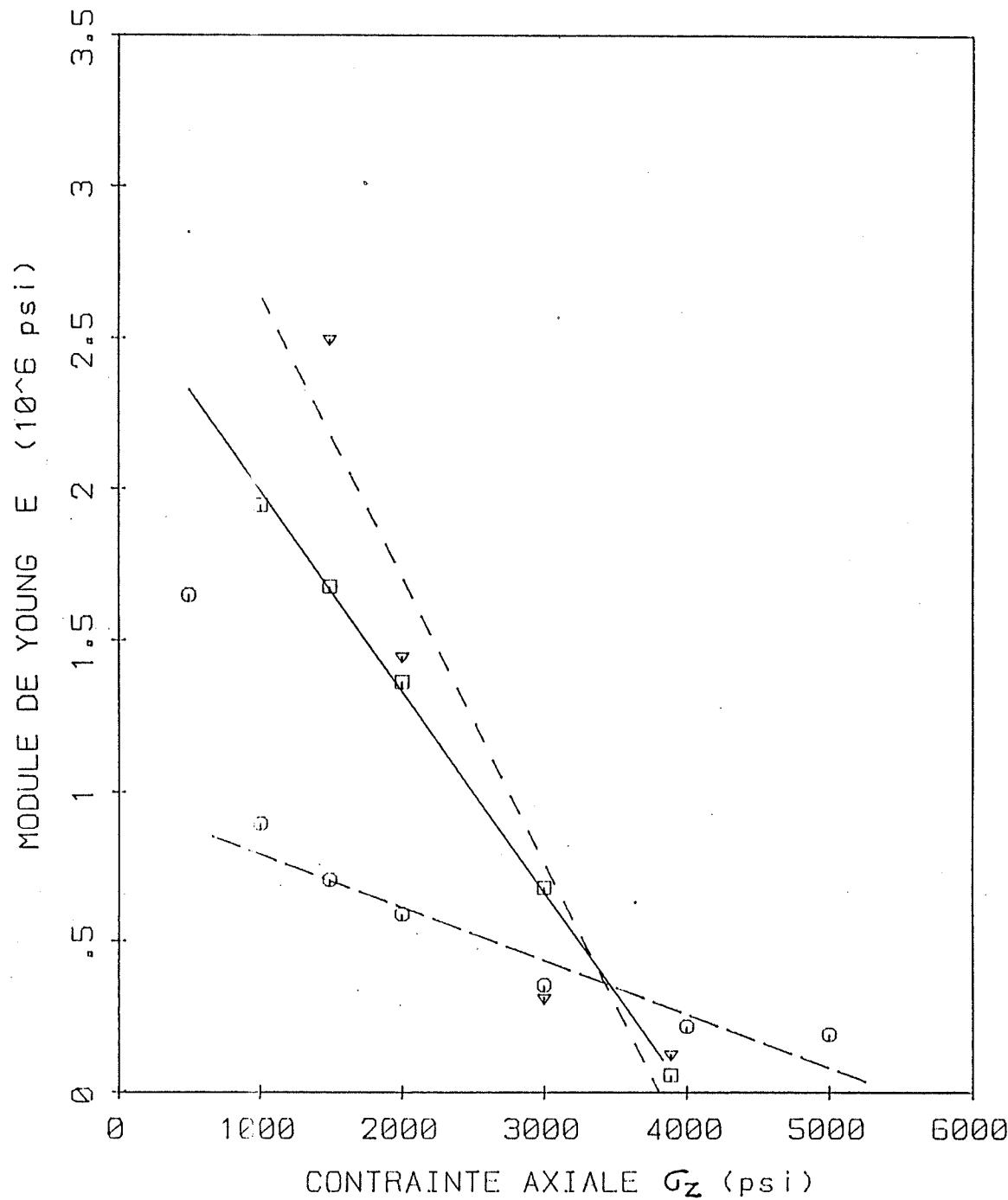


Figure 2-11: Variation du module de Young, en fonction de la contrainte uniaxiale de compression sur trois sels artificiels; compression uniaxiale, température ambiante (d'après Hardy, 1982).

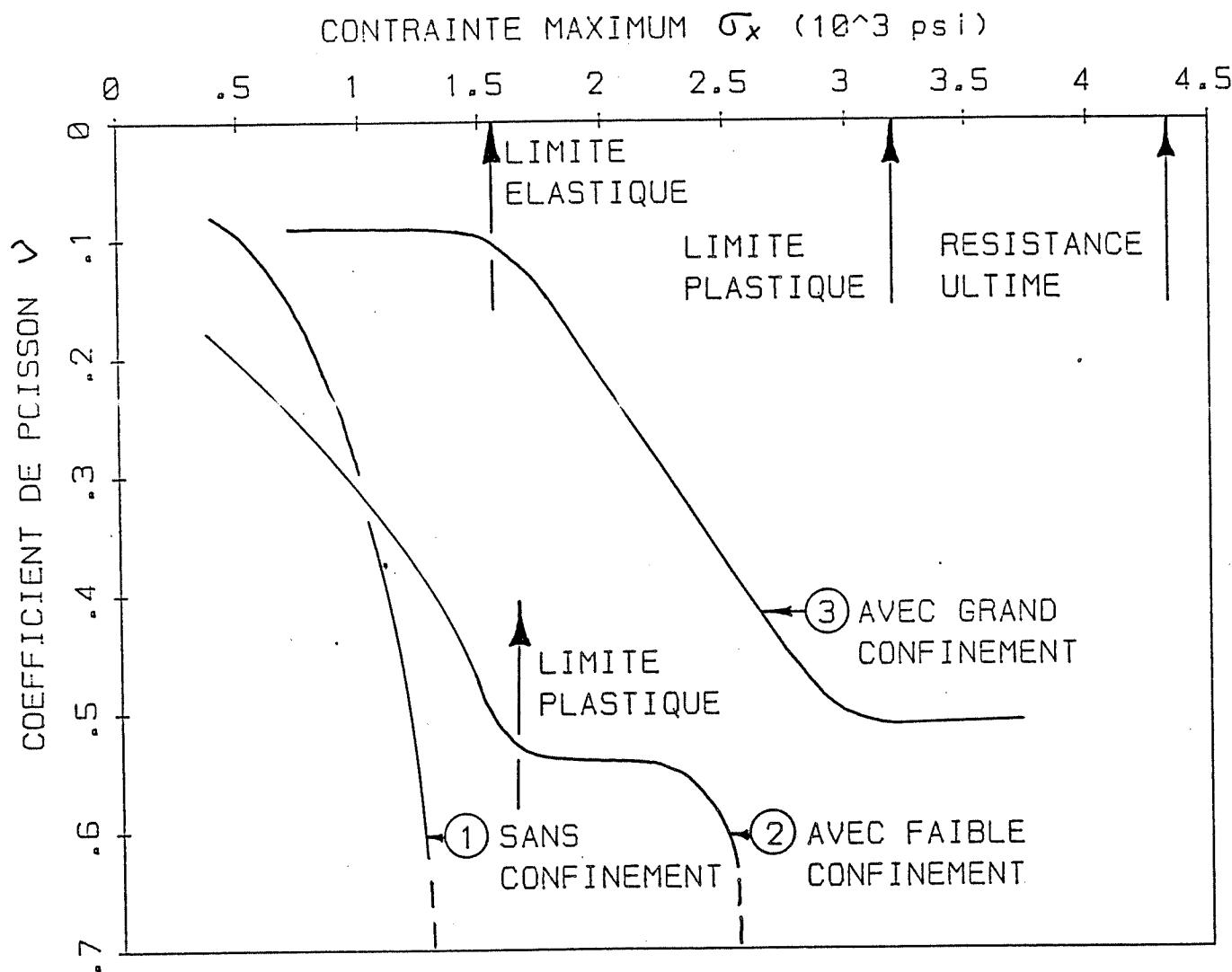


Figure 2-12: Définition des limites élastique et plastique et de la résistance ultime; voir figure 2-2 pour la signification de σ_x (d'après Serata, 1978).

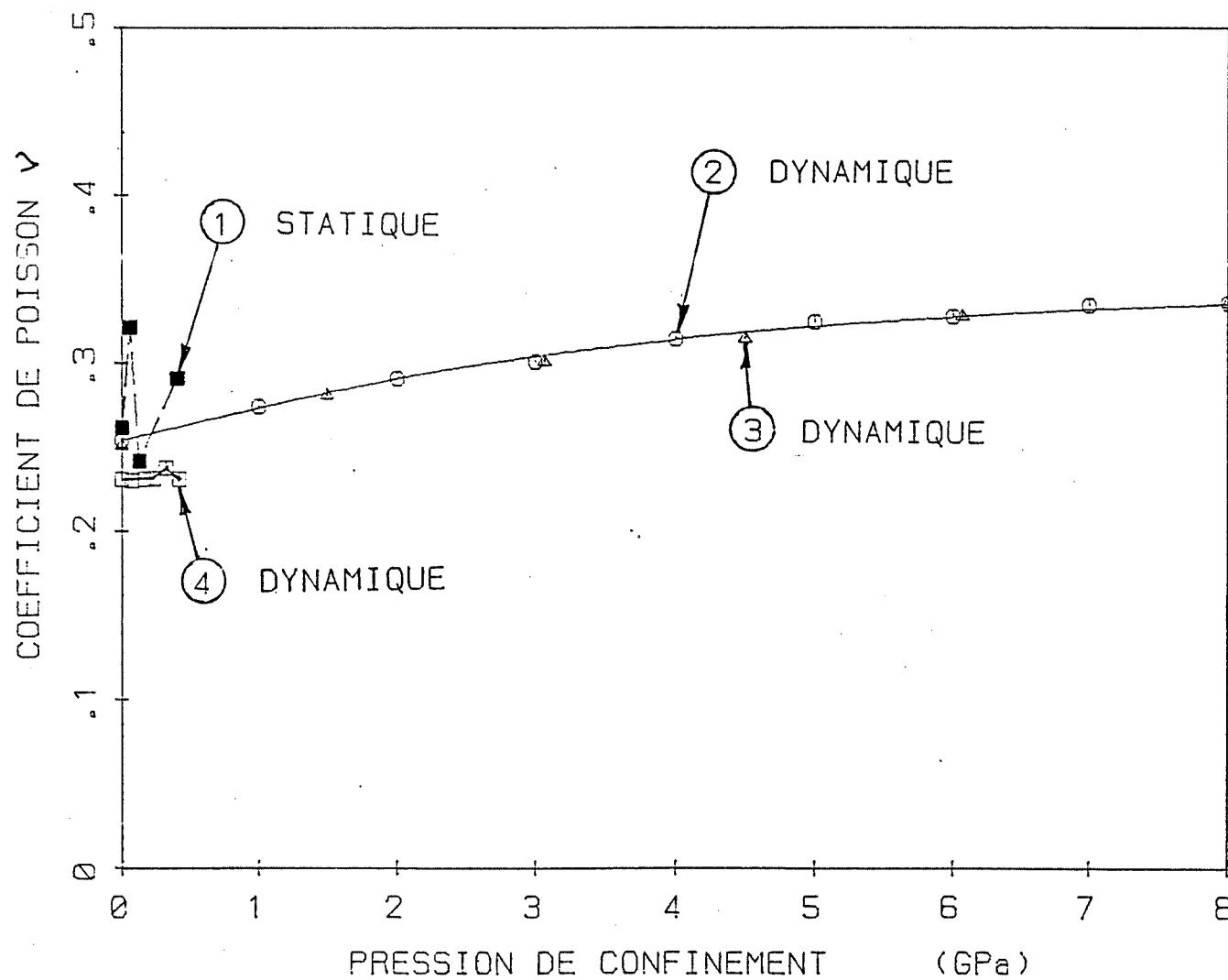


Figure 2-13: Effet de la contrainte de confinement sur le coefficient de Poisson pour divers sels, à température ambiante (tirée de Gevantman, 1981).

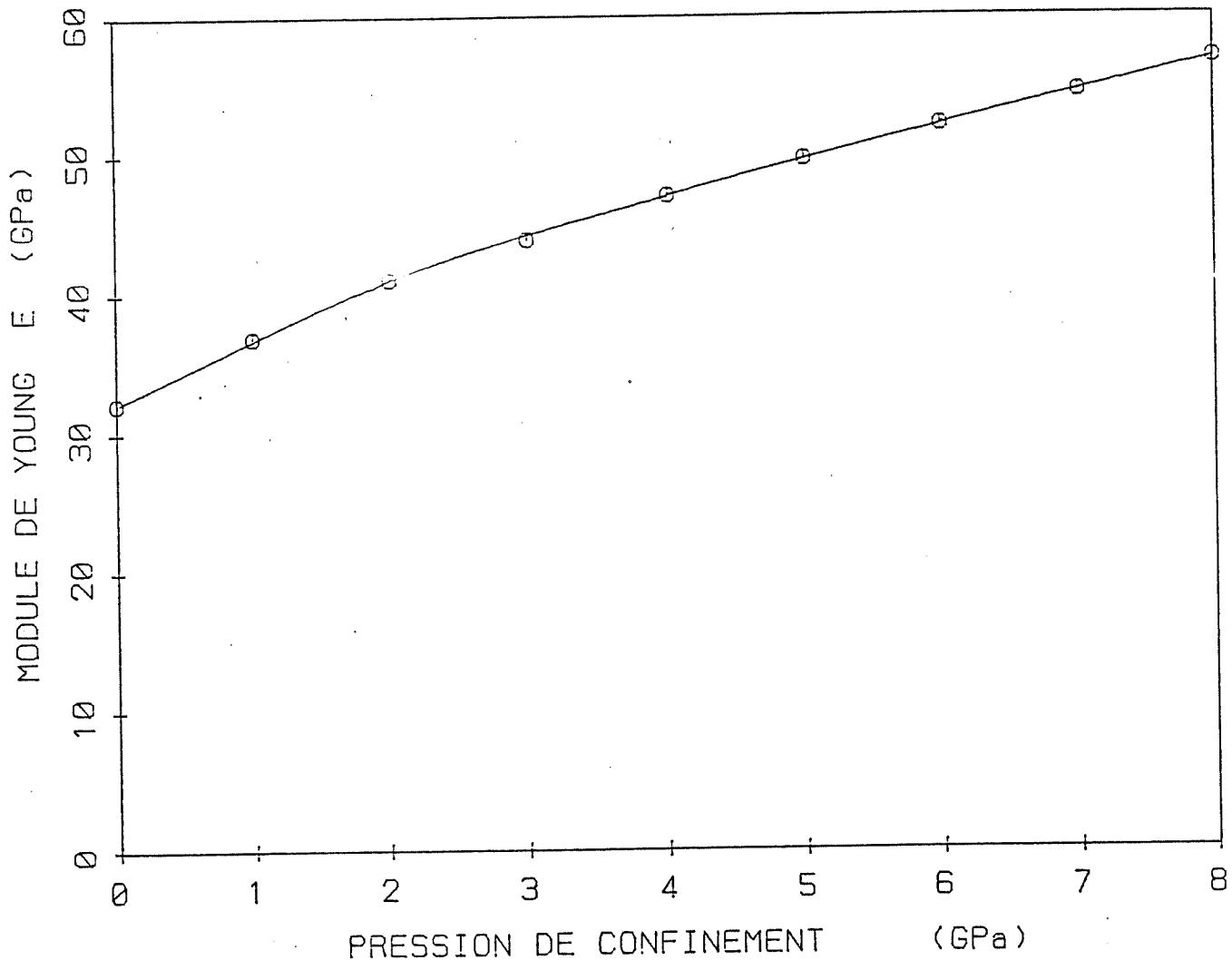


Figure 2-14: Effet de la contrainte de confinement sur le module de Young; mesures soniques sur un sel artificiel, à température ambiante (tirée de Gevantman, 1981).

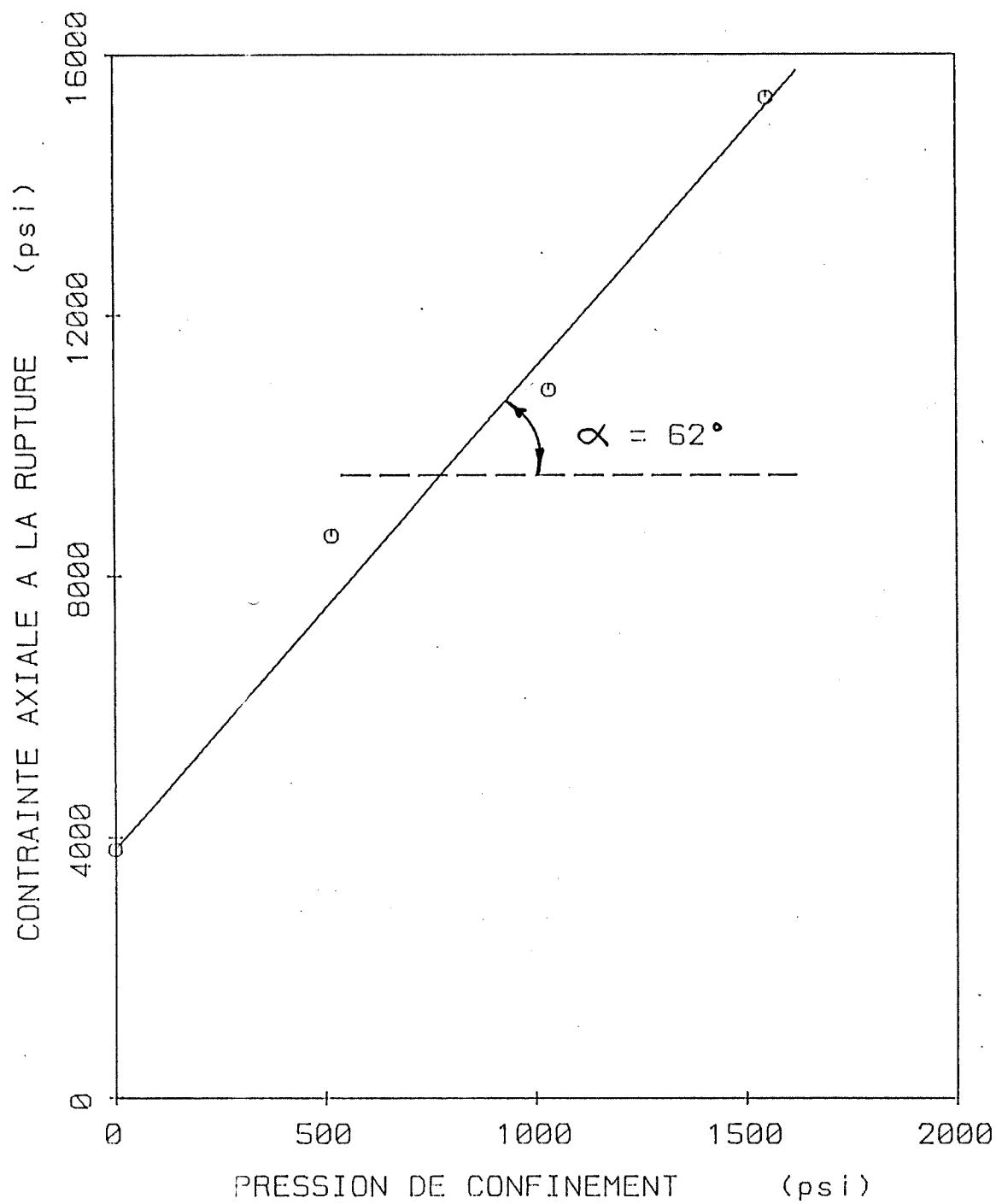


Figure 2-15: Variation de la contrainte axiale à la rupture en fonction de la contrainte de confinement, pour des essais triaxiaux sur du sel artificiel, à température ambiante (d'après Hardy, 1982).

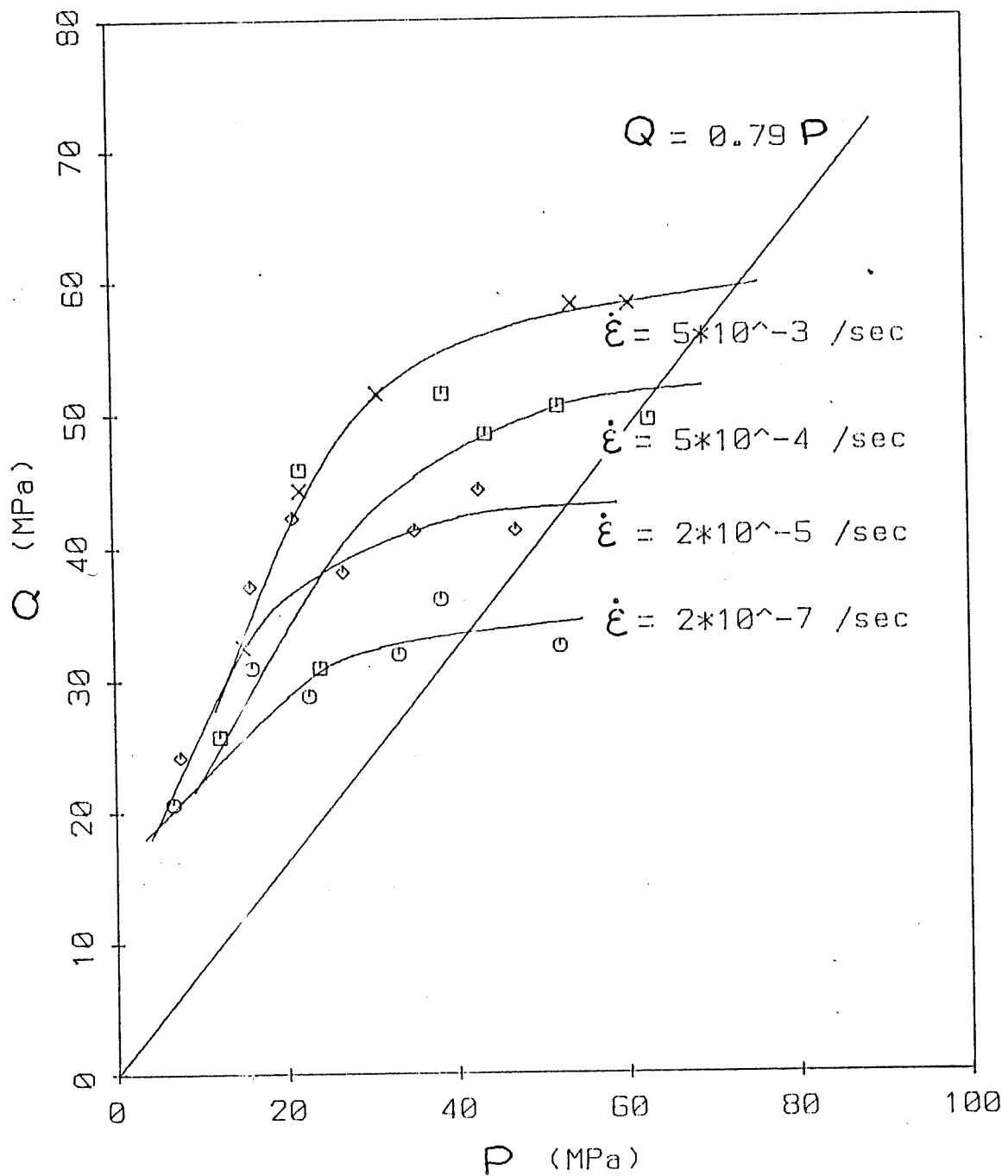


Figure 2-16: Courbes enveloppes de la résistance du sél, à une déformation de 4%, pour divers taux de déformation, sur le diagramme Q-P; la droite $Q = 0.79P$ relie les points à $dQ/dP = 0$; température ambiante (d'après Gilbert et Farmer, 1981).

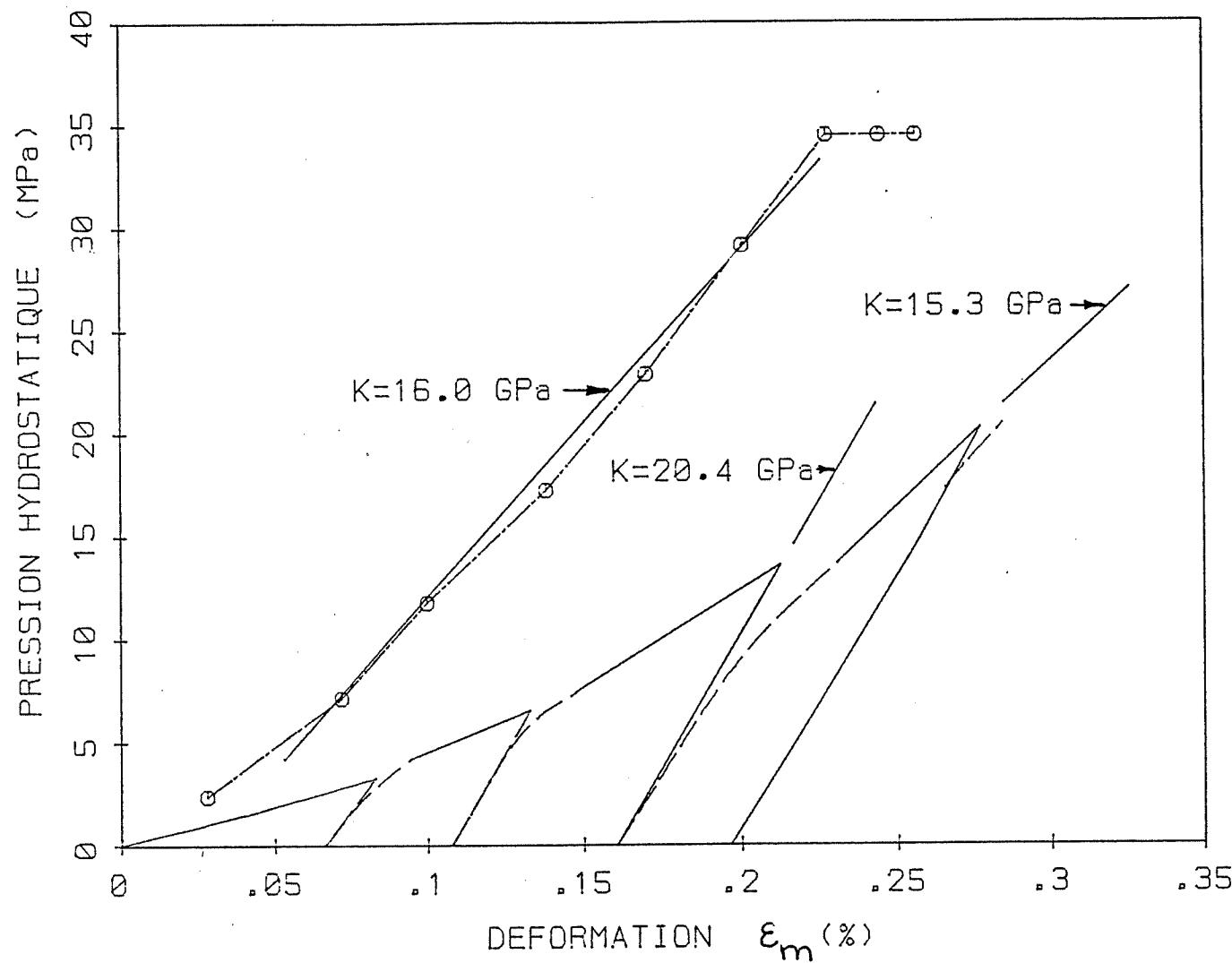


Figure 2-17: Effet de la contrainte hydrostatique sur la déformation volumique du sel du Nouveau-Mexique, à température ambiante (d'après Wawersik et Hannum, 1980).

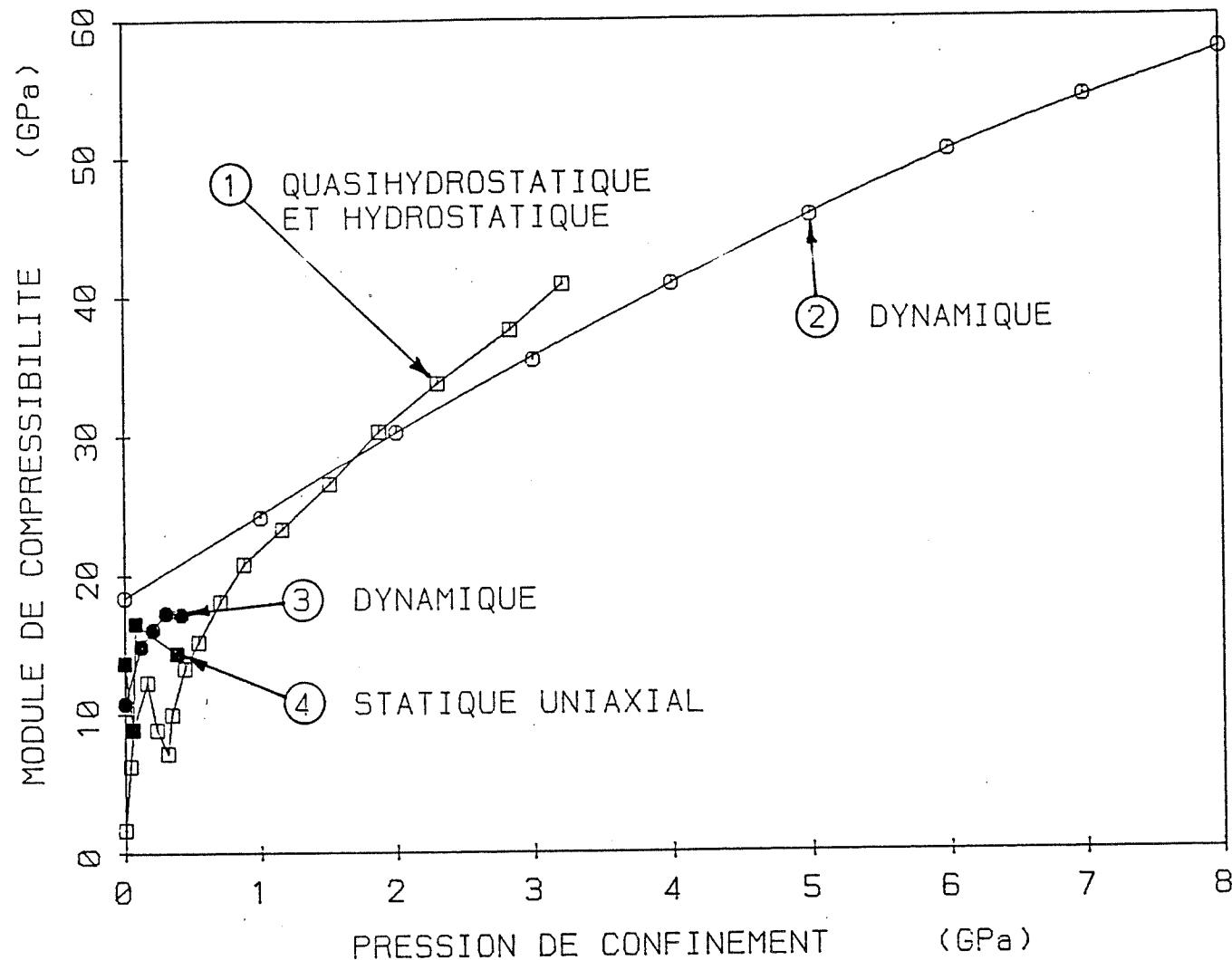


Figure 2-18: Variation du module de compressibilité hydrostatique avec la contrainte de confinement pour divers sels à température ambiante (tirée de Gevantman, 1981).

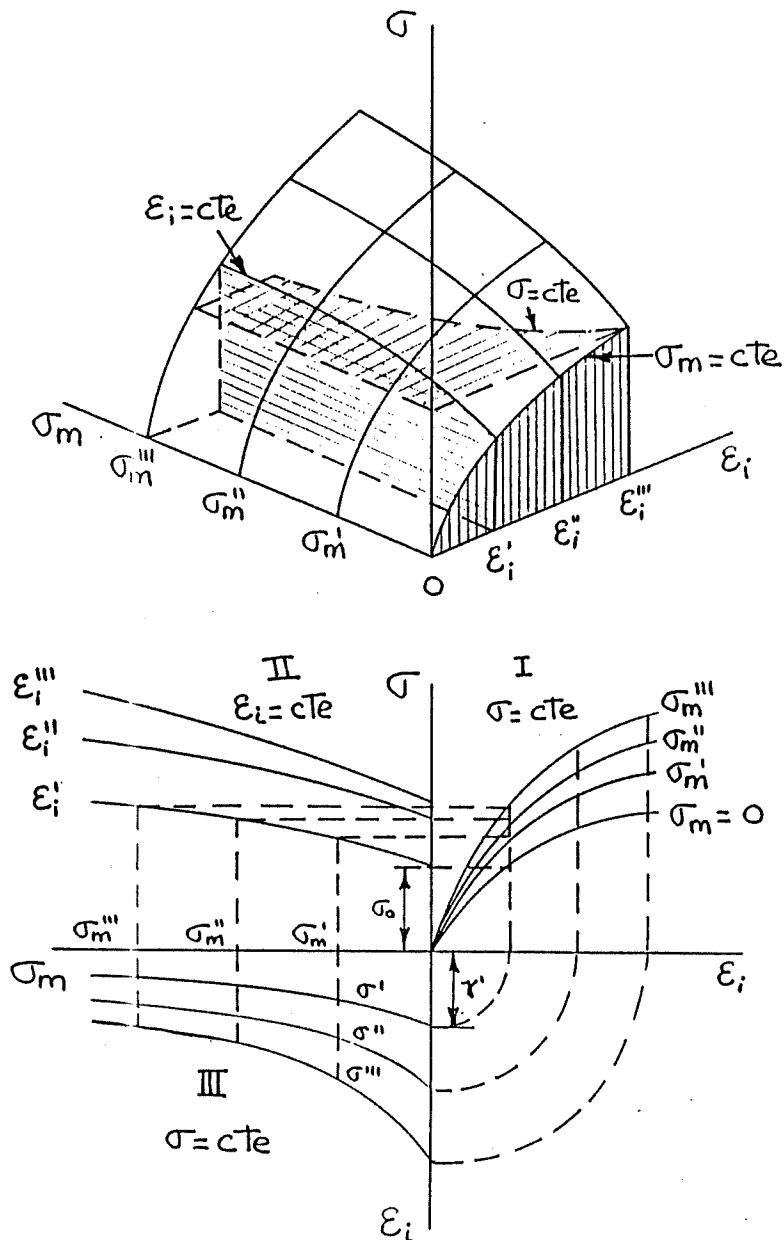


Figure 2-19: Effet de la contrainte moyenne sur la relation contrainte-déformation des géomatériaux (d'après Vyalov, 1965b).

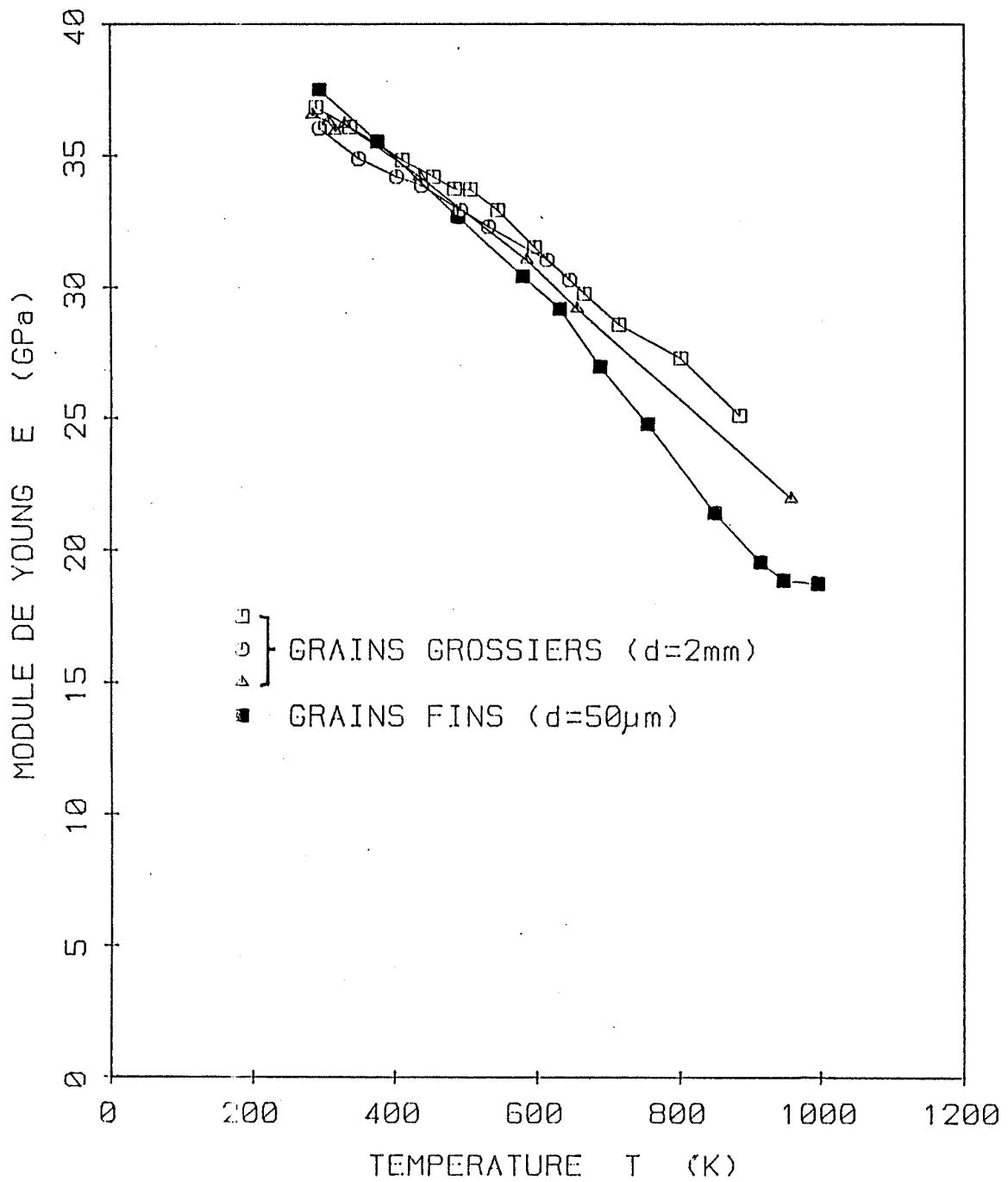


Figure 2-20: Effet de la température sur le module de Young dynamique (tirée de Gevantman, 1981).

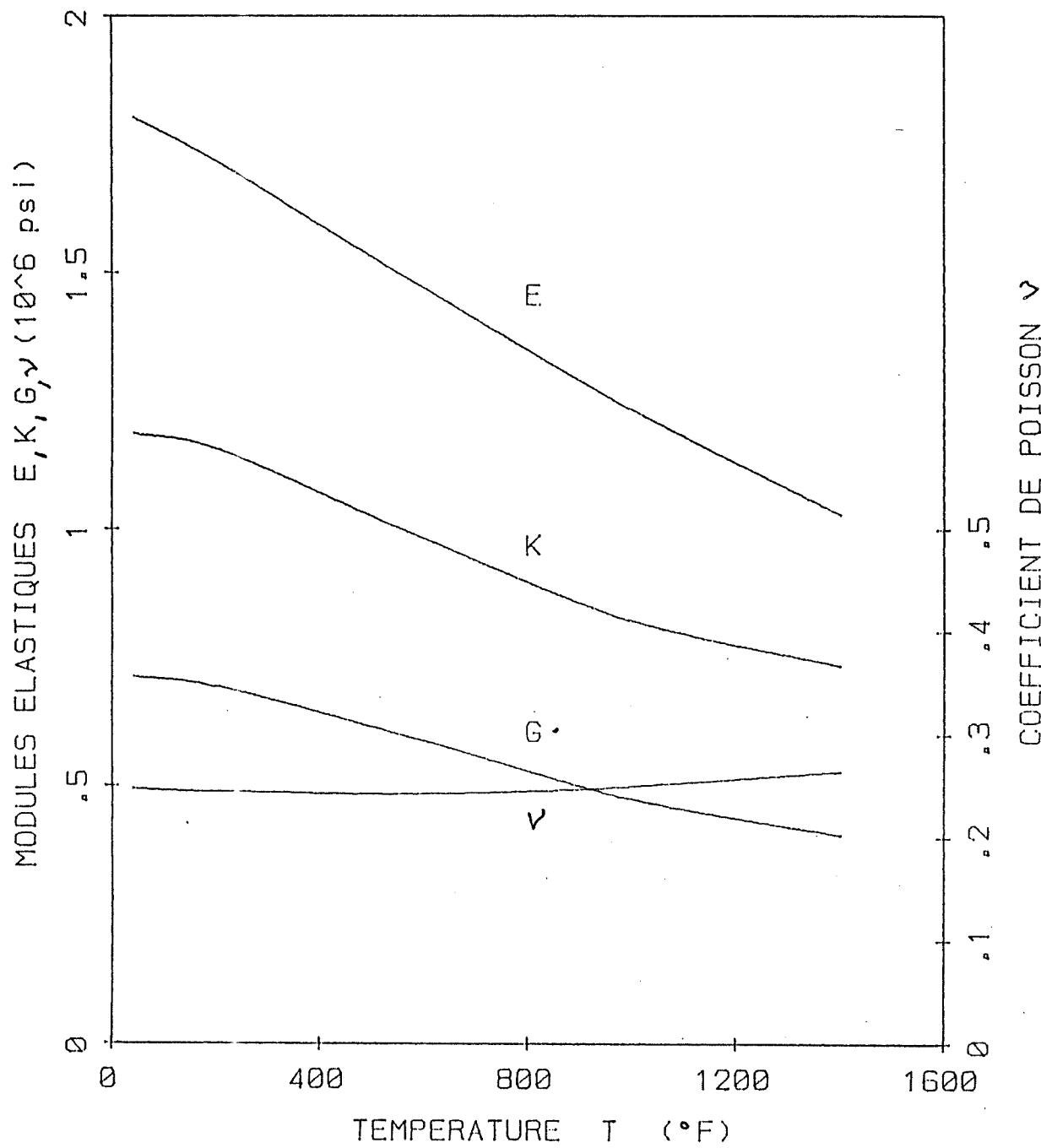


Figure 2-21: Effet de la température sur les constantes élastiques du sel (d'après Serata et McNamara, 1980a).

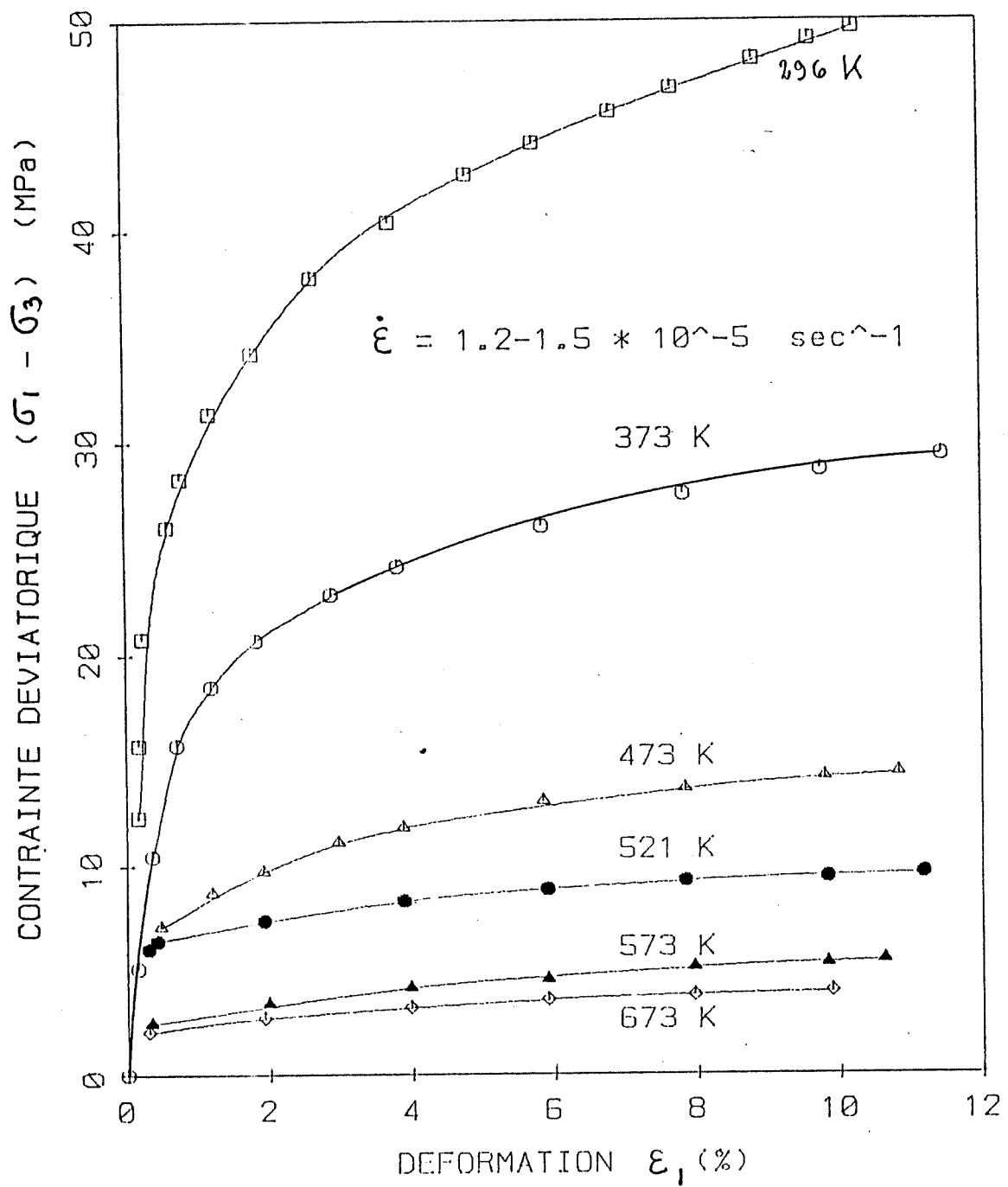


Figure 2-22: Courbes contrainte-déformation d'un sel polycristallin (halite), à diverses températures; contrainte de confinement de 200 MPa (d'après Heard, 1972).

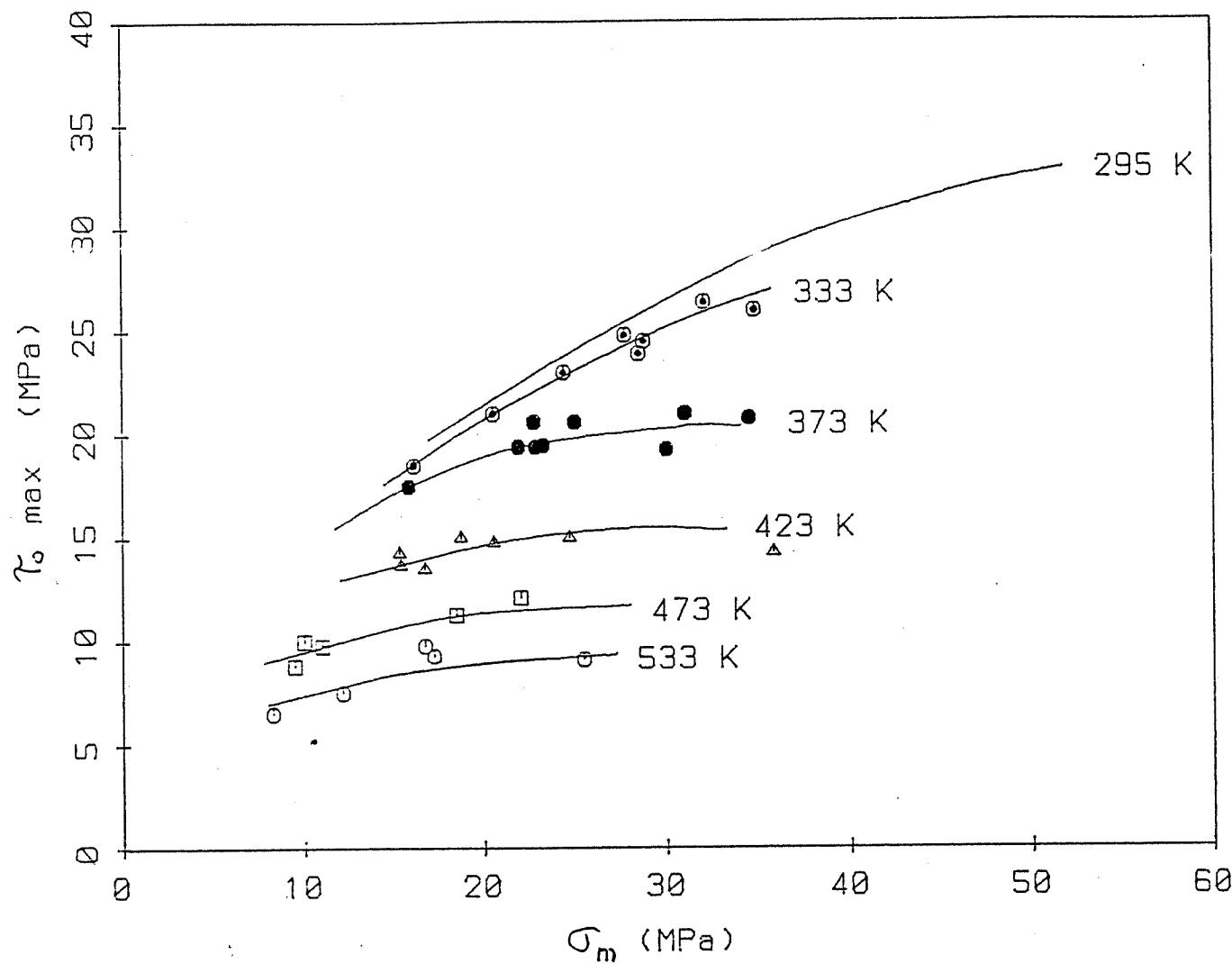


Figure 2-23: Courbes enveloppes de rupture du sel en fonction de la température; compression triaxiale à taux de déformation non spécifié (d'après Langer, 1984).

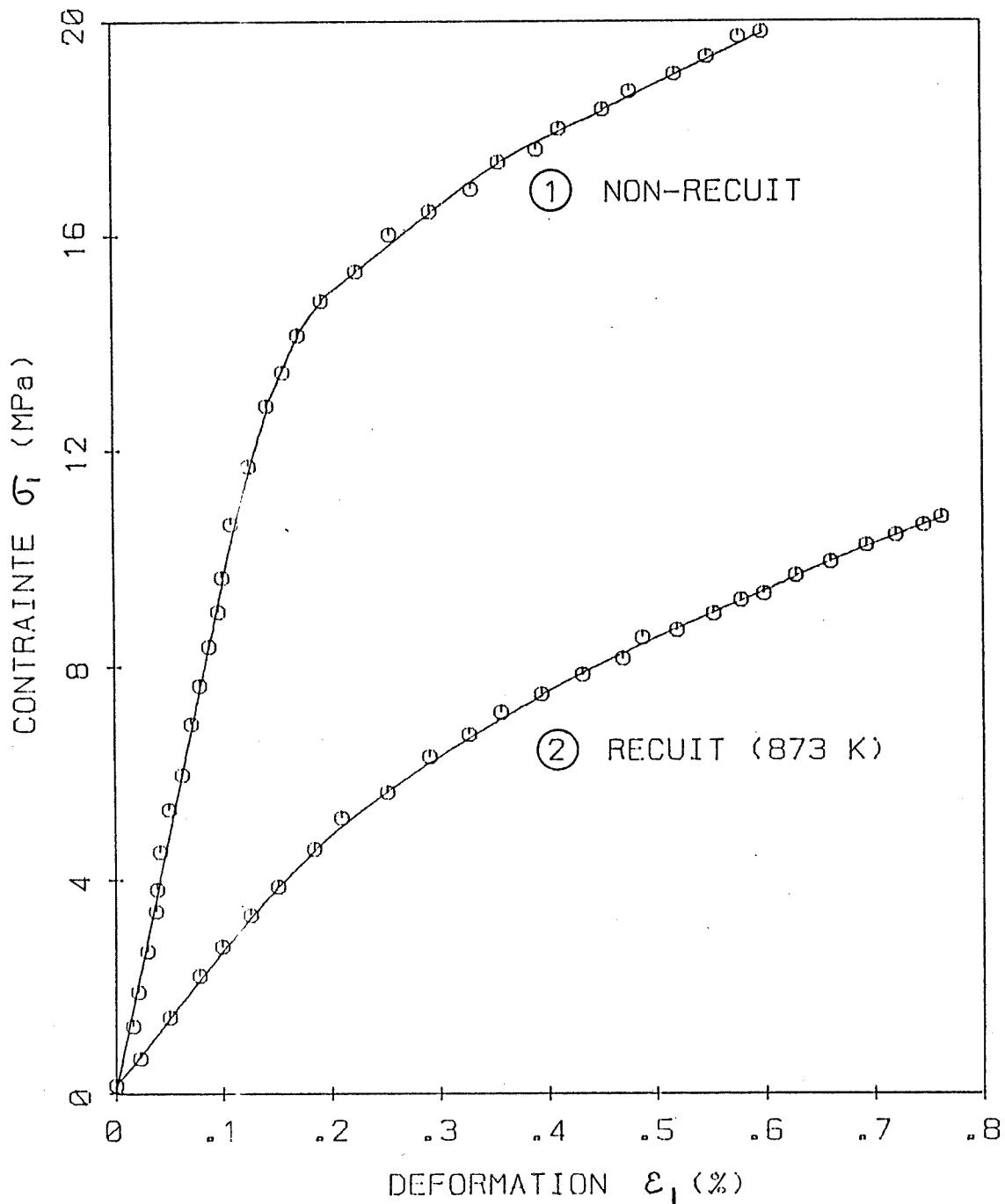


Figure 2-24: Effet d'un traitement de restauration thermique (recuit) sur la relation contrainte-déformation du sel (d'après Gera, 1972).

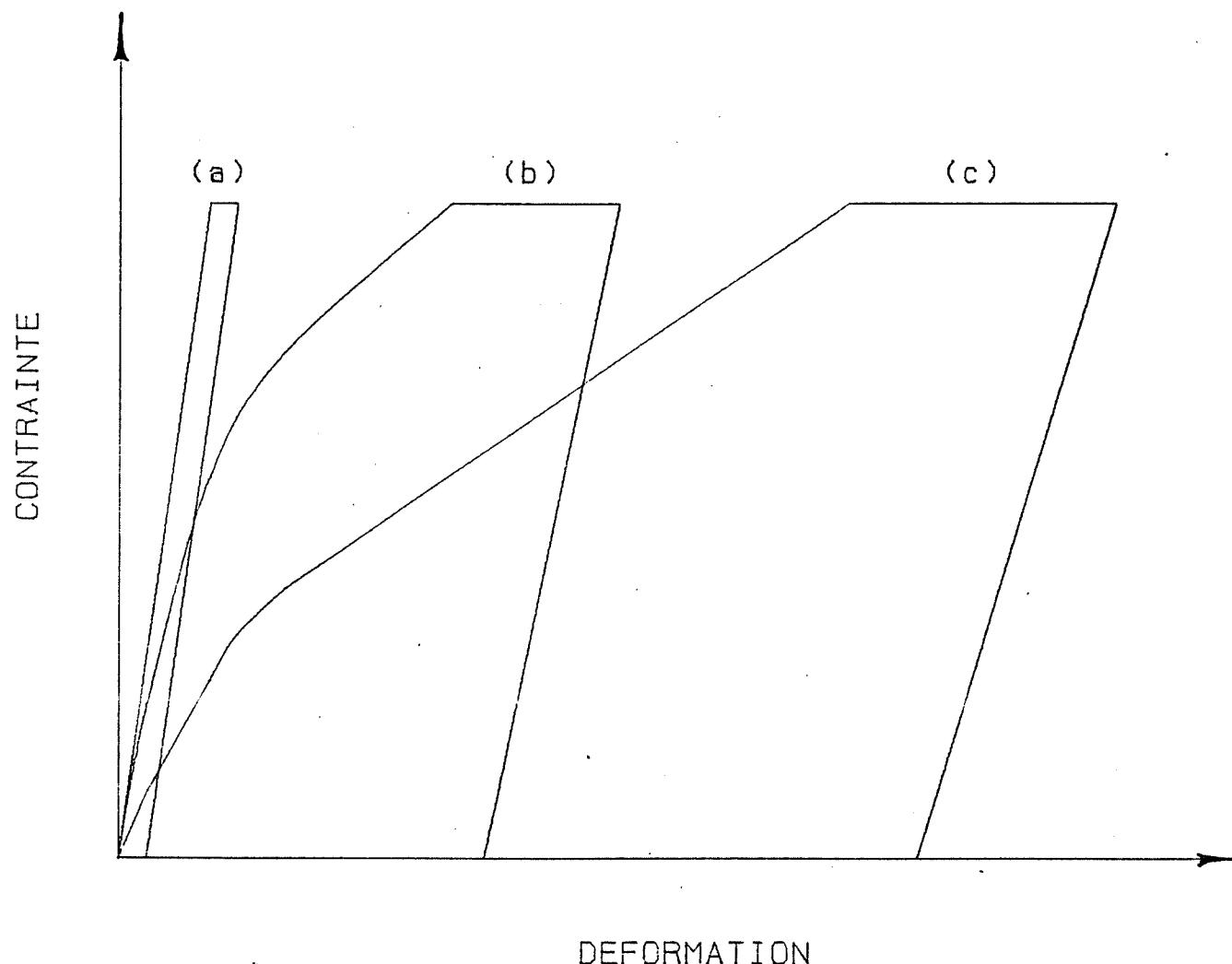


Figure 2-25: Effet de traitements thermiques sur la relation contrainte-déformation du sel artificiel en compression uniaxiale; à température ambiante: (a) aucun traitement; (b) traitement à 230°C durant 7 heures; (c) traitement à 300°C durant 24 heures (d'après Guessous, 1983).

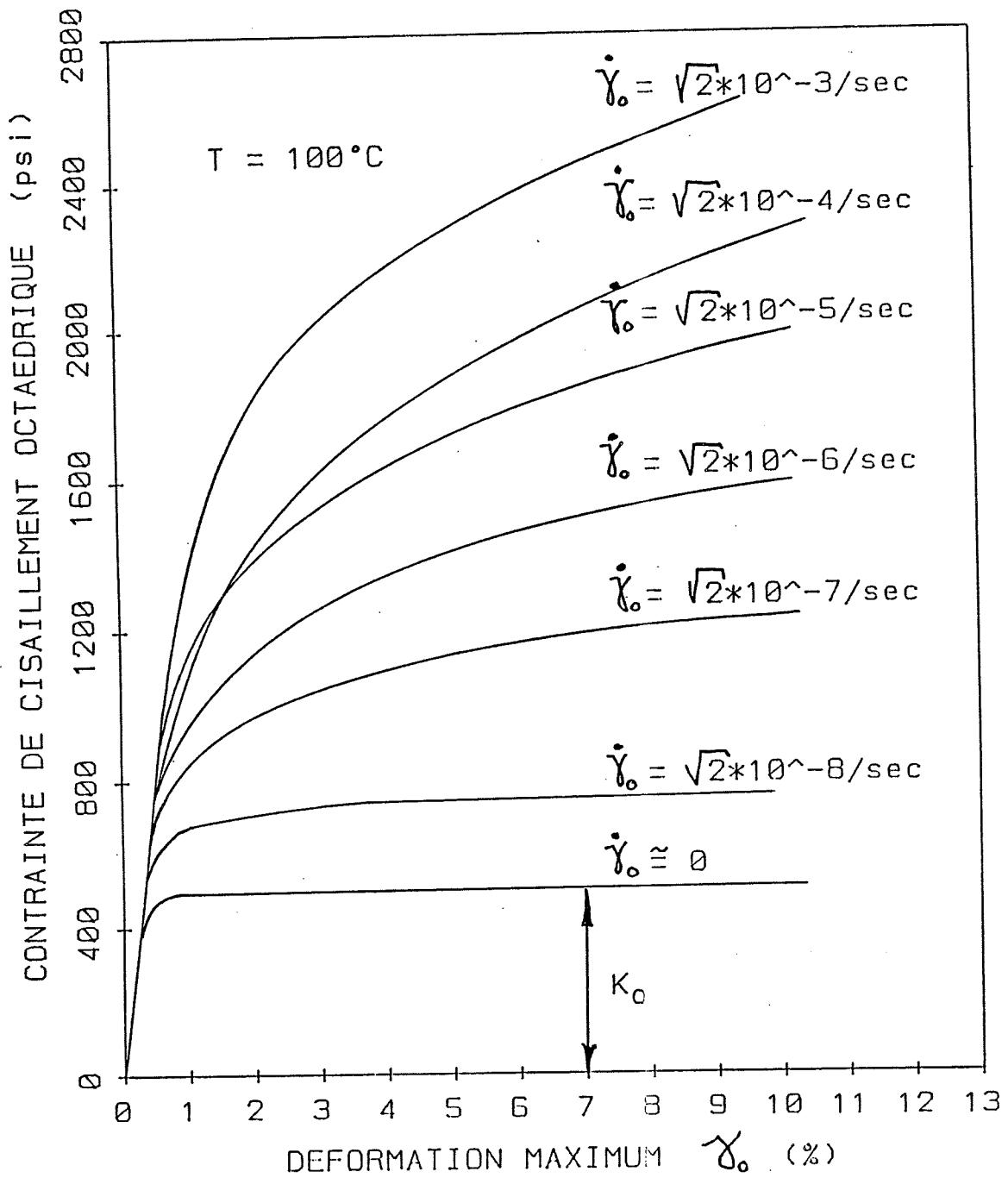


Figure 2-26: Relations contrainte-déformation du sel pour divers taux de distortion angulaire - $\dot{\gamma}_0$ (d'après Serata, 1978b).

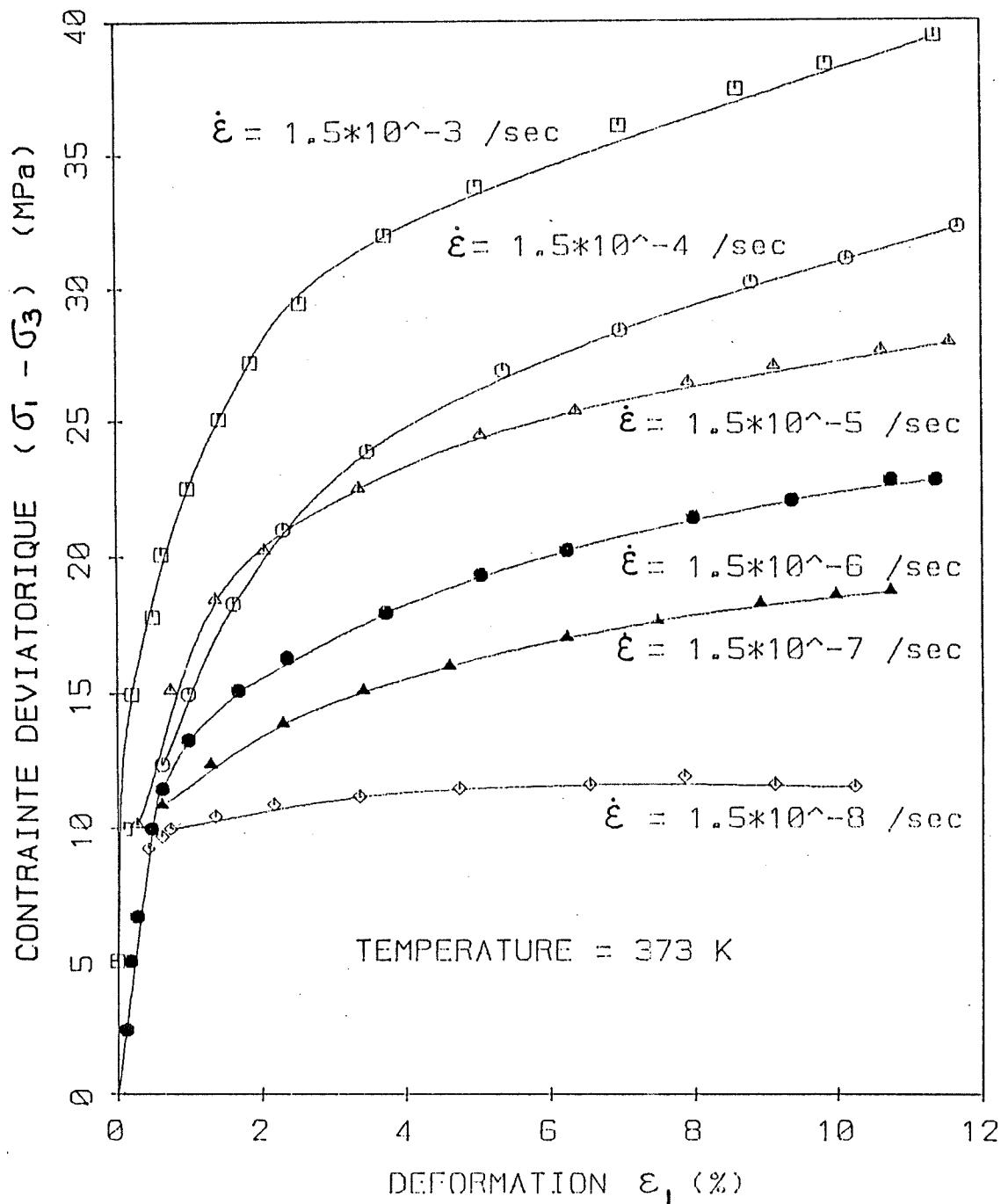


Figure 2-27: Effet du taux de déformation sur la relation contrainte-déformation d'un sel artificiel en compression triaxiale avec une contrainte de confinement de 200 MPa (d'après Heard, 1972).

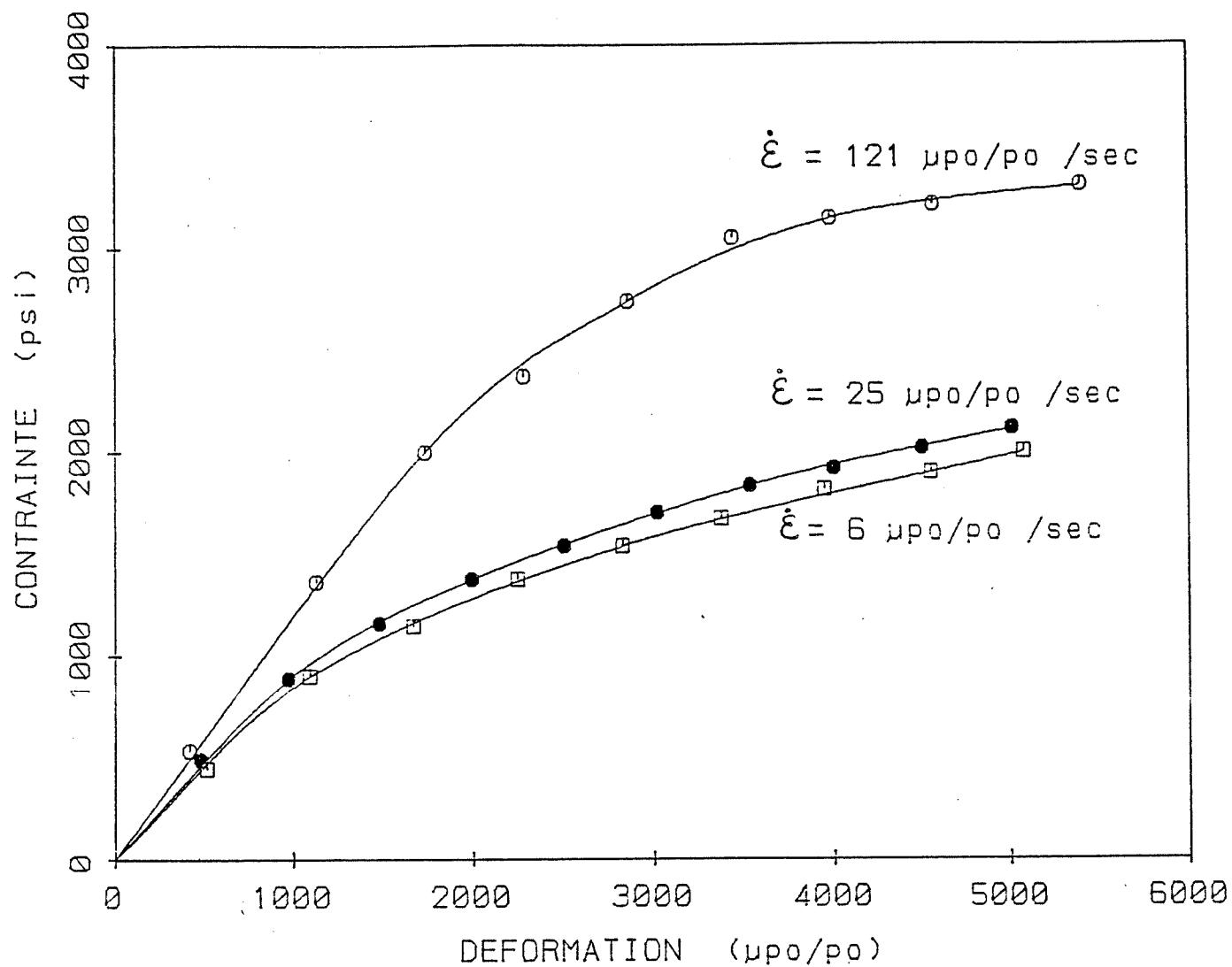


Figure 2-28: Effet du taux de déformation sur le diagramme contrainte-déformation d'un sel artificiel (d'après Hardy, 1982).

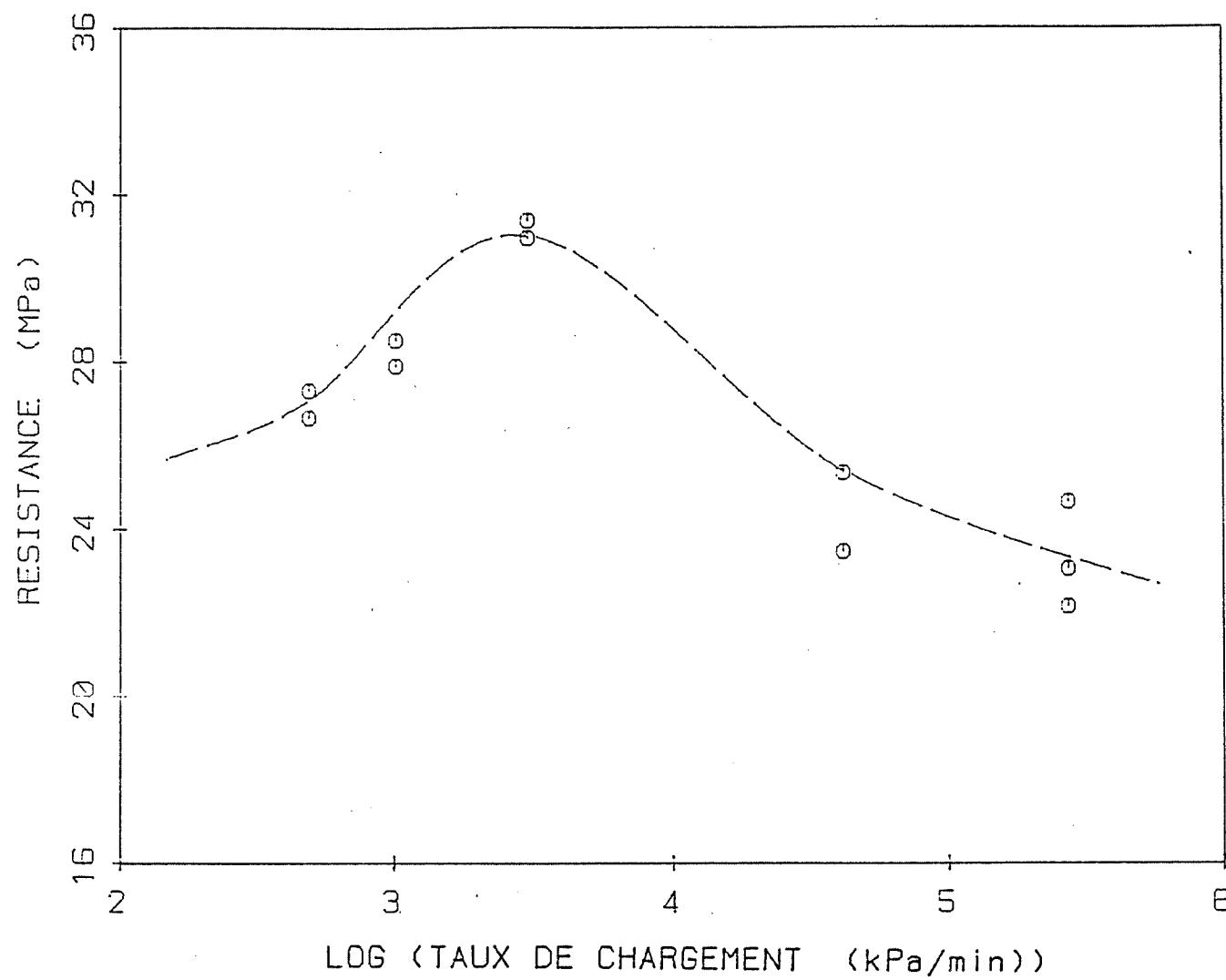


Figure 2-29: Effet du taux de chargement sur la résistance en compression uniaxiale à température ambiante (d'après Passaris, 1982).

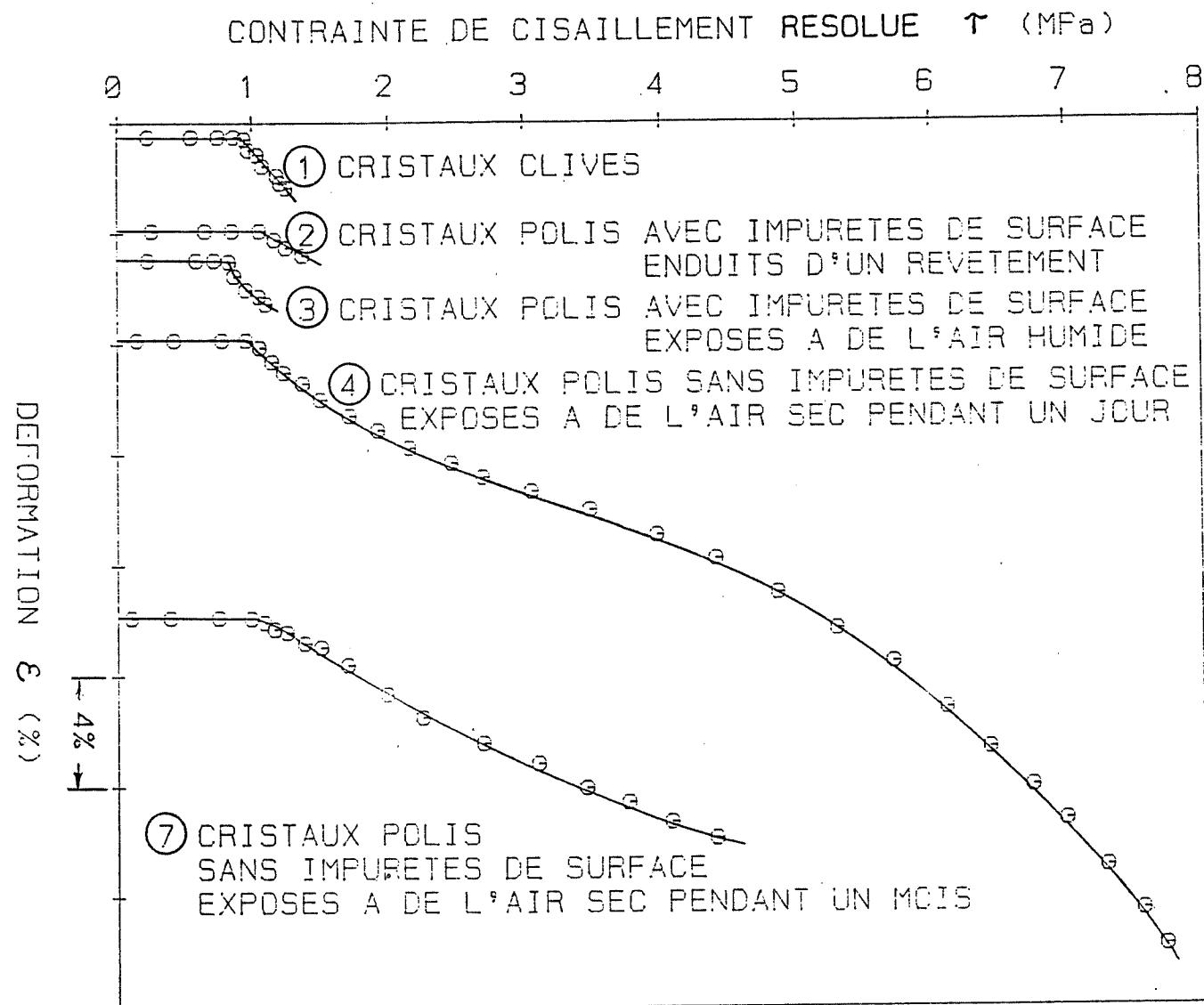


Figure 2-30: Comportement du sel avec diverses conditions de surface
(tirée de Gevantman, 1981).

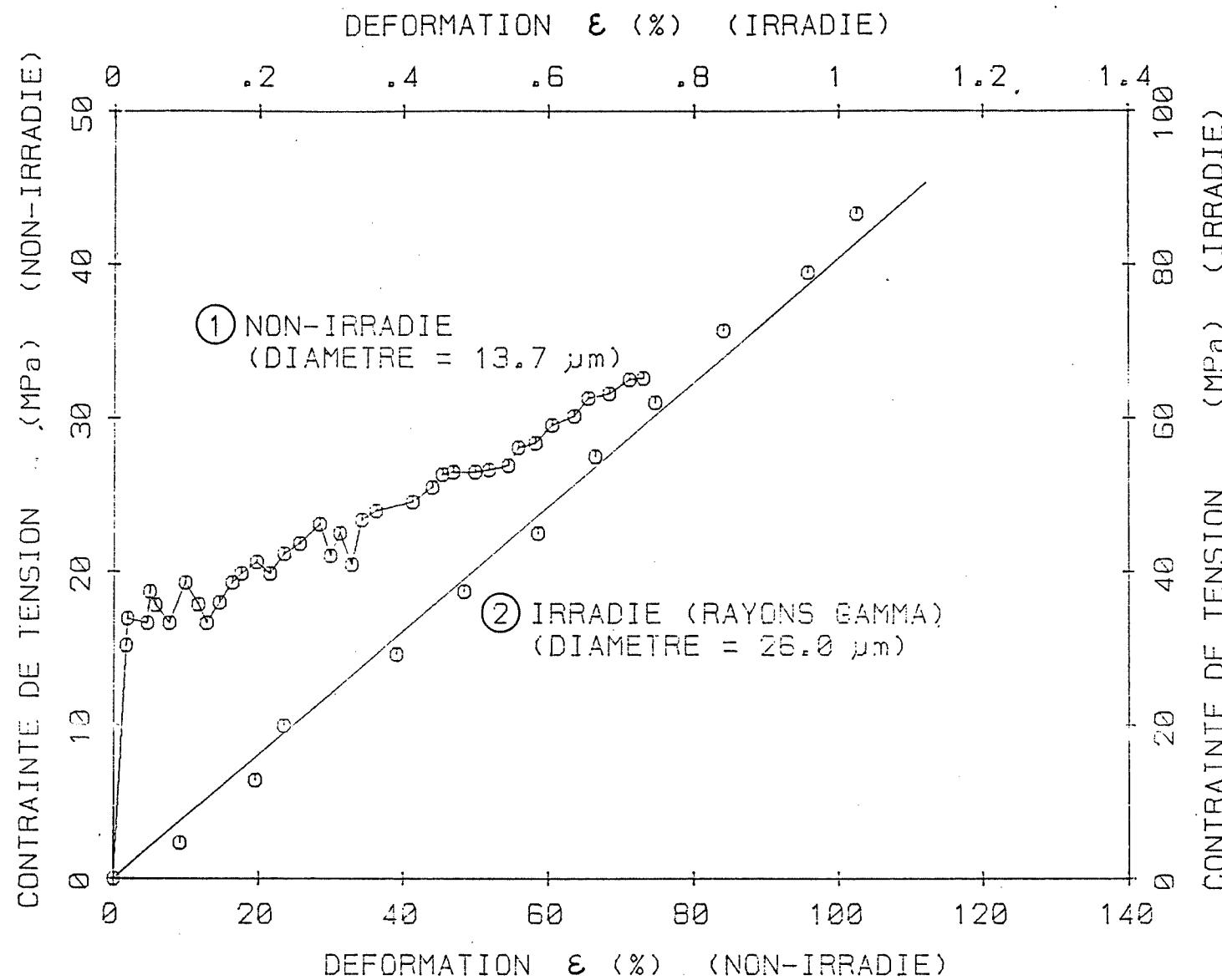


Figure 2-31: Effet de la radiation sur le comportement de monocristaux de sel sollicités en tension à température ambiante (tirée de Gevantman, 1981).

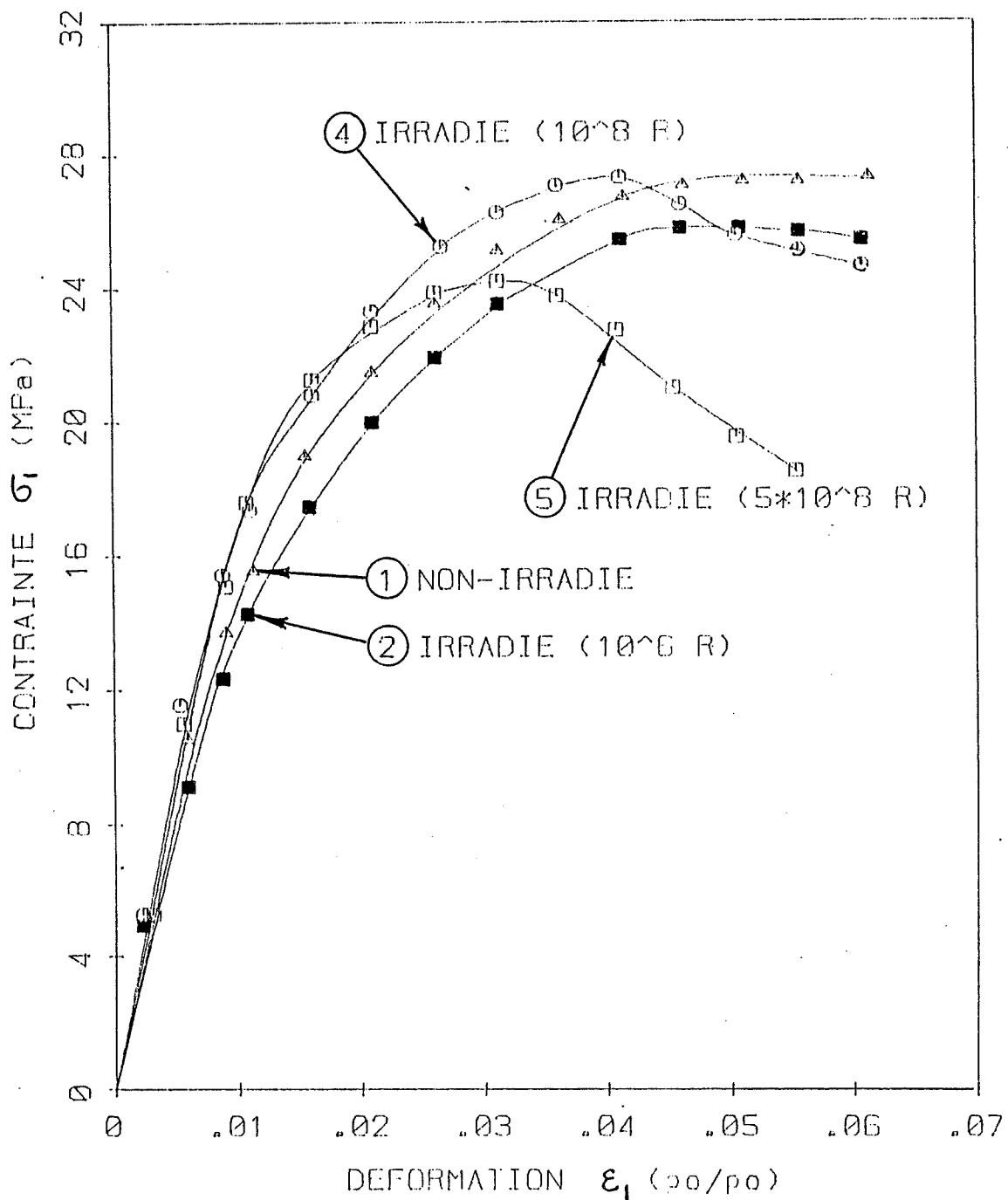


Figure 2-32: Effet des rayons gamma sur le diagramme contrainte-déformation du sel gemme; température ambiante (tirée de Gevantman, 1981).

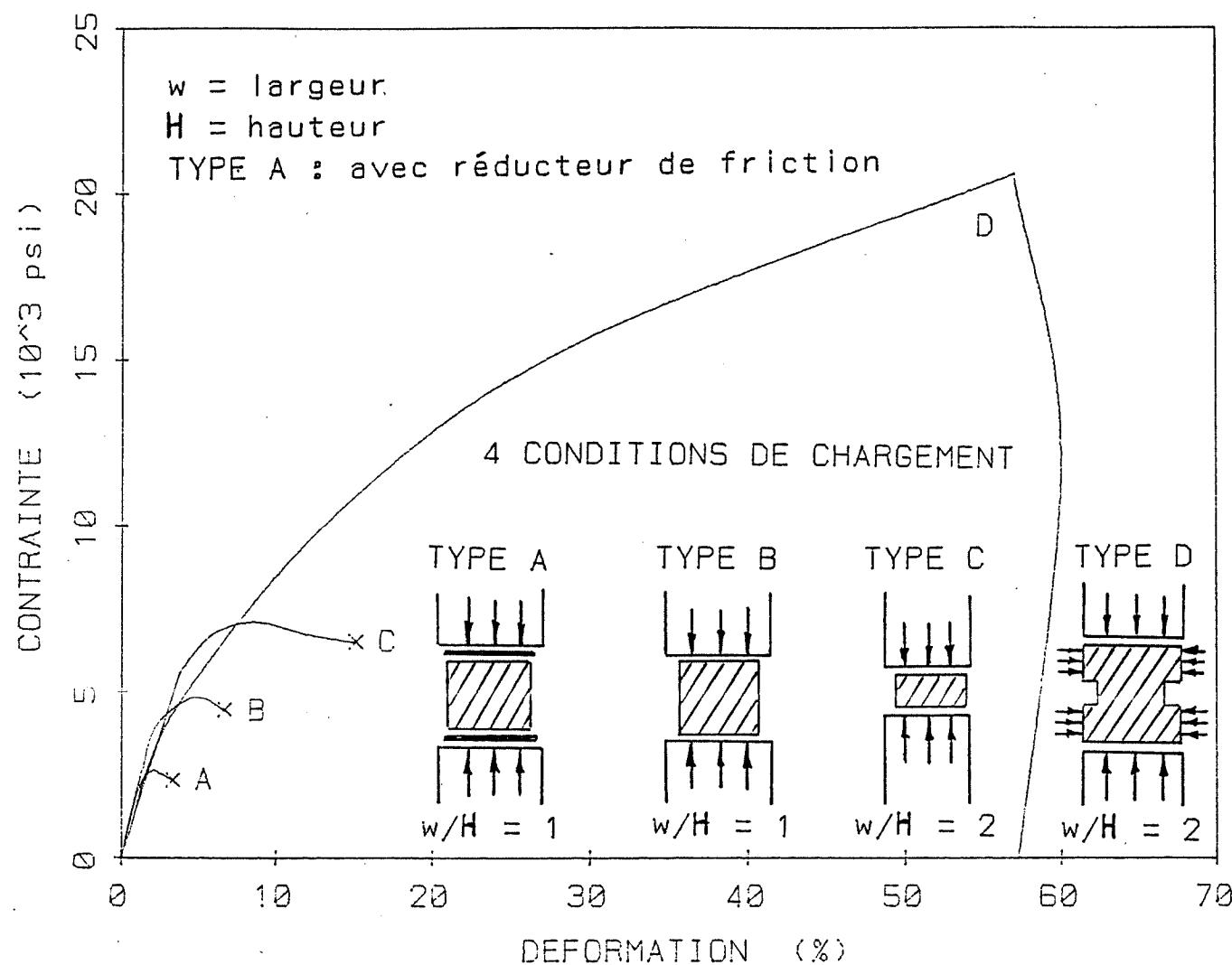


Figure 2-33: Diagrammes contrainte-déformation pour différentes conditions de compression uniaxiale à température ambiante (d'après Serata, 1964).

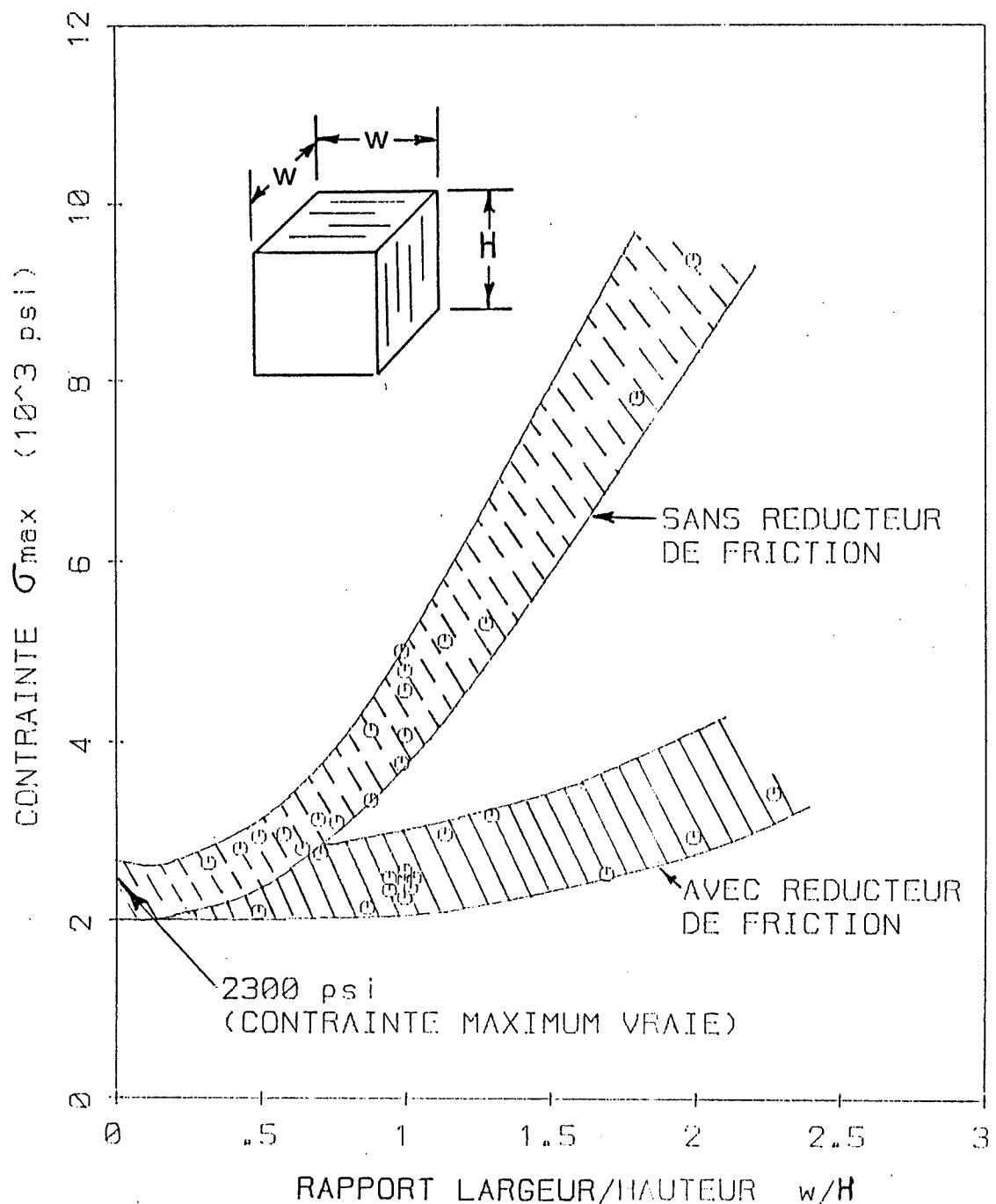


Figure 2-34: Effet d'un réducteur de friction au contact plateau-éprouvette et de l'élancement des éprouvettes sur la résistance en compression uniaxiale à la température ambiante (d'après Serata, 1964).

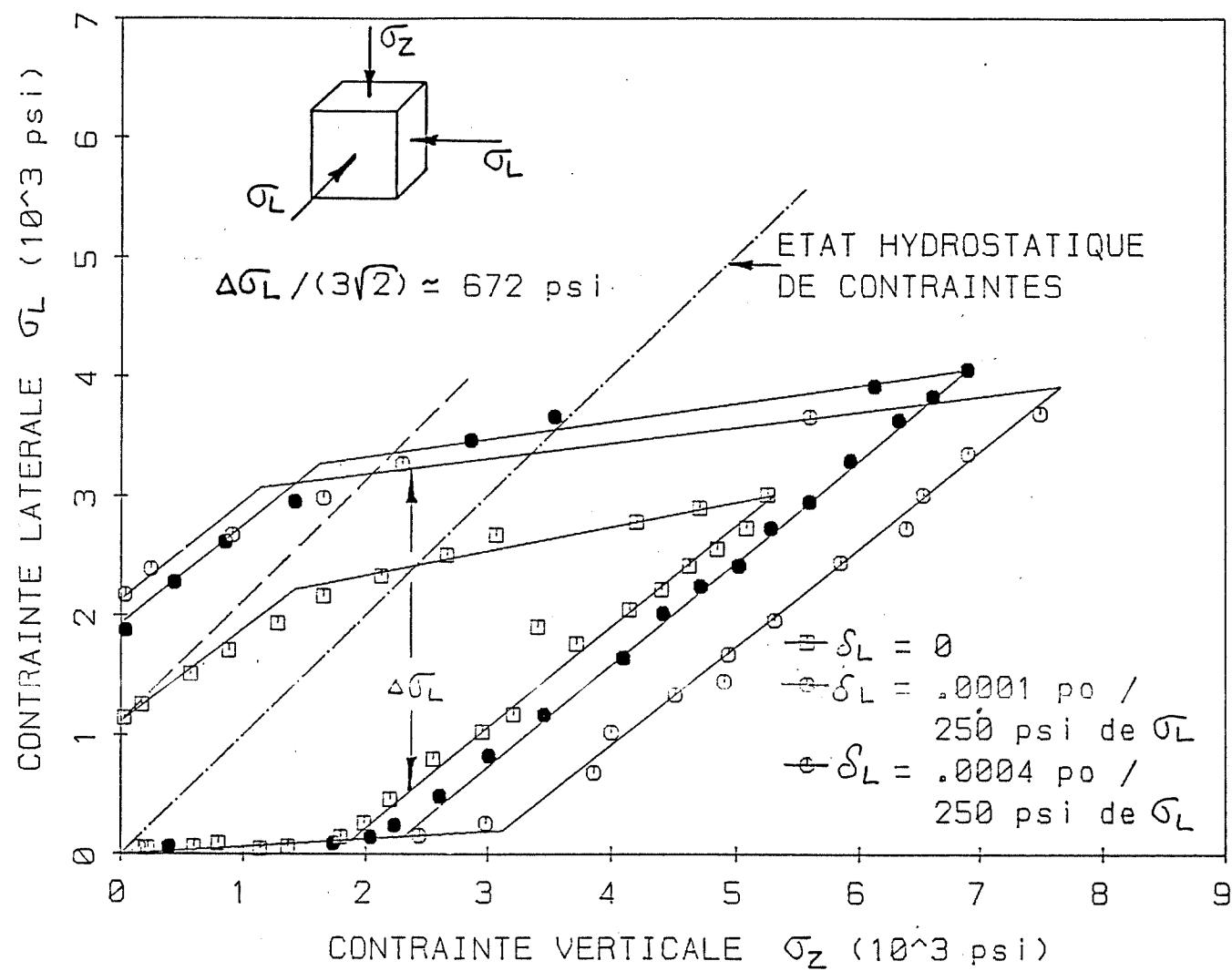


Figure 2-35: Essais de transition représentant l'état élastique (pente faible) et l'état plastique (forte pente); δ_L est la déformation latérale allouée (d'après Serata et McNamara, 1980a).

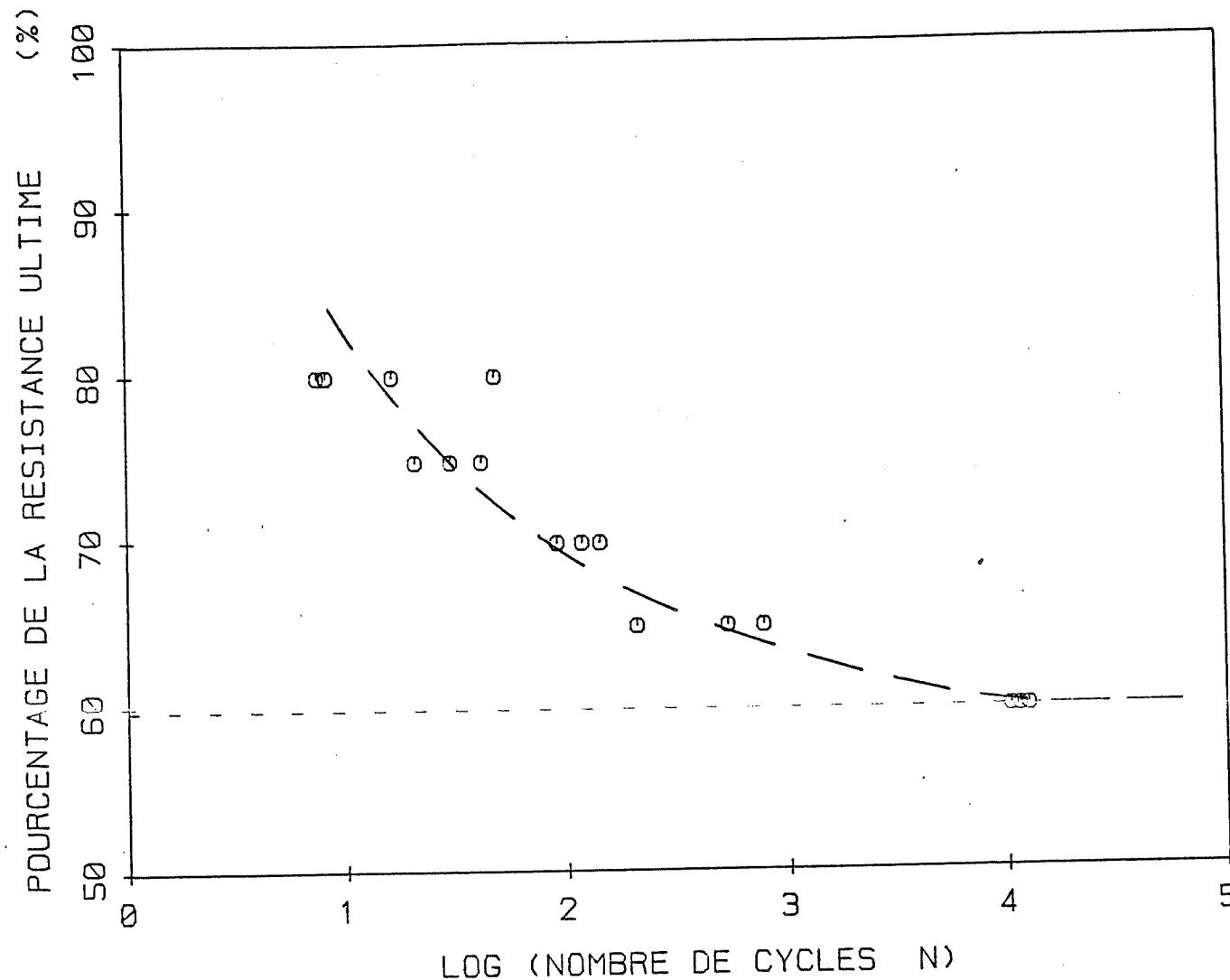


Figure 2-36: Rupture par fatigue du sel; cycles de chargement et de déchargement complets; compression uniaxiale, température ambiante (d'après Passaris, 1982).

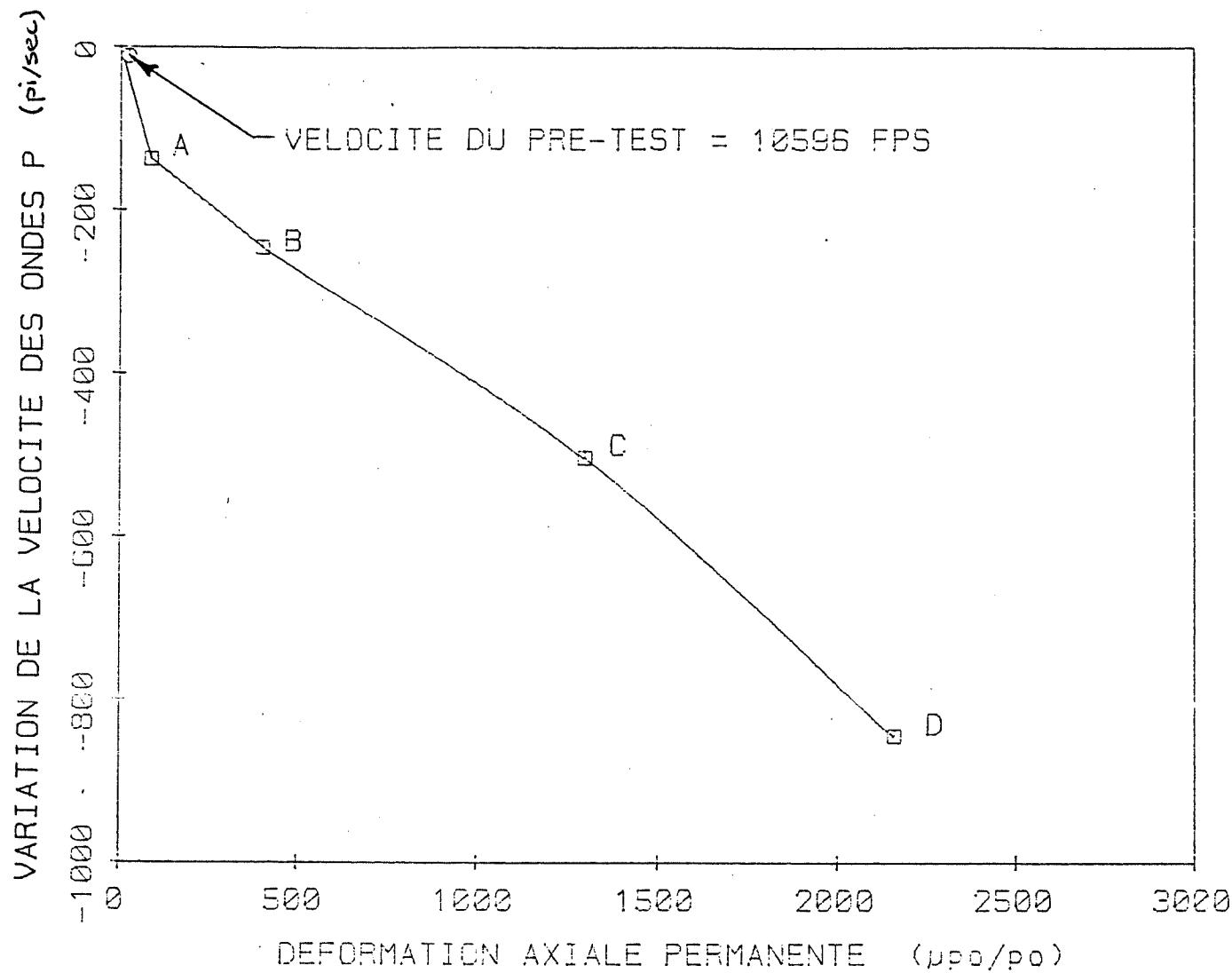


Figure 2-37: Variation de la vitesse des ondes de compression en fonction de la déformation permanente d'un sel artificiel soumis à des cycles de chargement et de déchargement de fluage en compression uniaxiale, à température ambiante (d'après Hardy, 1982).

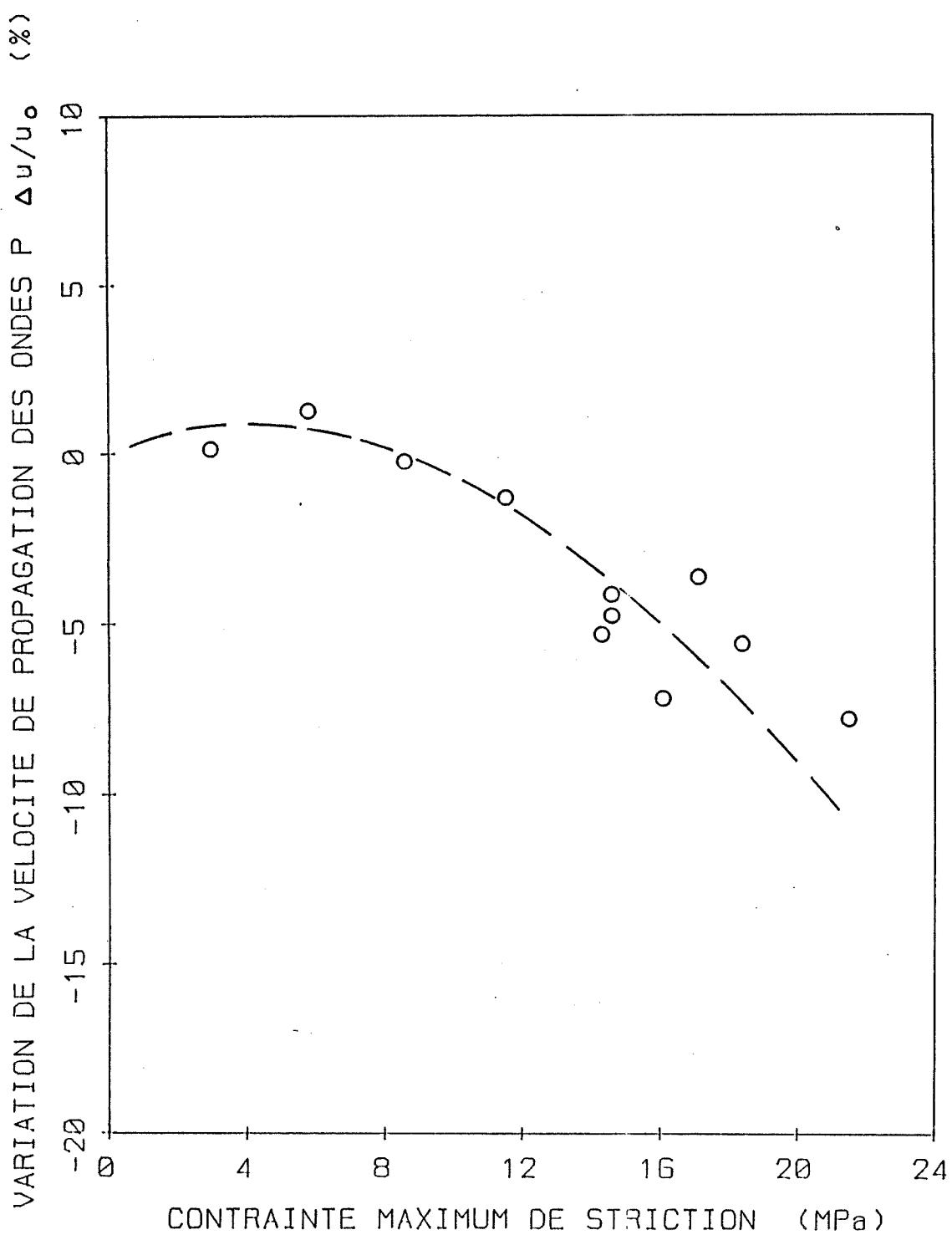


Figure 2-38: Variation de la vitesse des ondes de compression en fonction d'une contrainte de striction (compression radiale); u_0 est la vitesse préchargement et Δu est la variation de la vitesse post-chargement; sel artificiel à température ambiante (d'après Guessous, 1985).

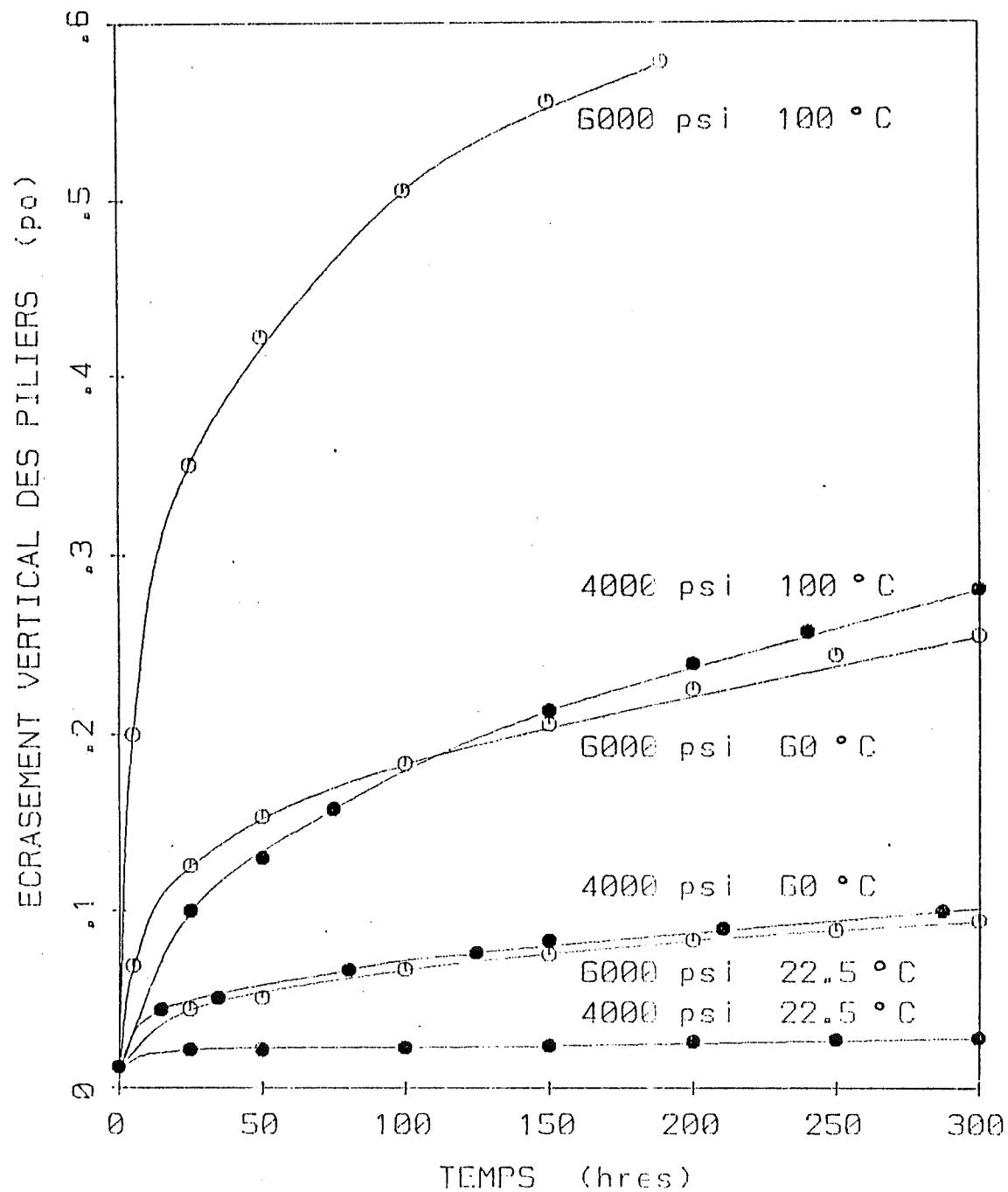


Figure 3-1a: Déformation différée de piliers de sel modélisés lors d'essais de fluage en compression uniaxiale à température ambiante; la hauteur initiale des piliers était de 3 pouces (d'après Bradshaw et Lomenick, 1970).

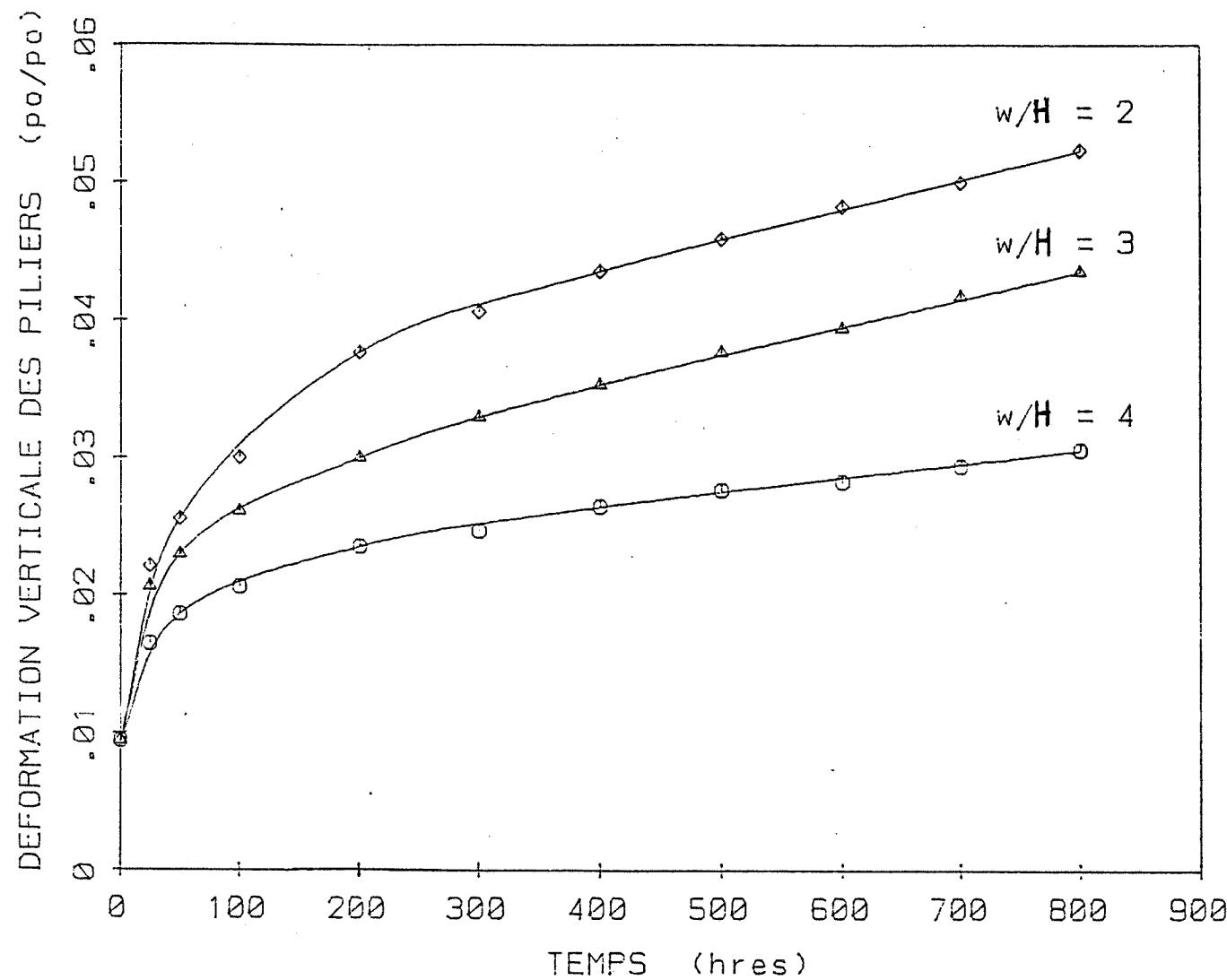


Figure 3-1b: Effet de la géométrie des piliers de sel modélisés sur leur courbe de fluage en compression uniaxiale; hauteur initiale de 3 pouces; contrainte maintenue de 4000 psi; température ambiante (d'après Bradshaw et Lomenick, 1970).

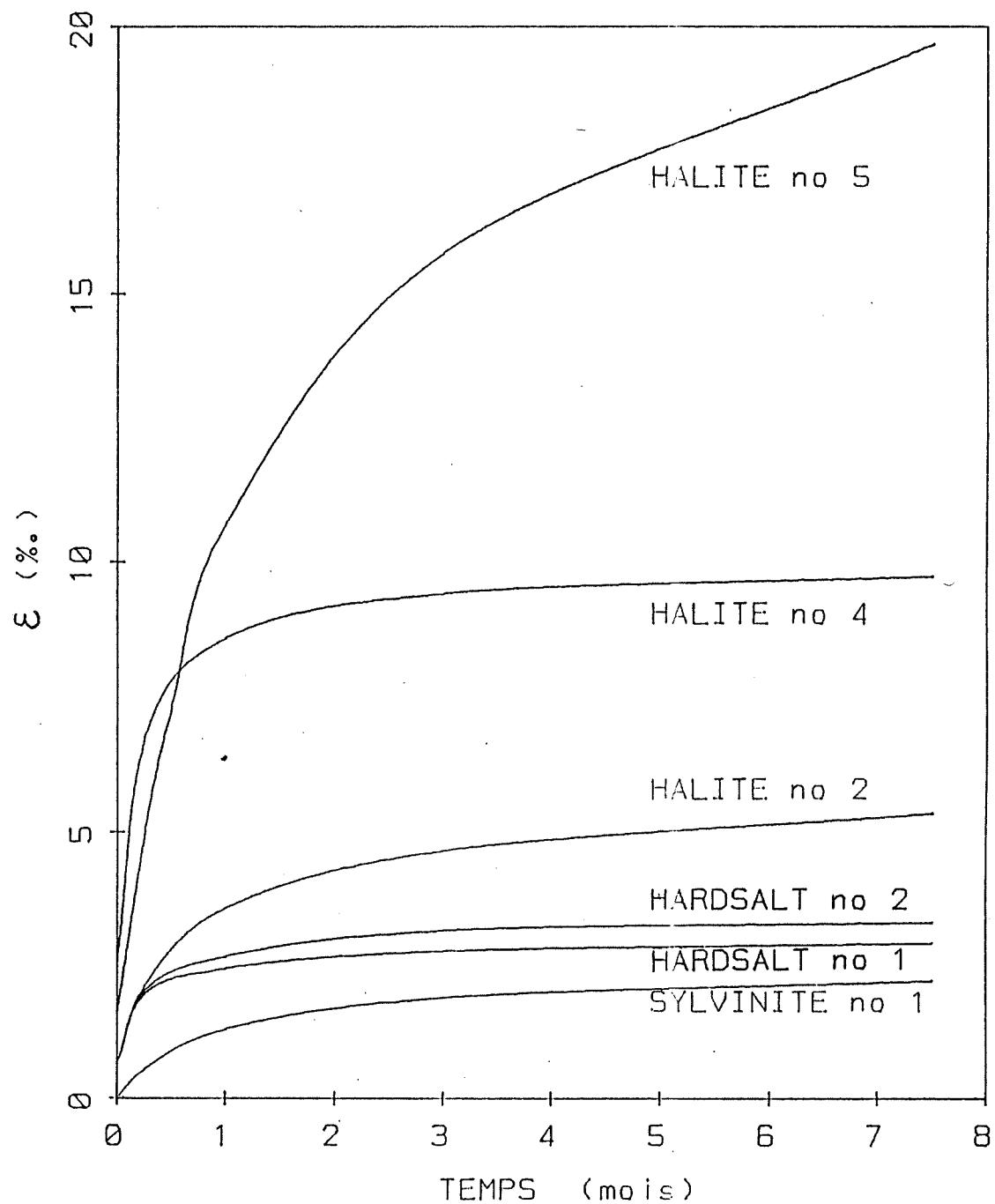


Figure 3-2: Courbes de fluage pour différents sels, sous des conditions de température (18°C) et de contrainte (19.6 MPa) constantes; compression uniaxiale (d'après Dreyer, 1972).

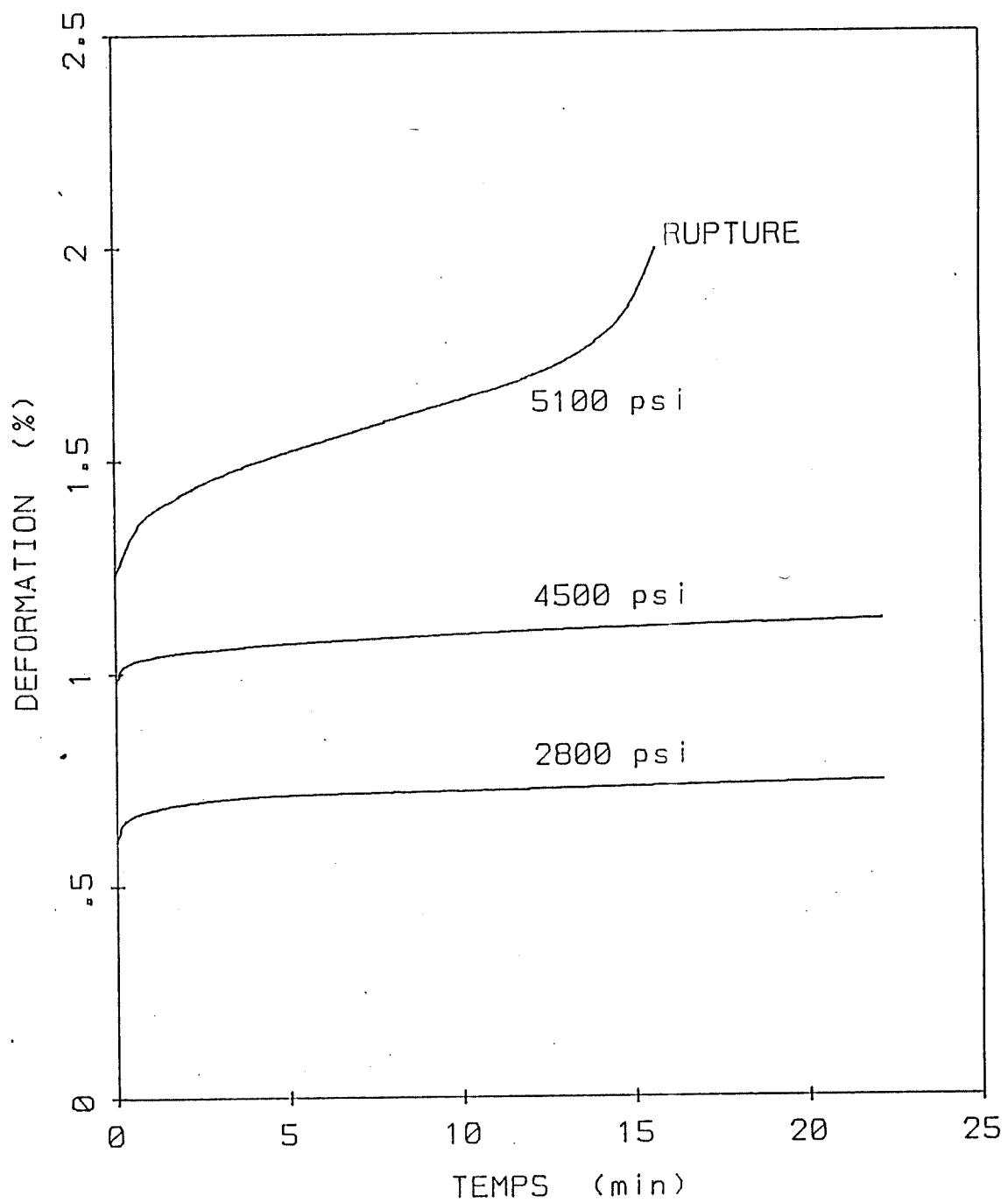


Figure 3-3: Courbes de fluage pour le sel; compression uniaxiale, température ambiante (tirée de Bassett, 1978).

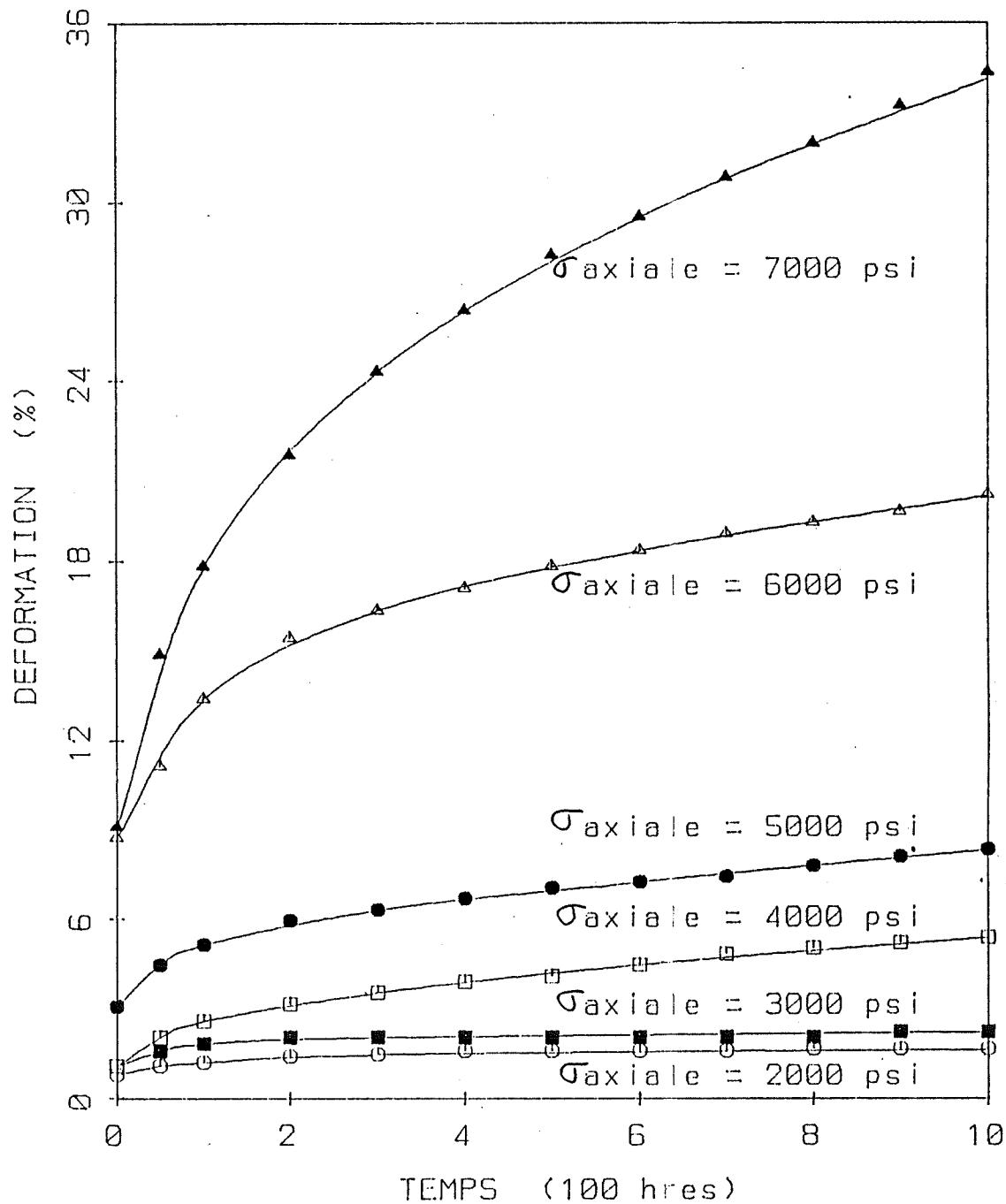


Figure 3-4: Courbes de fluage pour la potasse du Nouveau-Mexique; compression uniaxiale sur des piliers modélisés, à température ambiante (d'après Obert, 1964).

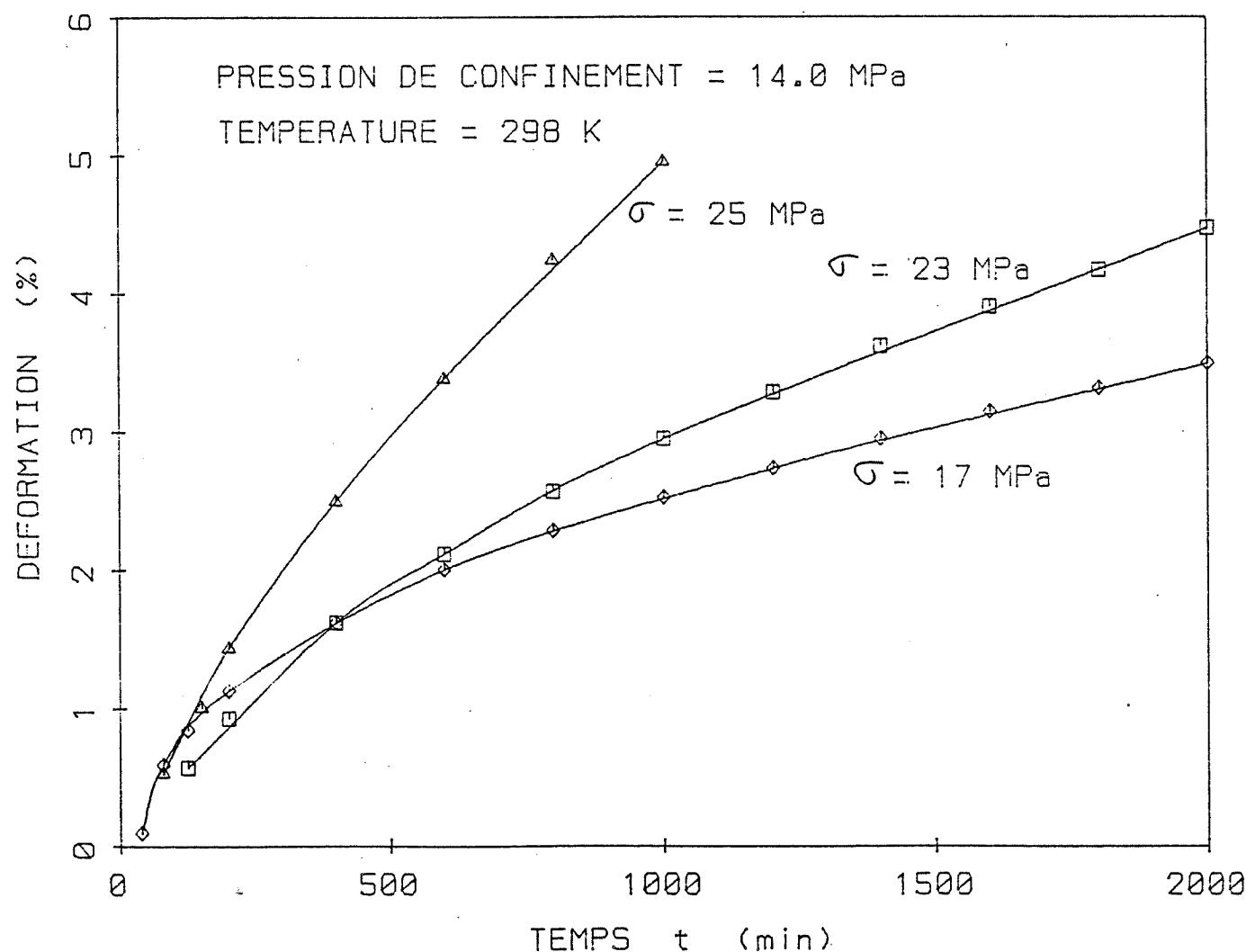


Figure 3-5: Courbes de fluage pour des monocristaux d'halite en compression triaxiale (tirées de Odé, 1968).

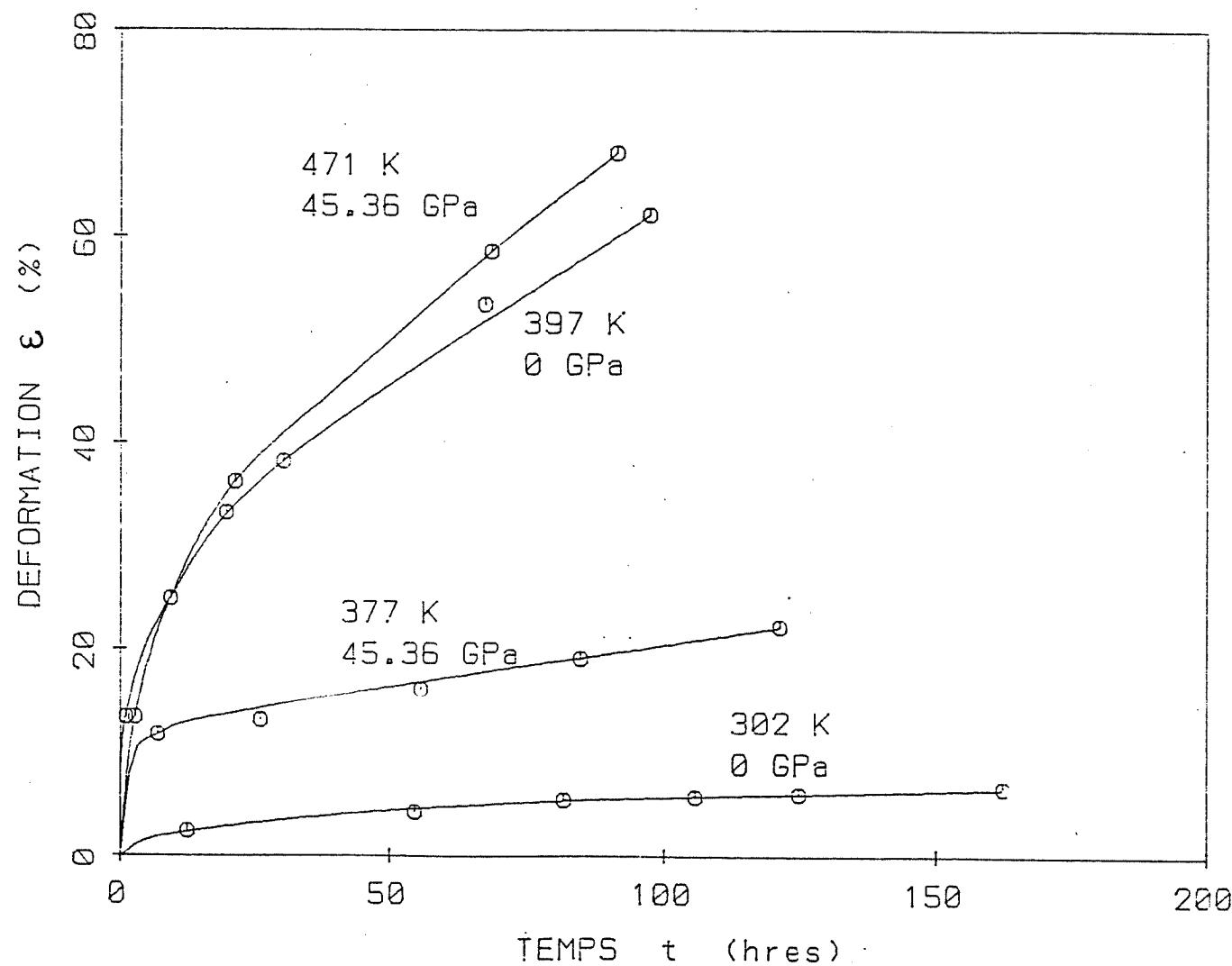


Figure 3-6: Courbes de fluage du sel artificiel, sous diverses conditions de température et de contrainte de confinement; compression triaxiale avec contrainte déviatorique constante (d'après Dreyer, 1972).

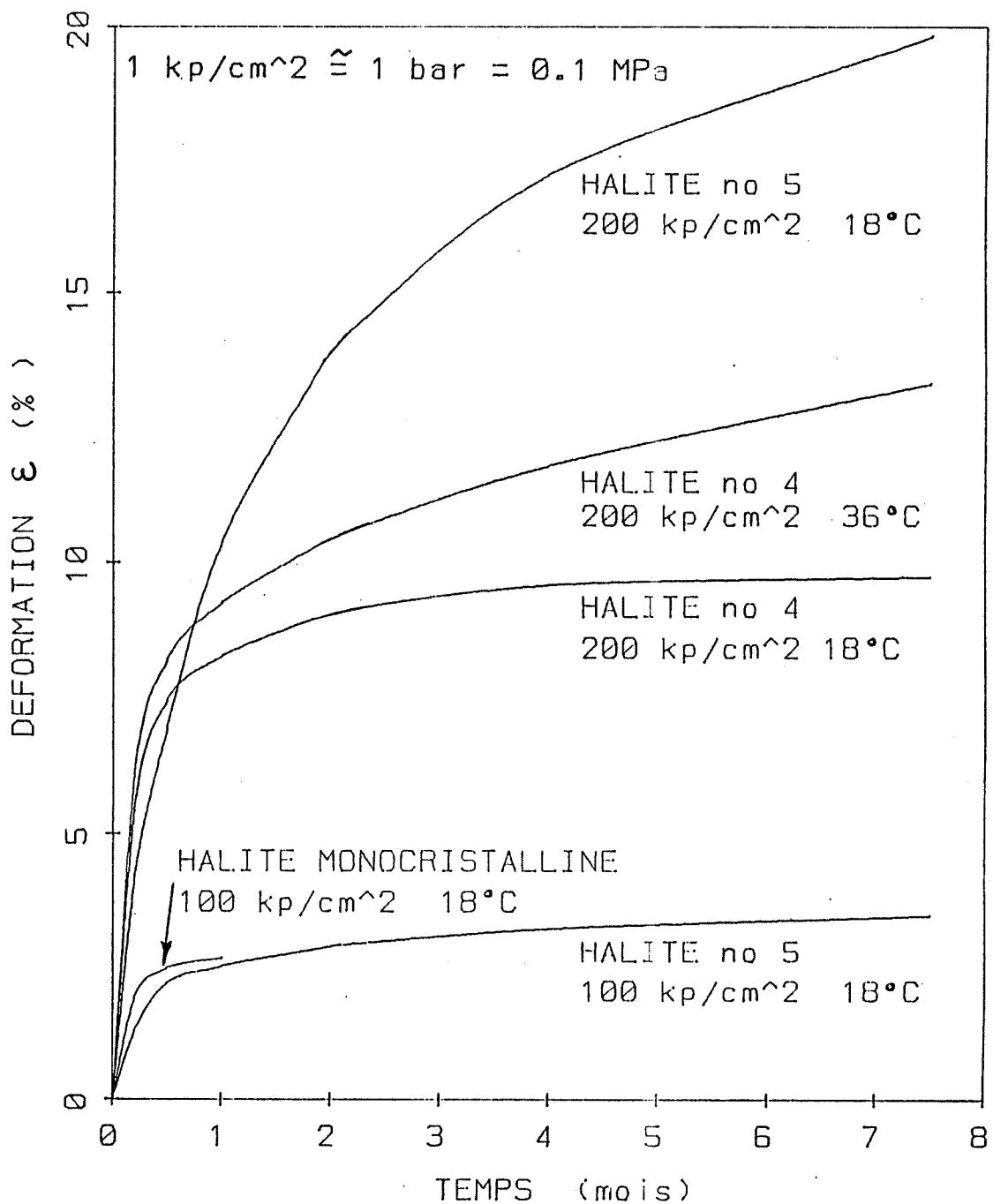


Figure 3-7a: Courbes de fluage de divers sels, sous diverses conditions de température et de contrainte; compression uniaxiale (d'après Dreyer, 1972).

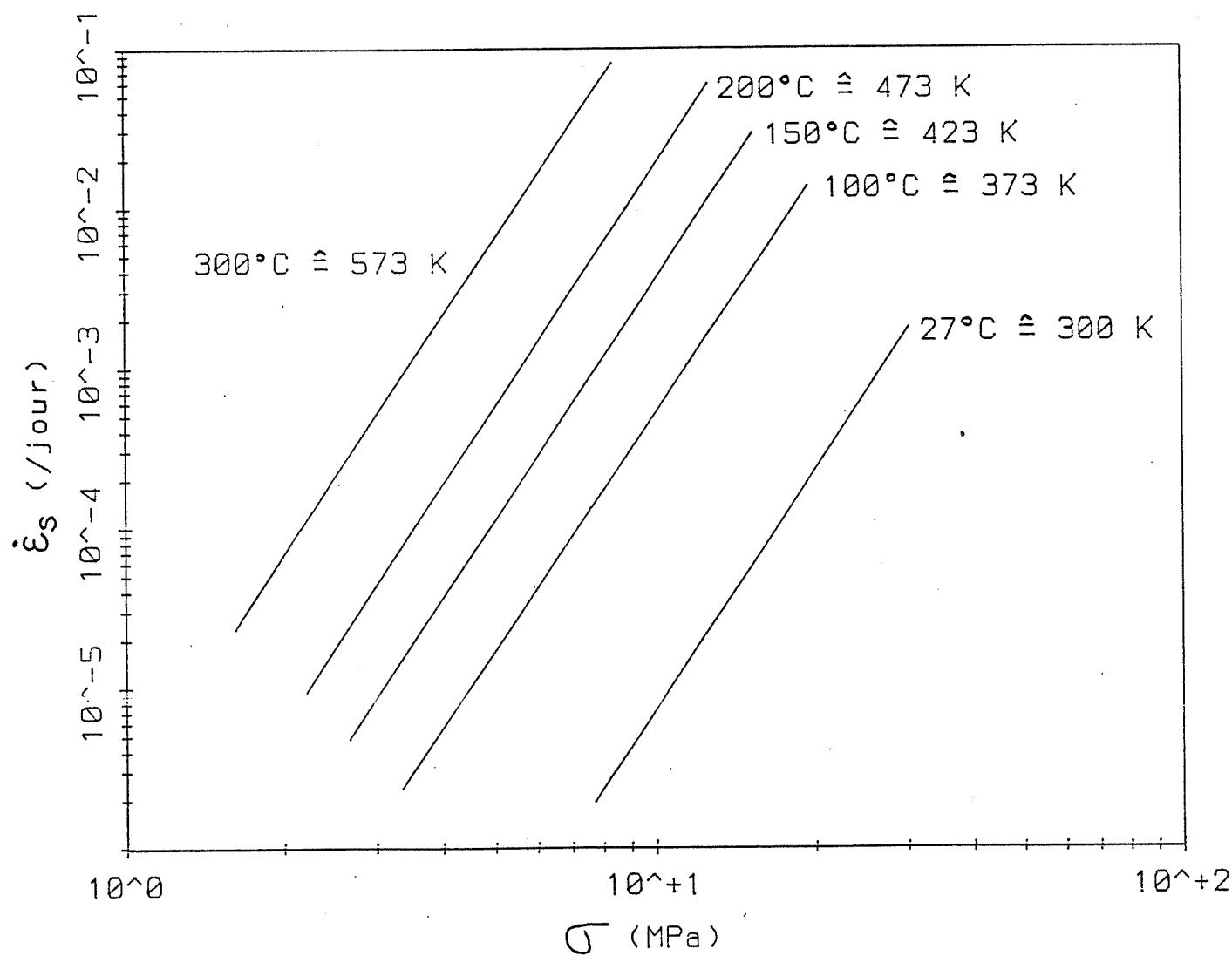


Figure 3-7b: Taux de fluage secondaire du sel gemme; compression uniaxiale et triaxiale (d'après Langer, 1984).

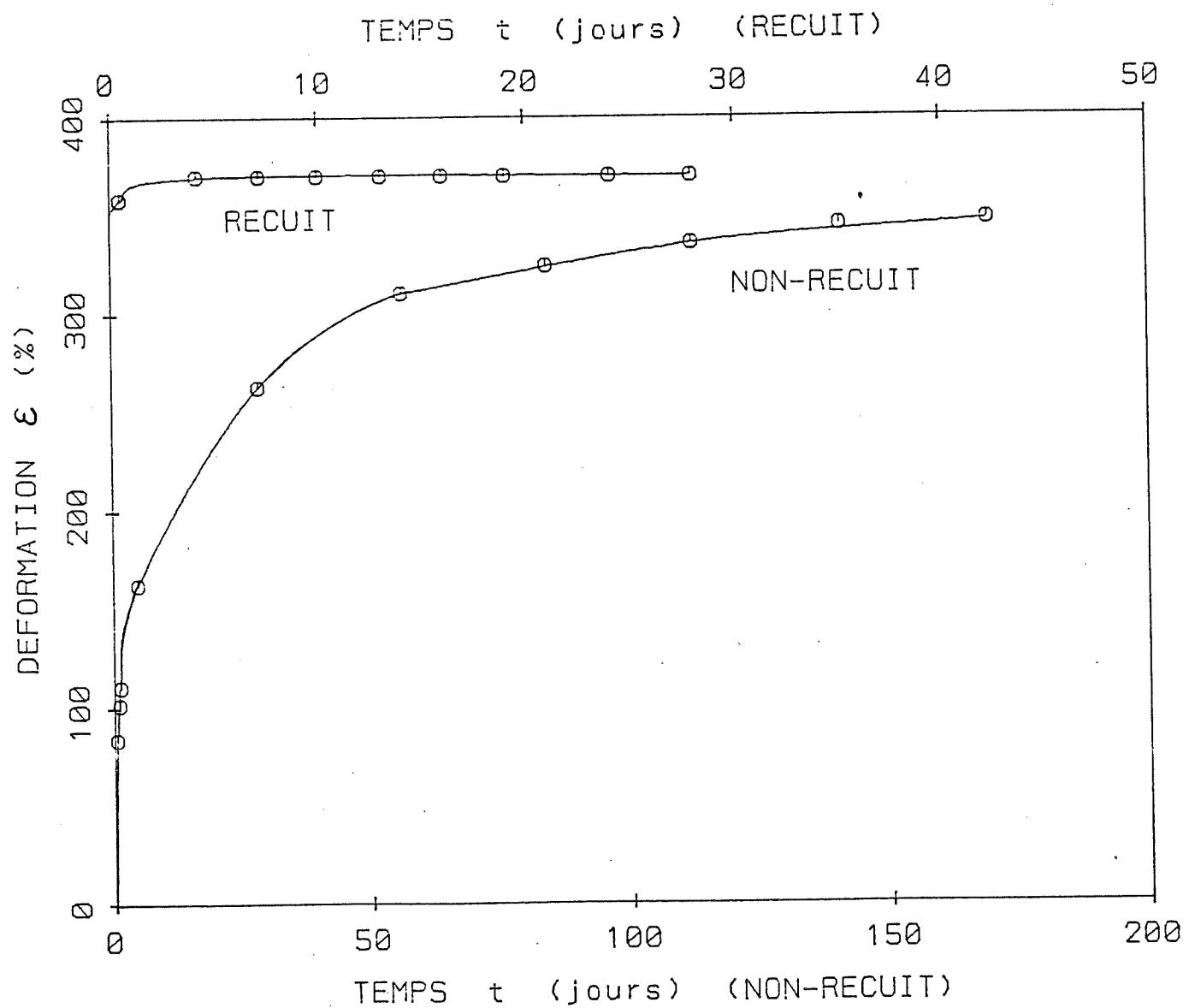


Figure 3-8: Courbes de fluage pour des sels recuit et non-recuit (traitement thermique de restauration); compression uniaxiale à température ambiante (d'après Dreyer, 1972).

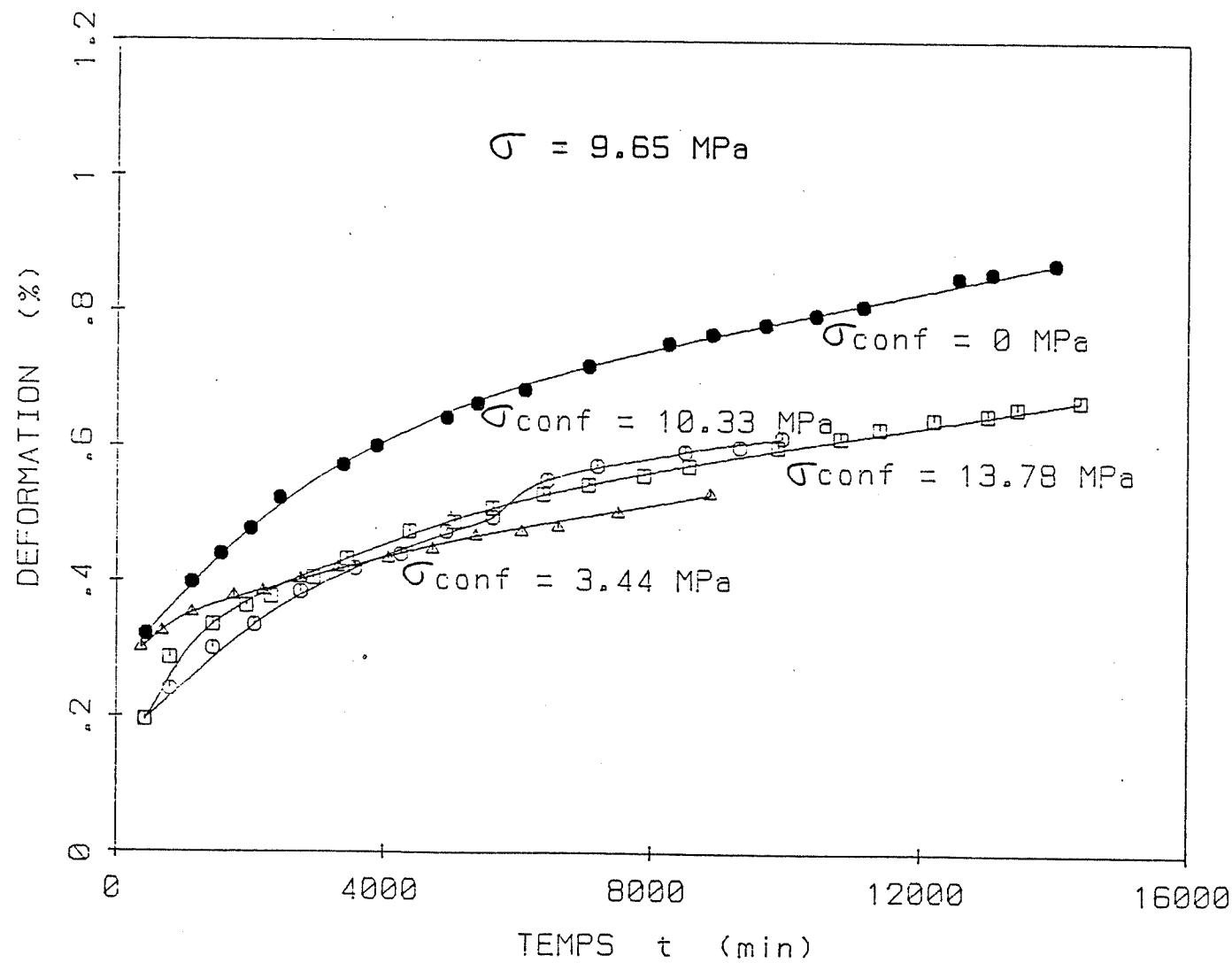


Figure 3-9: Effet de la pression de confinement sur le fluage en compression triaxiale de l'halite polycristalline; température ambiante (tirée de Gevantman, 1981).

DEFORMATION DE FLUAGE

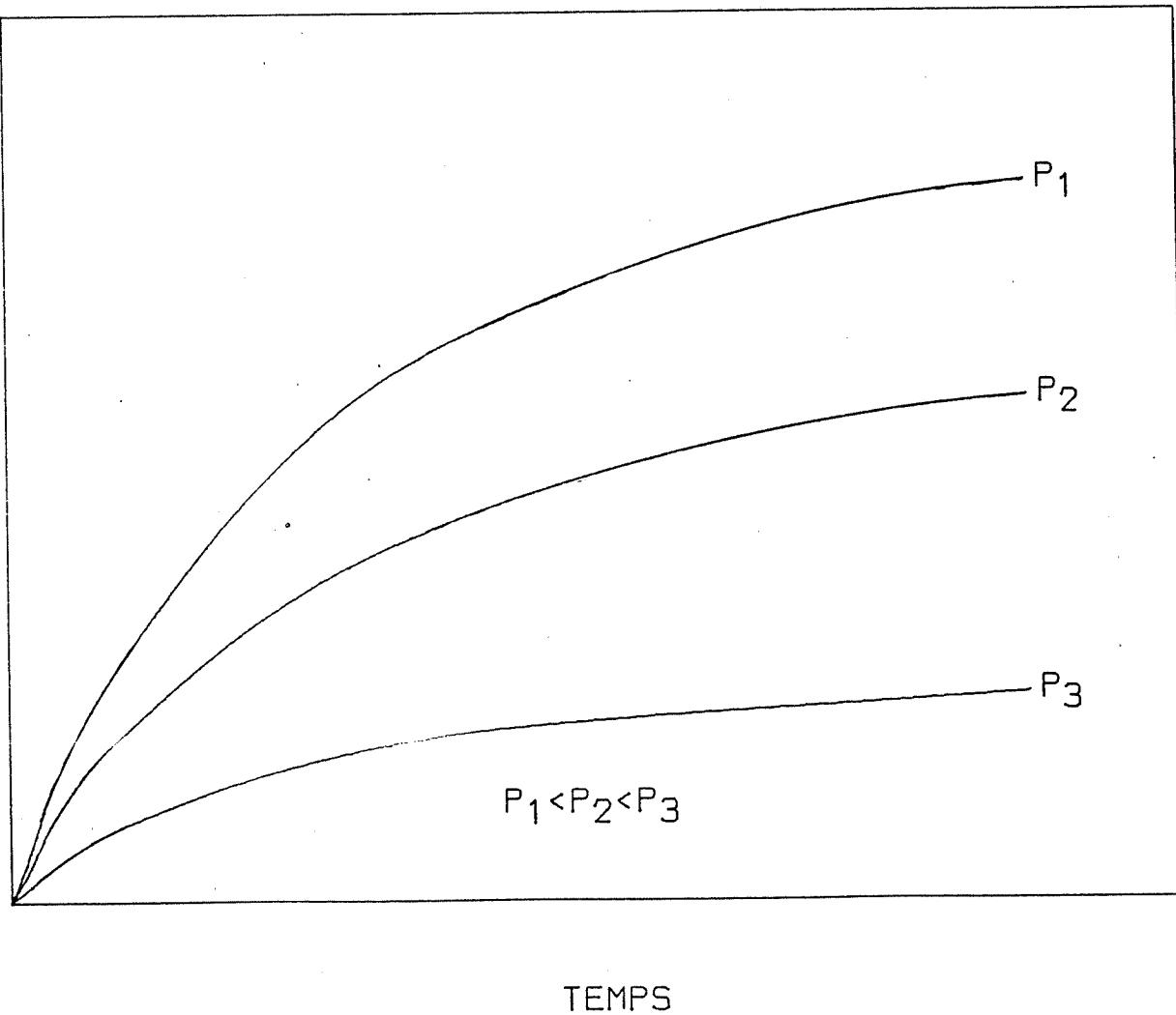


Figure 3-10: Effet de la pression de confinement P sur le fluage des roches (d'après Hardy, 1982).

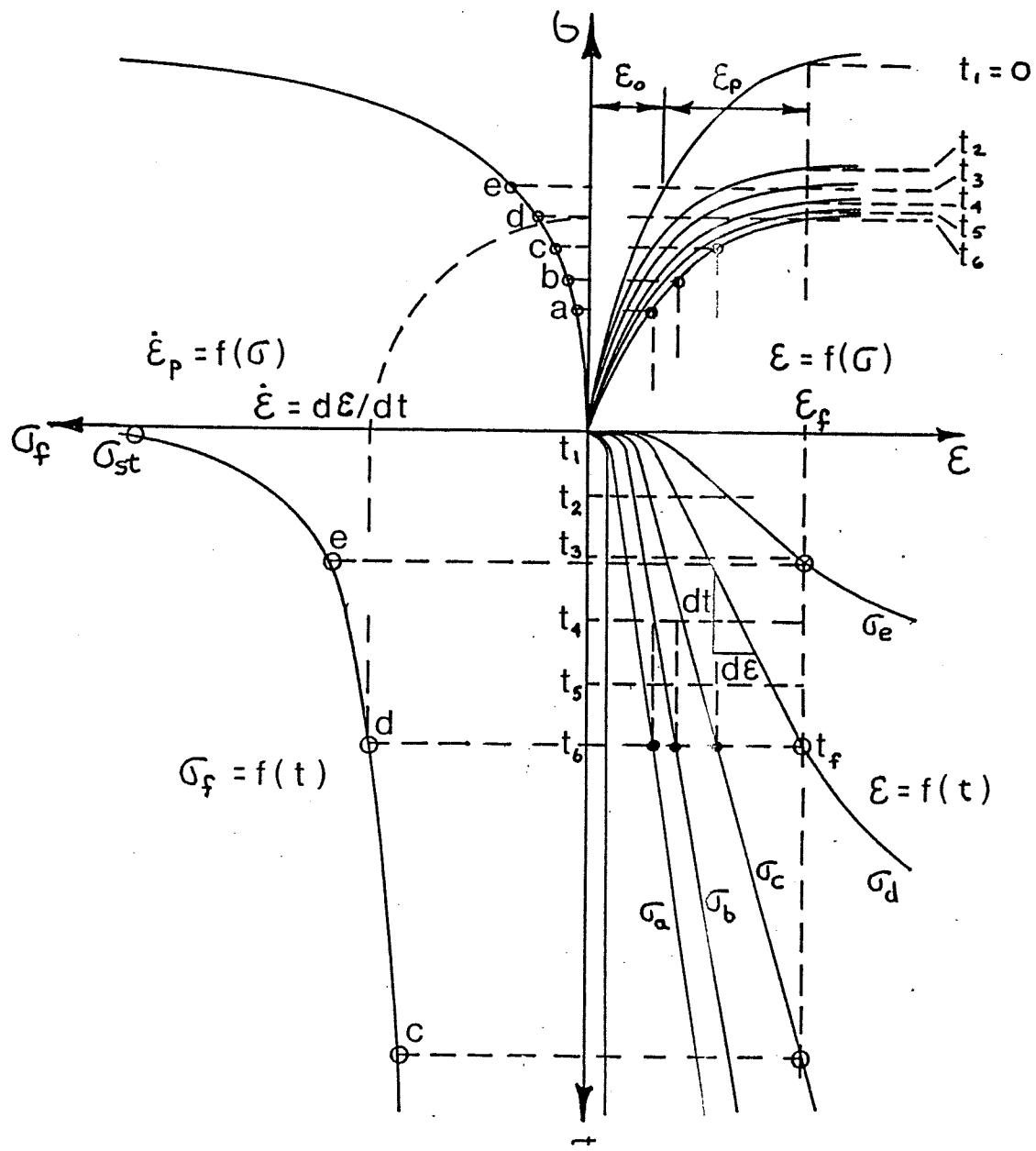
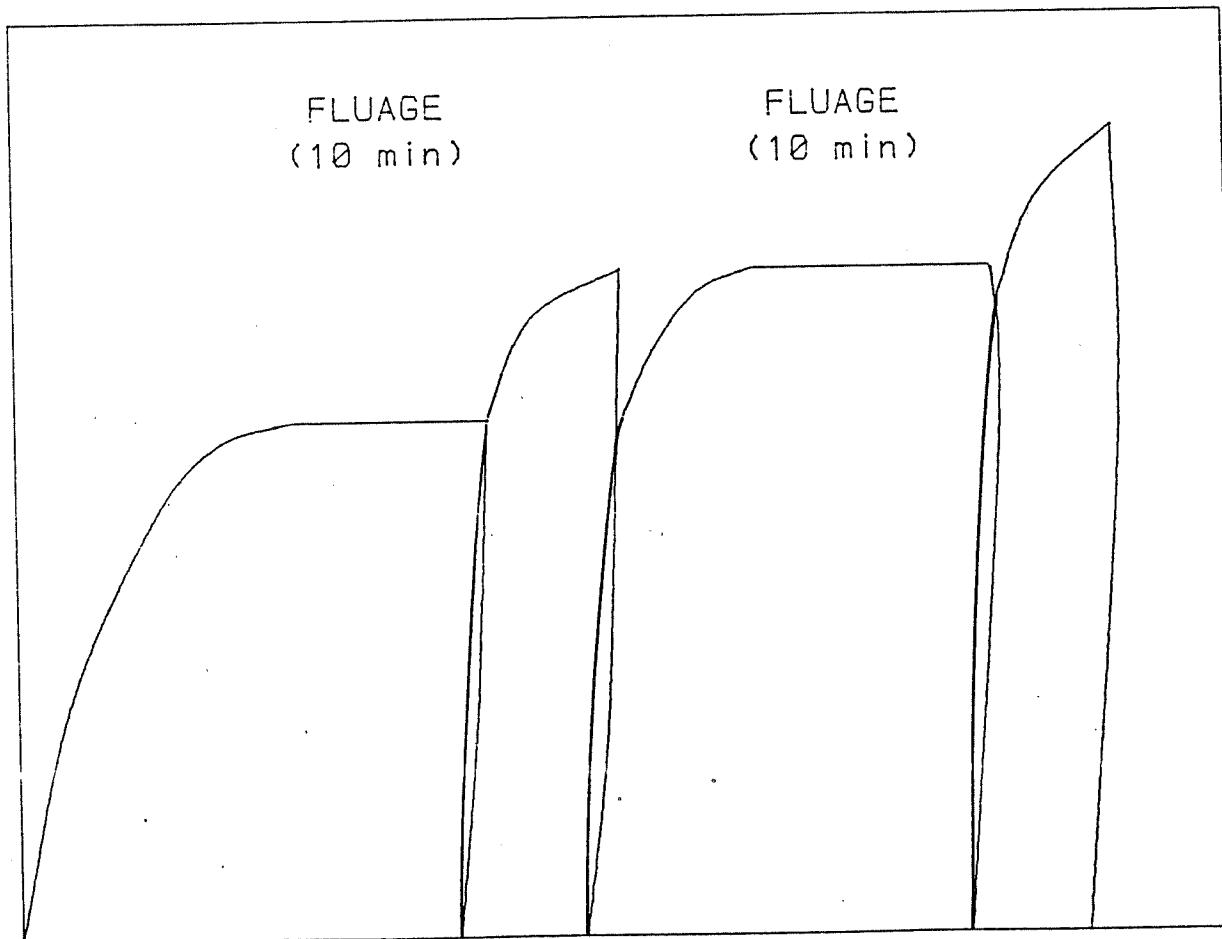


Figure 3-11: Rhéogramme trimensionnel du comportement des géomatériaux (tirée de Ladanyi, 1972).

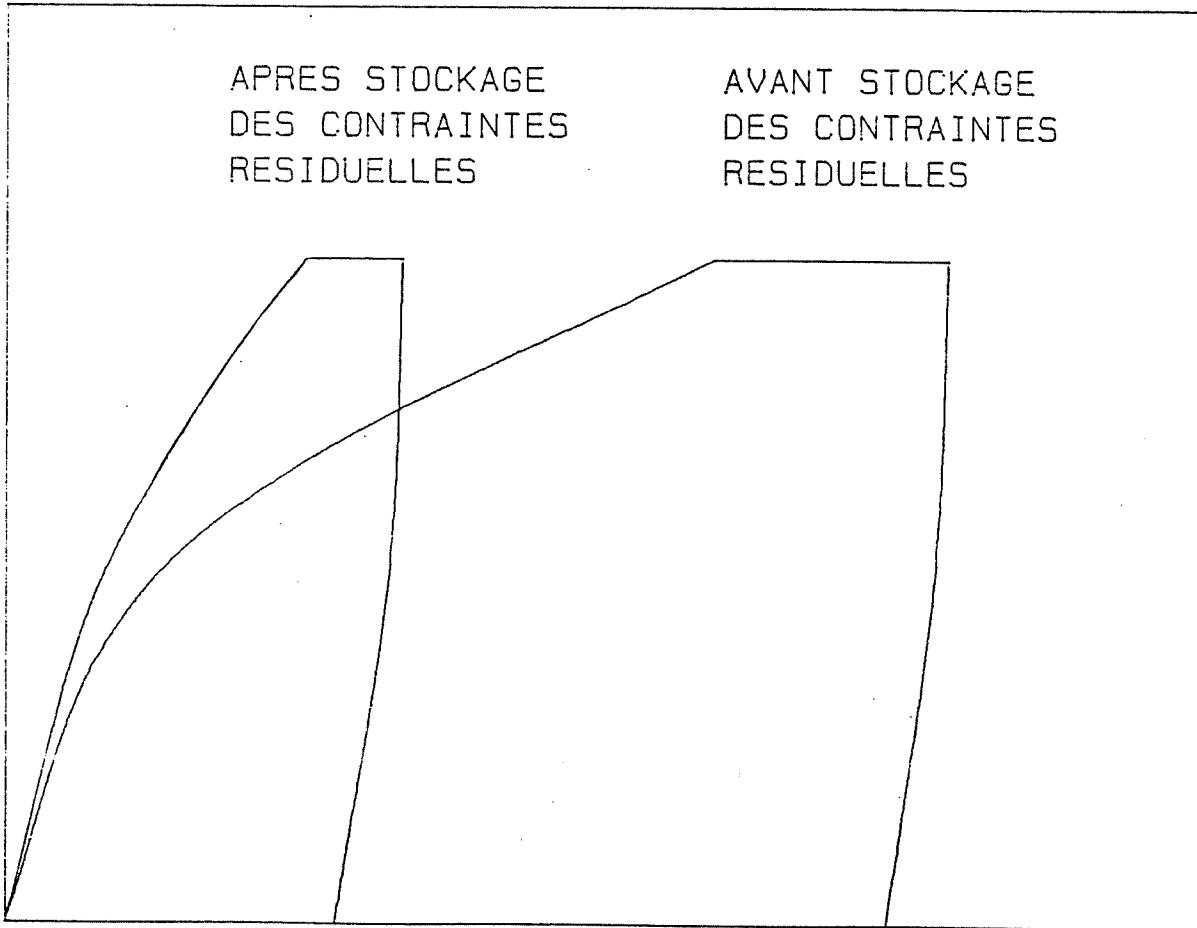
6



ϵ

Figure 3-12: Schématisation de la variation de la limite élastique du sel artificiel au fur et à mesure de l'évolution de l'historique des déformations (d'après Guessous, 1983).

6



ϵ

Figure 3-13: Effet de l'historique de chargement sur le comportement du sel artificiel; le stockage des contraintes résiduelles résulte d'un cycle de chargement et déchargement au-delà de la limite élastique du sel; en compression uniaxiale, à température ambiante (d'après Guessous, 1983).

6

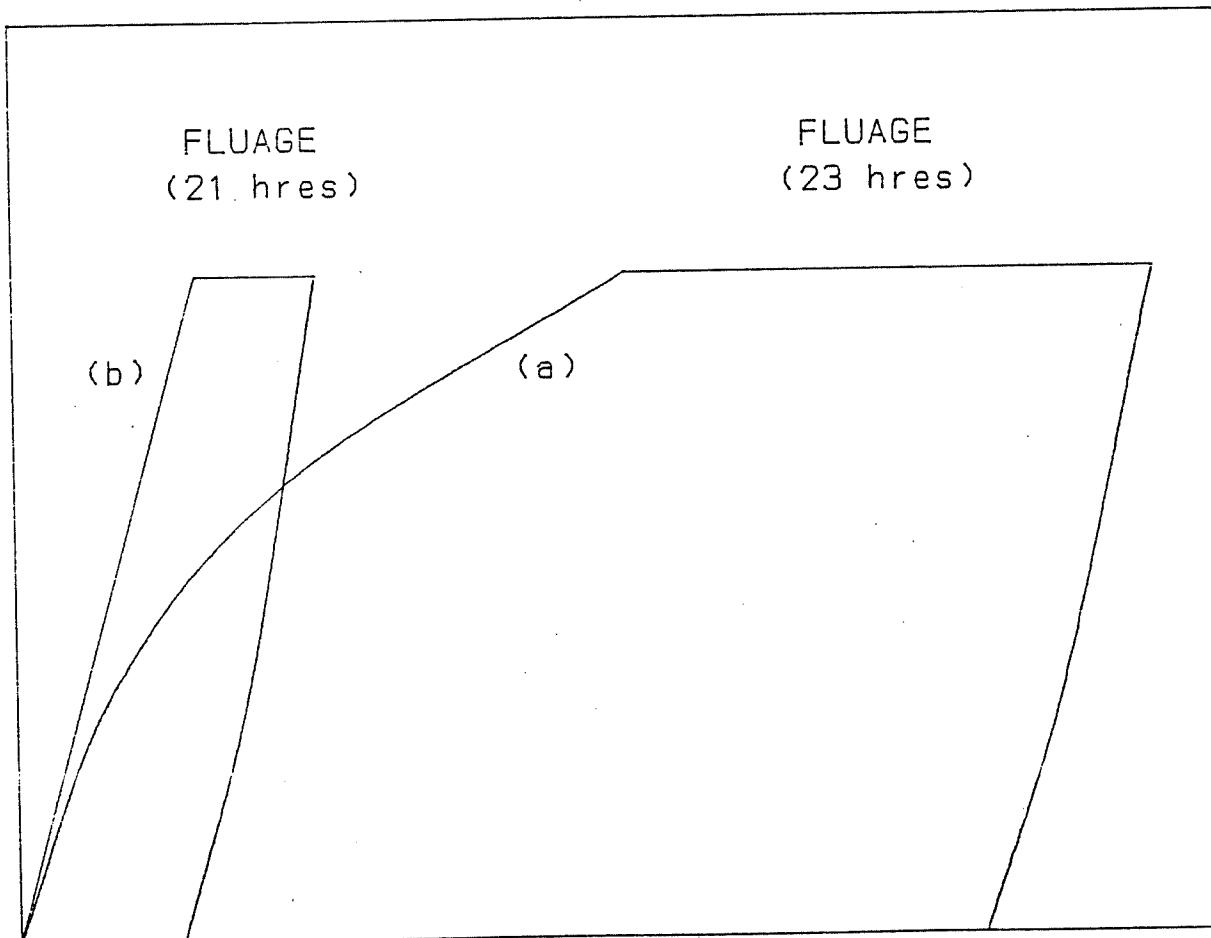


Figure 3-14a: Effet des contraintes résiduelles sur le diagramme contrainte-déformation du sel artificiel à température ambiante; (a) avant stockage de contraintes résiduelles; (b) après stockage de contraintes résiduelles (d'après Guessous, 1983).

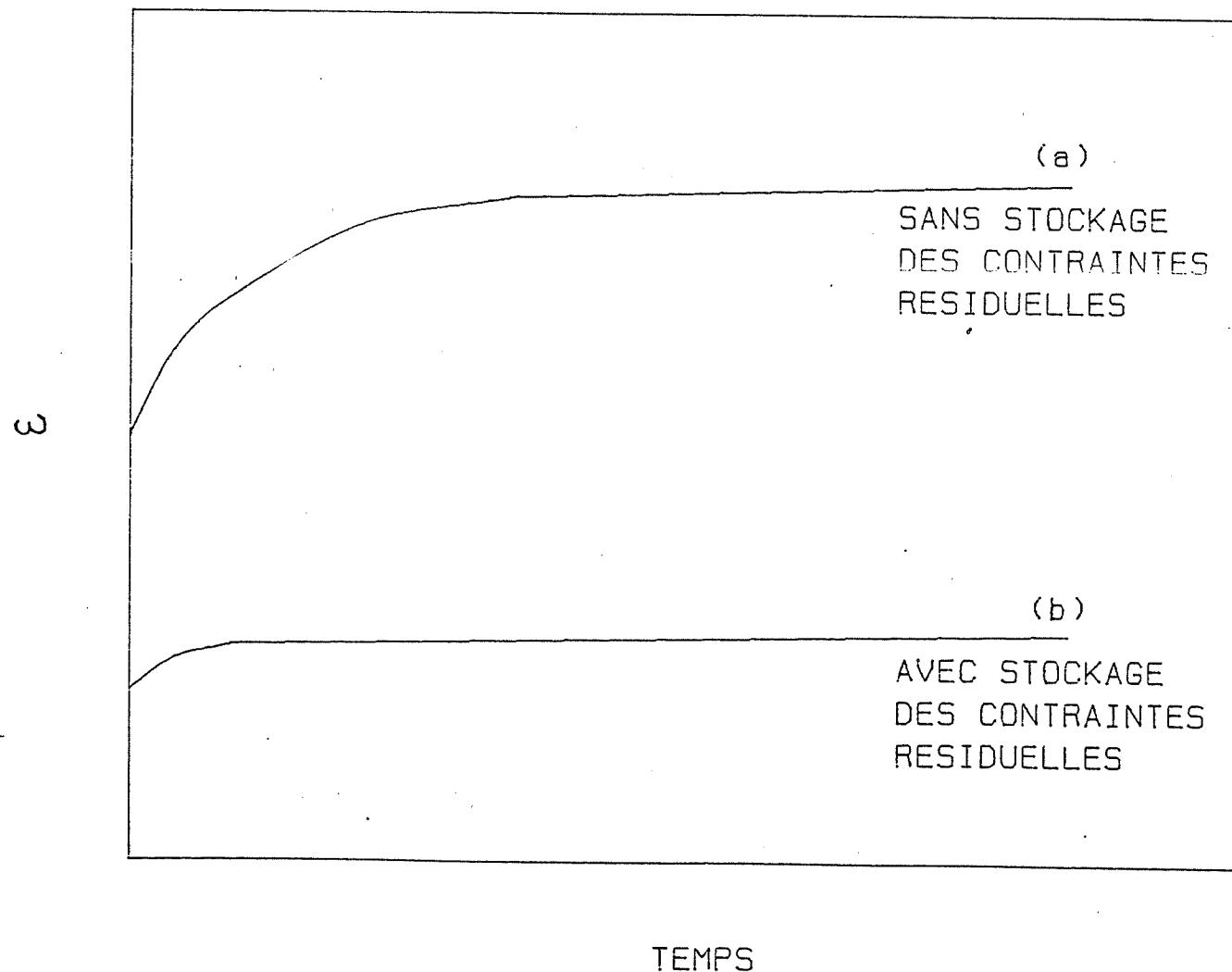


Figure 3-14b: Effet des contraintes résiduelles sur les courbes de fluage du sel artificiel en compression uniaxiale (d'après Guessous, 1983).

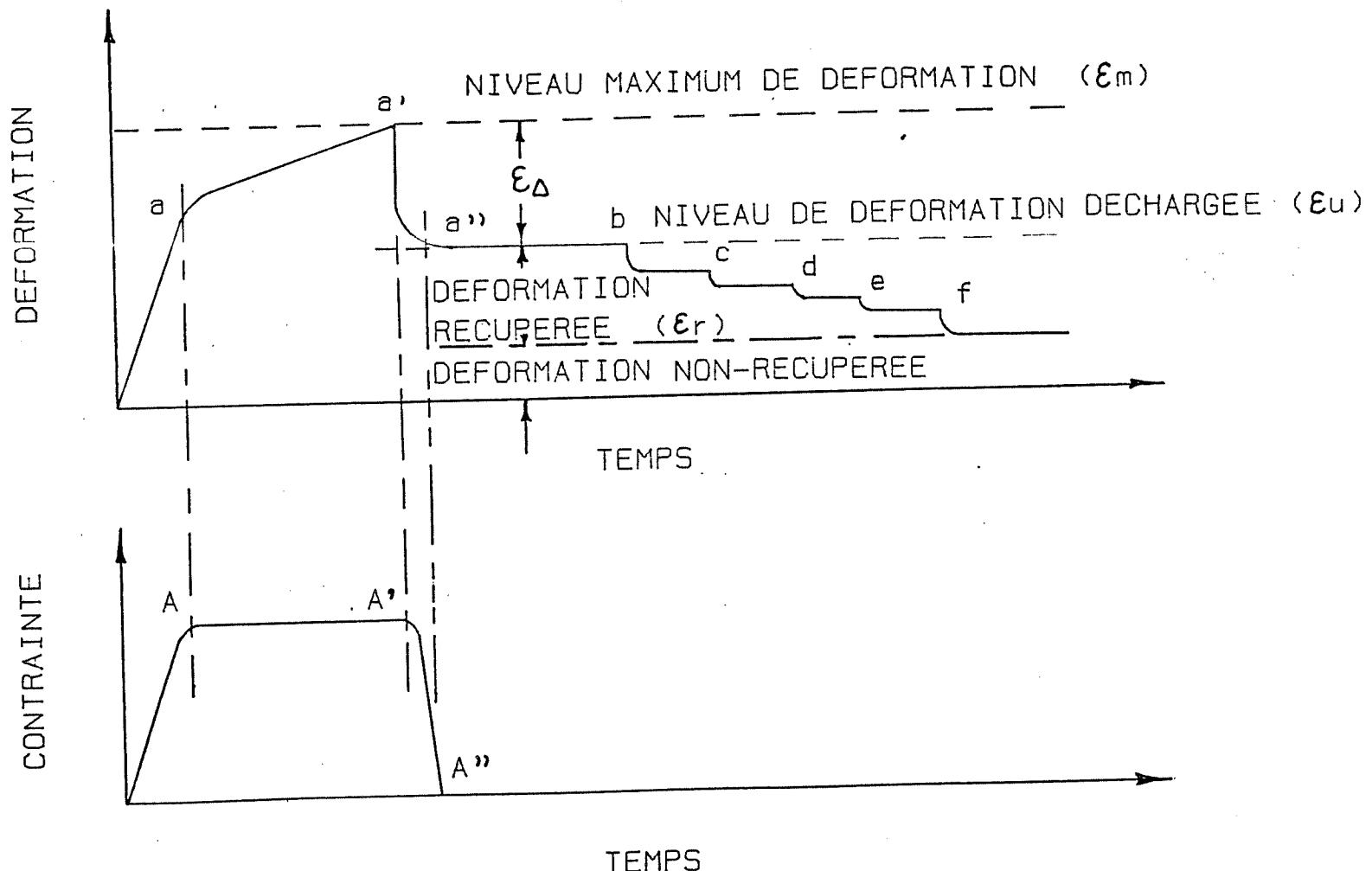


Figure 3-15a: Schématisation de résultats typiques d'essais de fluage en compression uniaxiale avec recouvrance; température ambiante (d'après Hardy, 1982).

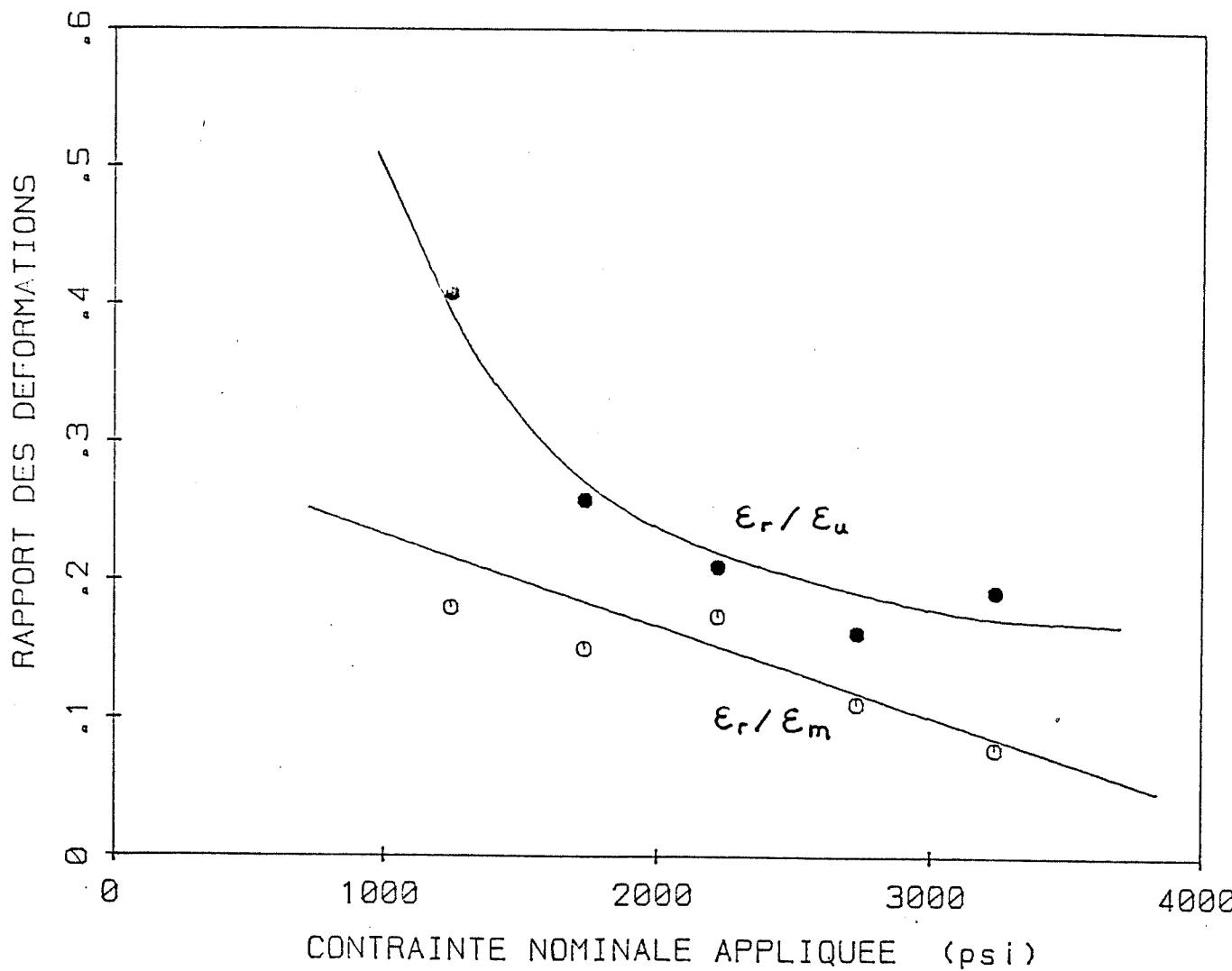


Figure 3-15b: Essais de fluage en compression uniaxiale avec recouvrance; variation des rapports ϵ_r/ϵ_u et ϵ_r/ϵ_m en fonction de la contrainte nominale appliquée - voir figure 3-15a (d'après Hardy, 1982).

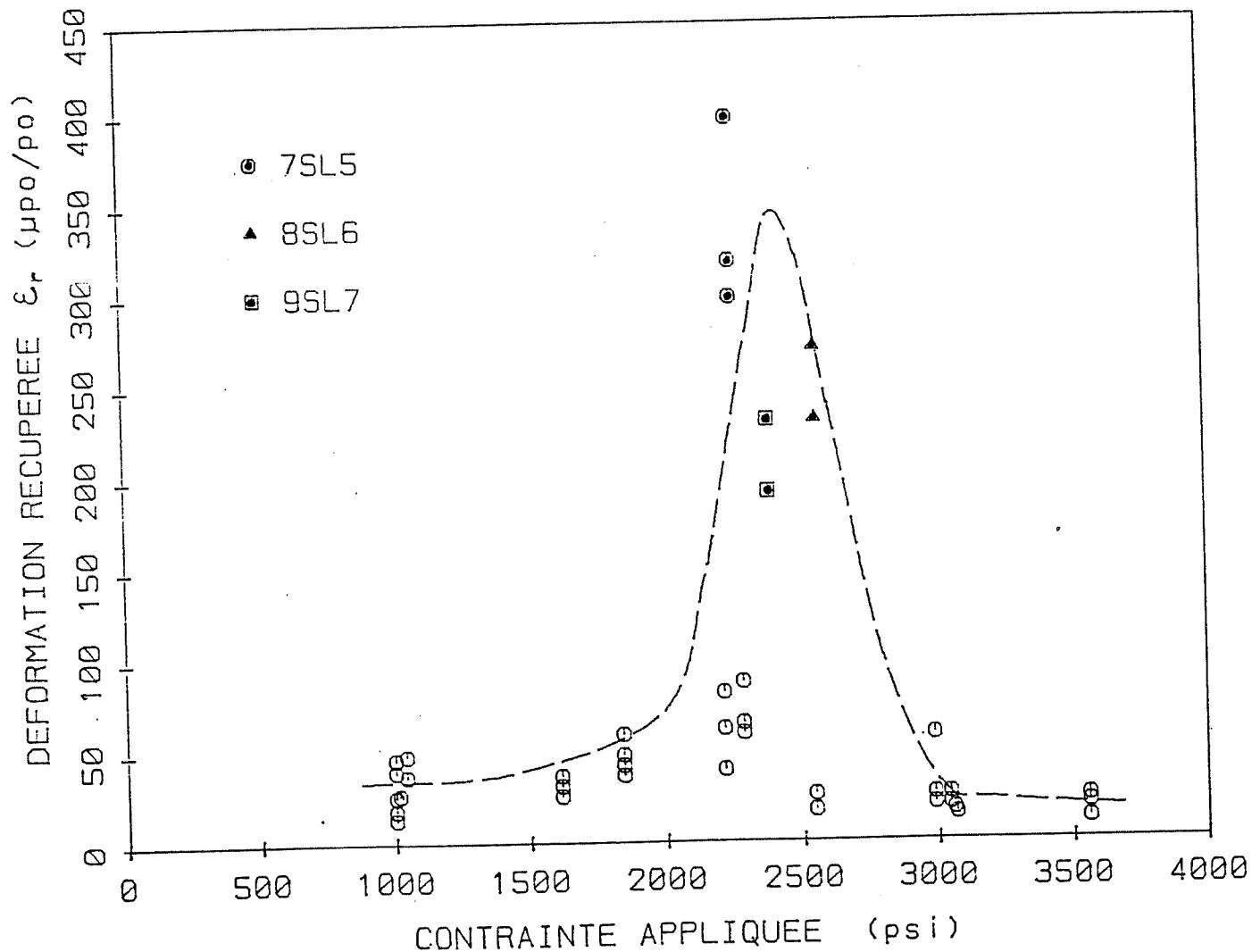


Figure 3-15c: Essais de fluage en compression uniaxiale avec recouvrance; déformation récupérée en fonction de la contrainte appliquée - voir figure 3-15a (d'après Hardy, 1982).

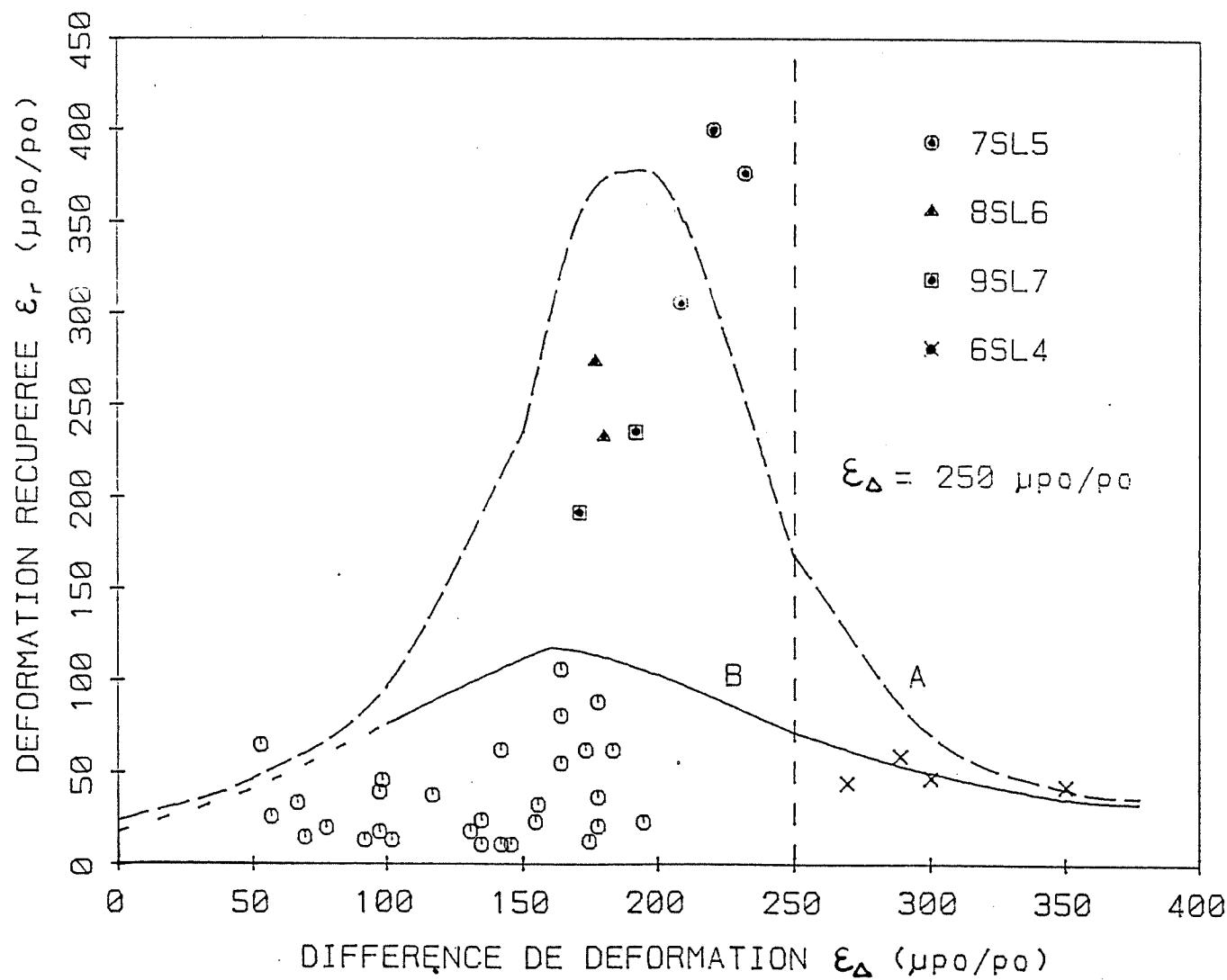


Figure 3-15d: Essais de fluage en compression uniaxiale avec recouvrance; déformation récupérée en fonction de la déformation différentielle - voir figure 3-15a (d'après Hardy, 1982).

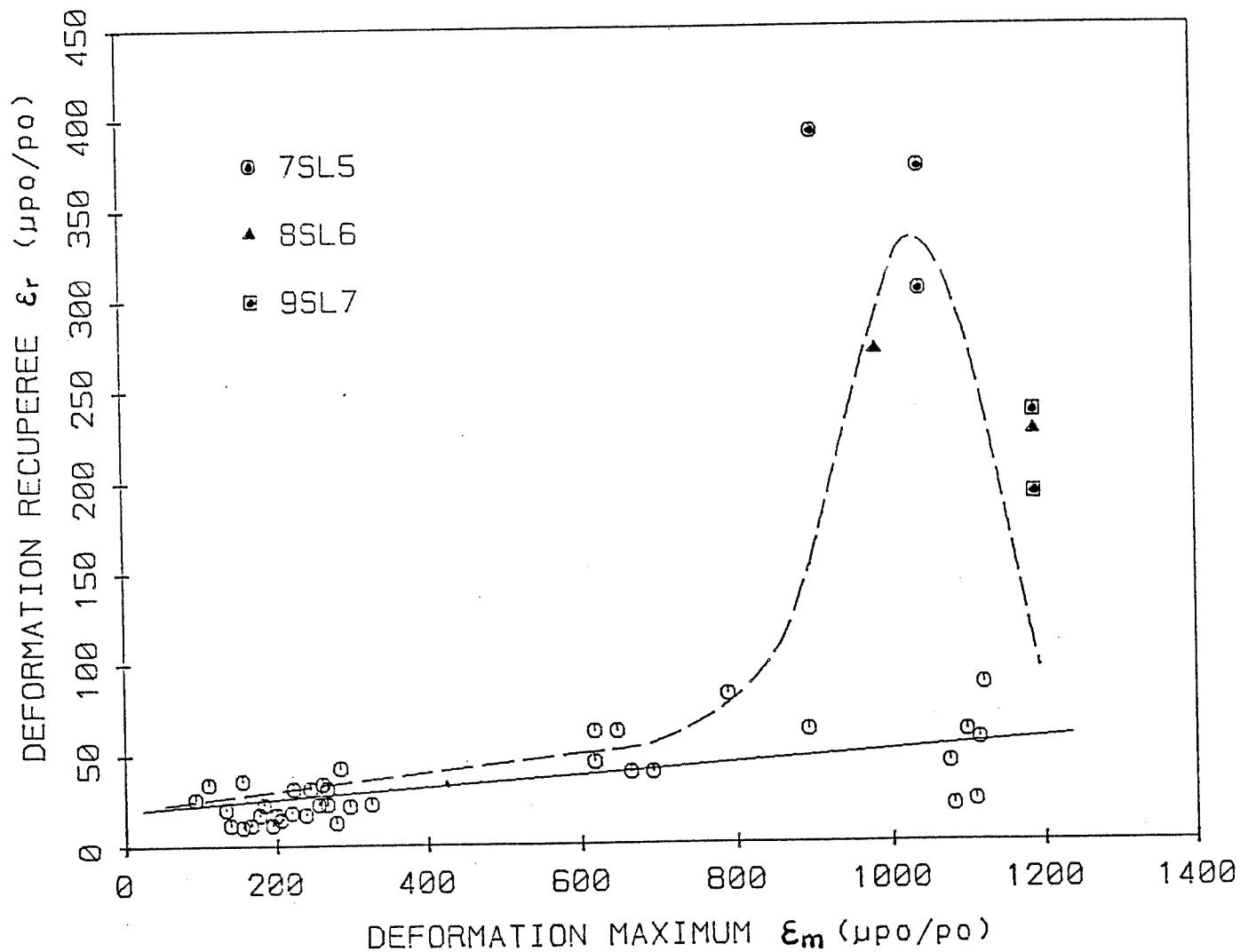


Figure 3-15e: Essais de fluage en compression uniaxiale avec recouvrance; déformation récupérée en fonction de la déformation maximale (d'après Hardy, 1982).

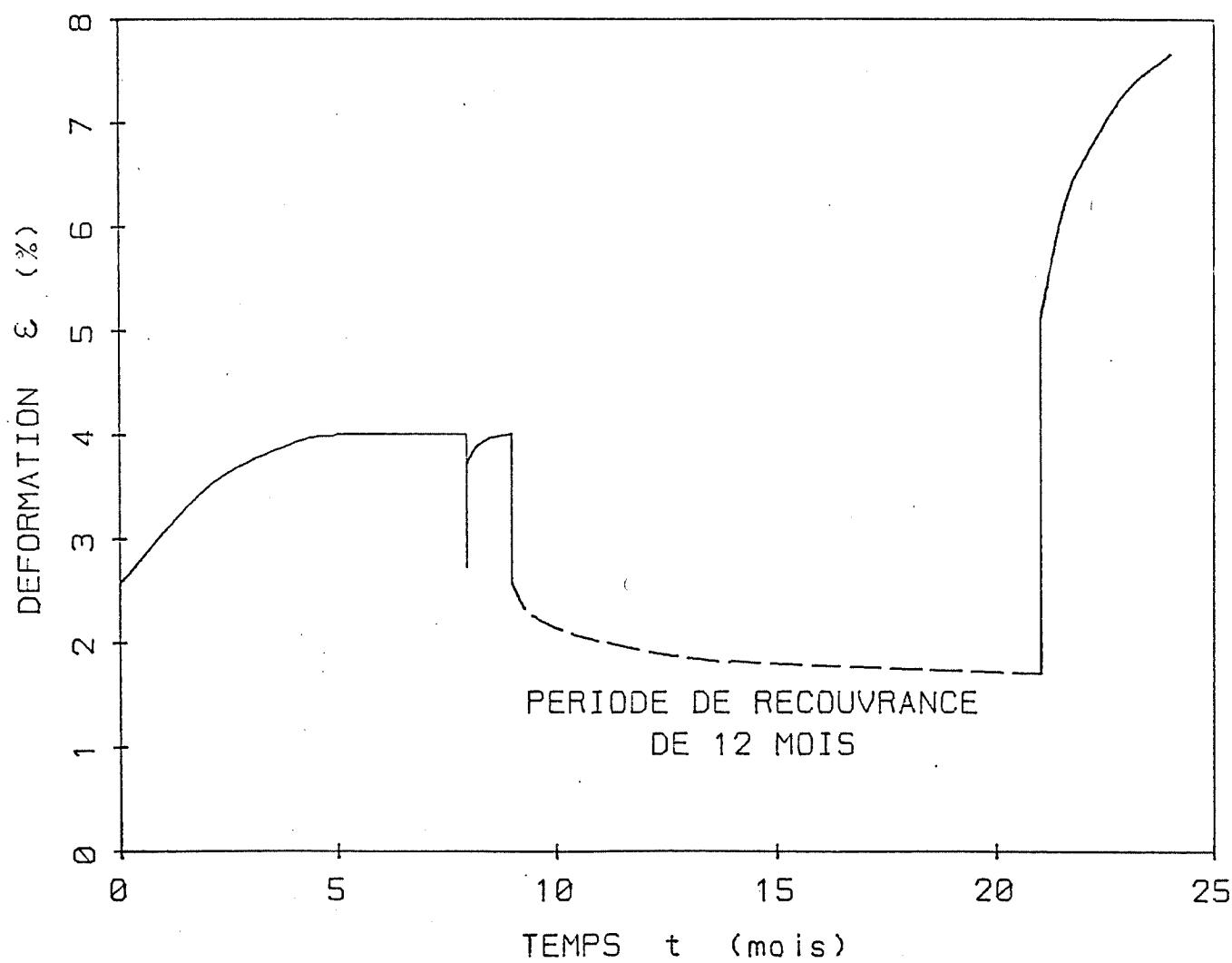


Figure 3-16: Expérience de fluage et de recouvrance sur l'halite; compression uniaxiale de près de 20 MPa, à température ambiante (d'après Dreyer, 1972).

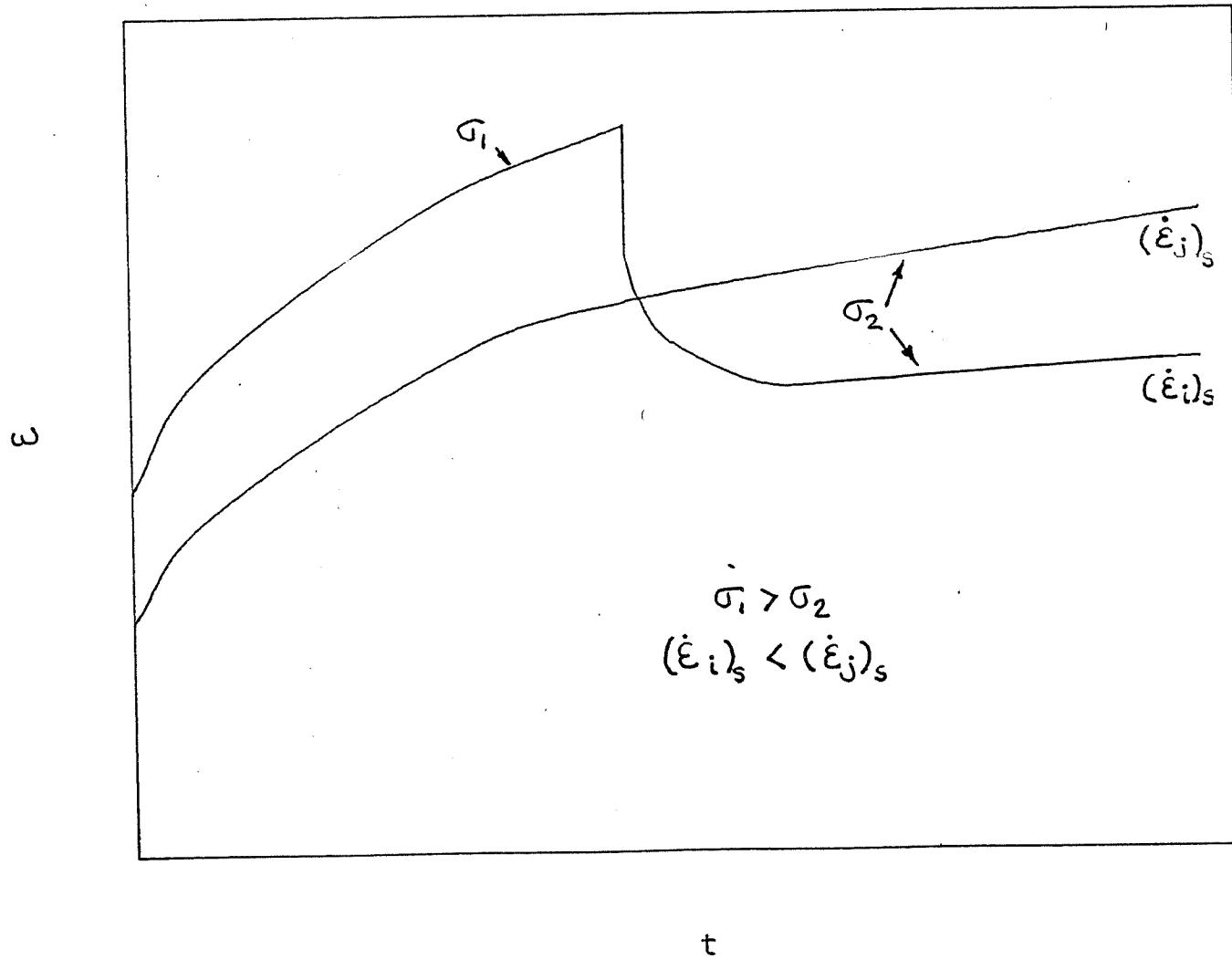
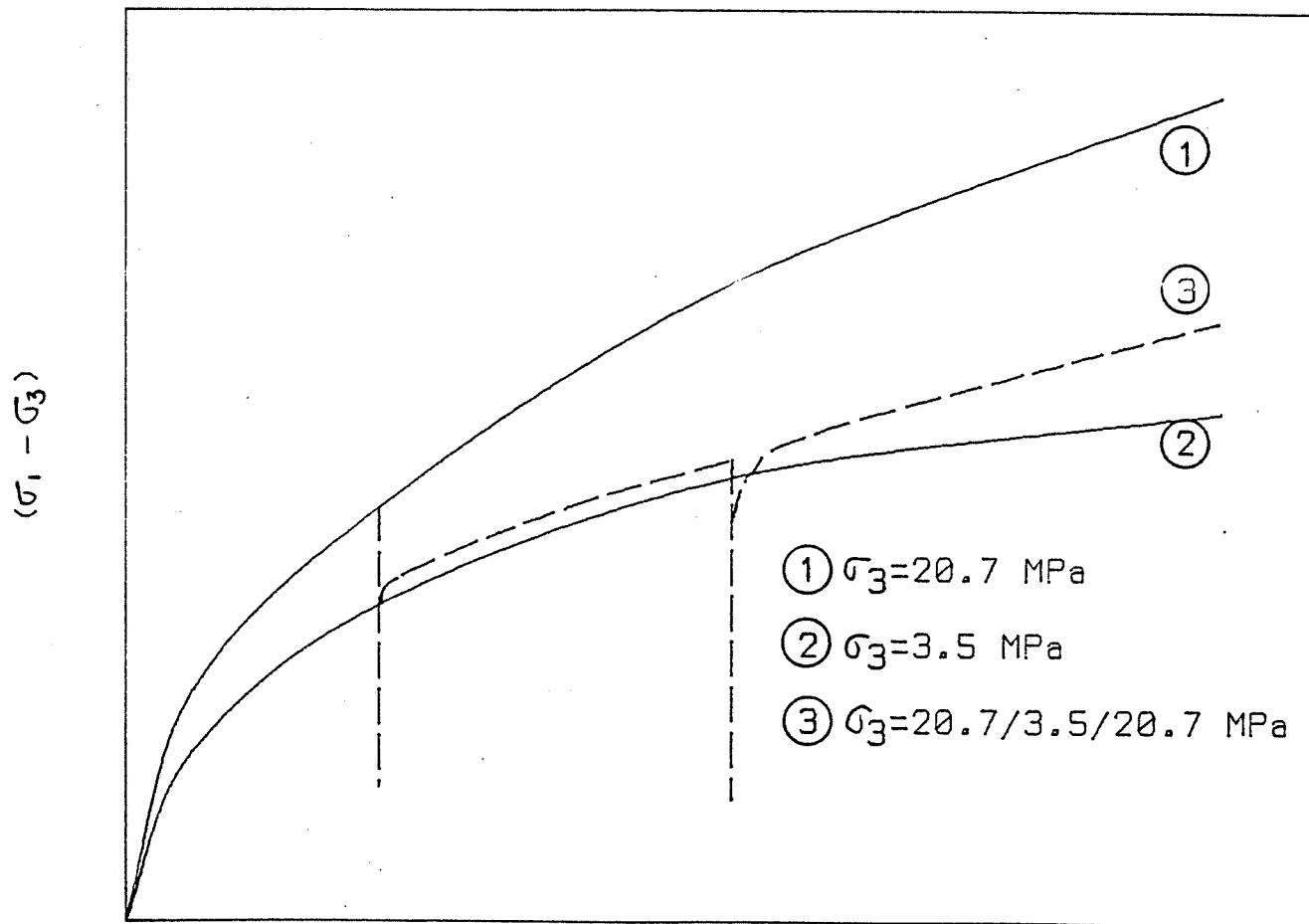


Figure 3-17: Effet schématique du cheminement des contraintes sur le fluage du sel; σ_1 et σ_2 sont les contraintes maintenues; $(\dot{\varepsilon}_i)_s$ et $(\dot{\varepsilon}_j)_s$ sont les taux de fluage stationnaire apparents (tiré de Hunsche, 1984).



$(\epsilon_1 - \epsilon_3)$

Figure 3-18: Effet schématique de la contrainte de confinement sur le comportement du sel en compression triaxiale à la température ambiante (tiré de Wawersik et Hannum, 1980).

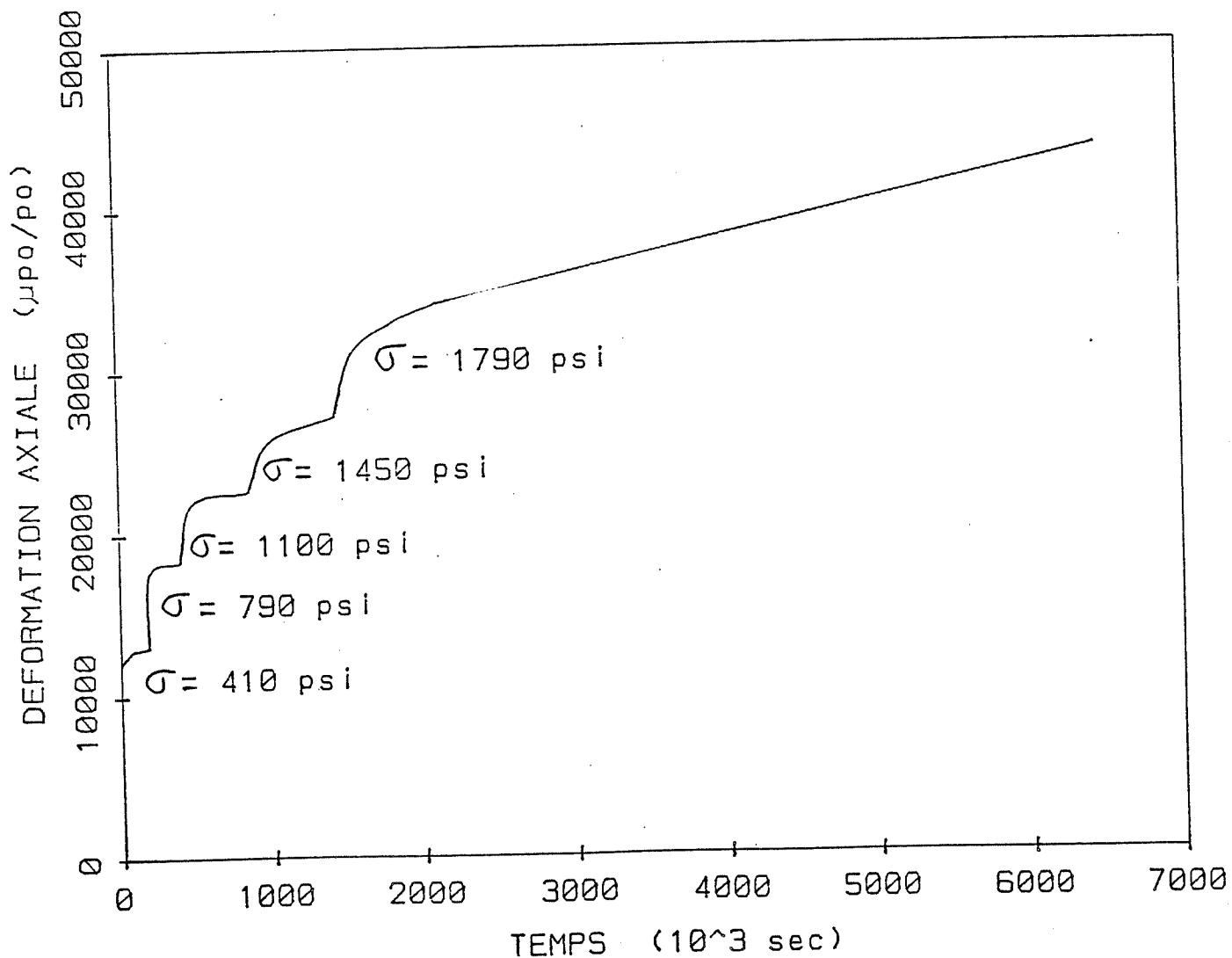


Figure 3-19: Rhéogramme pour un essai à chargement incrémental sur un sel naturel; compression uniaxiale à température ambiante (d'après Hardy, 1982).

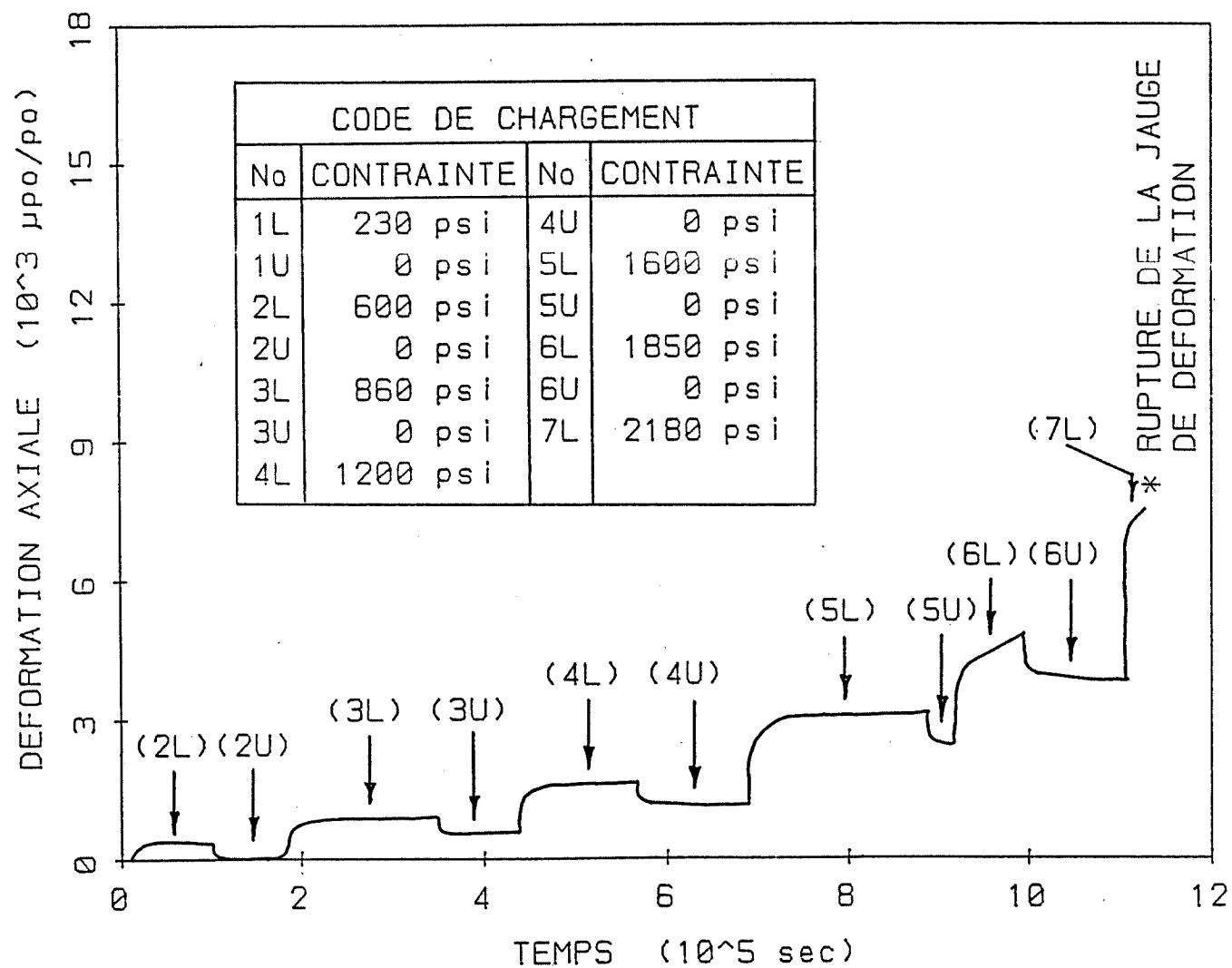


Figure 3-20a: Rhéogramme pour un essai du fluage en compression uniaxiale avec incrément de contrainte positifs et négatifs; sel artificiel et température ambiante (d'après Hardy, 1982).

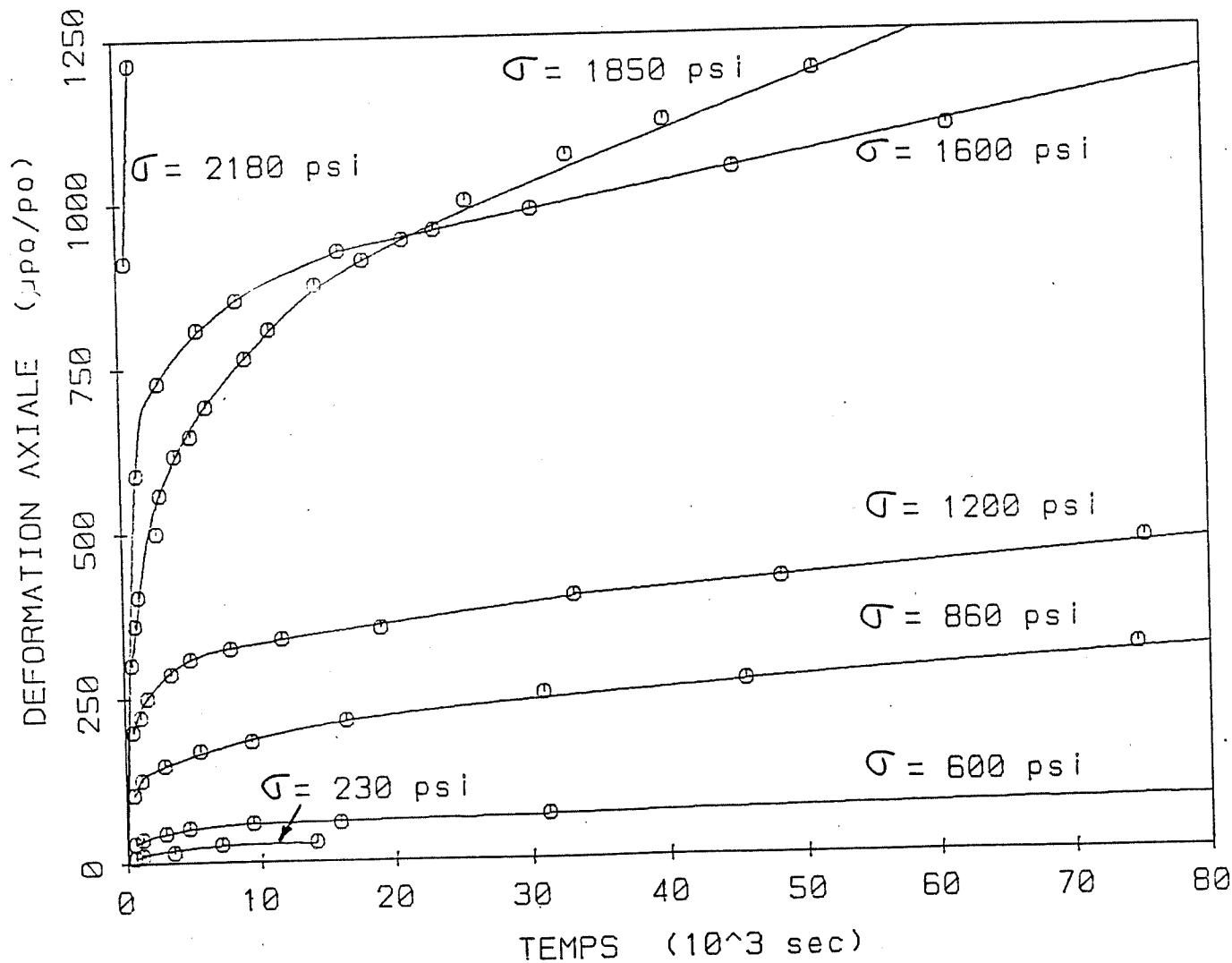


Figure 3-20b: Détail des courbes de fluage du rhéogramme de la figure 3-20a (d'après Hardy, 1982).

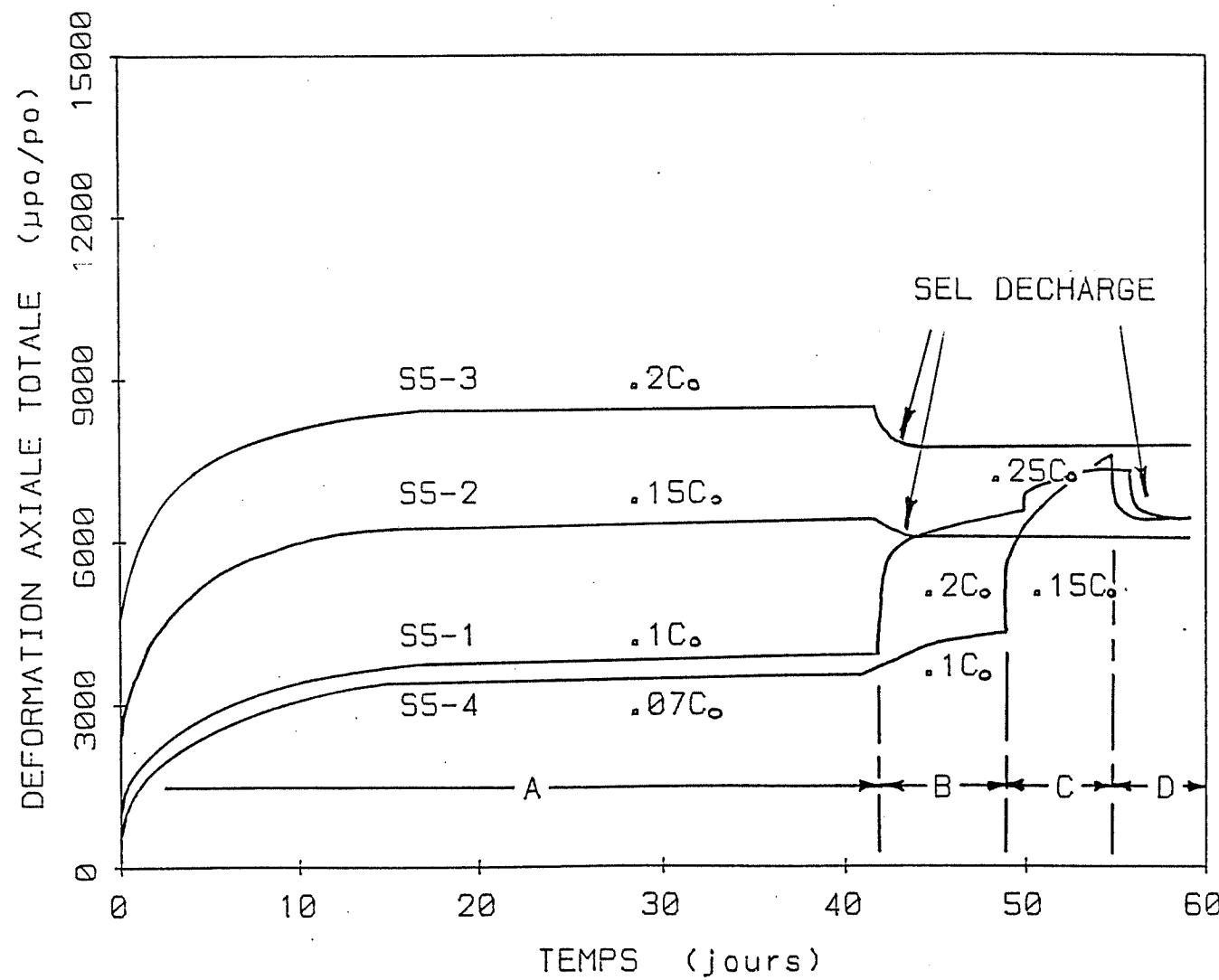


Figure 3-21: Rhéogramme d'un sel sollicité à divers niveaux de contrainte uniaxiale; température ambiante (d'après Hardy, 1982).

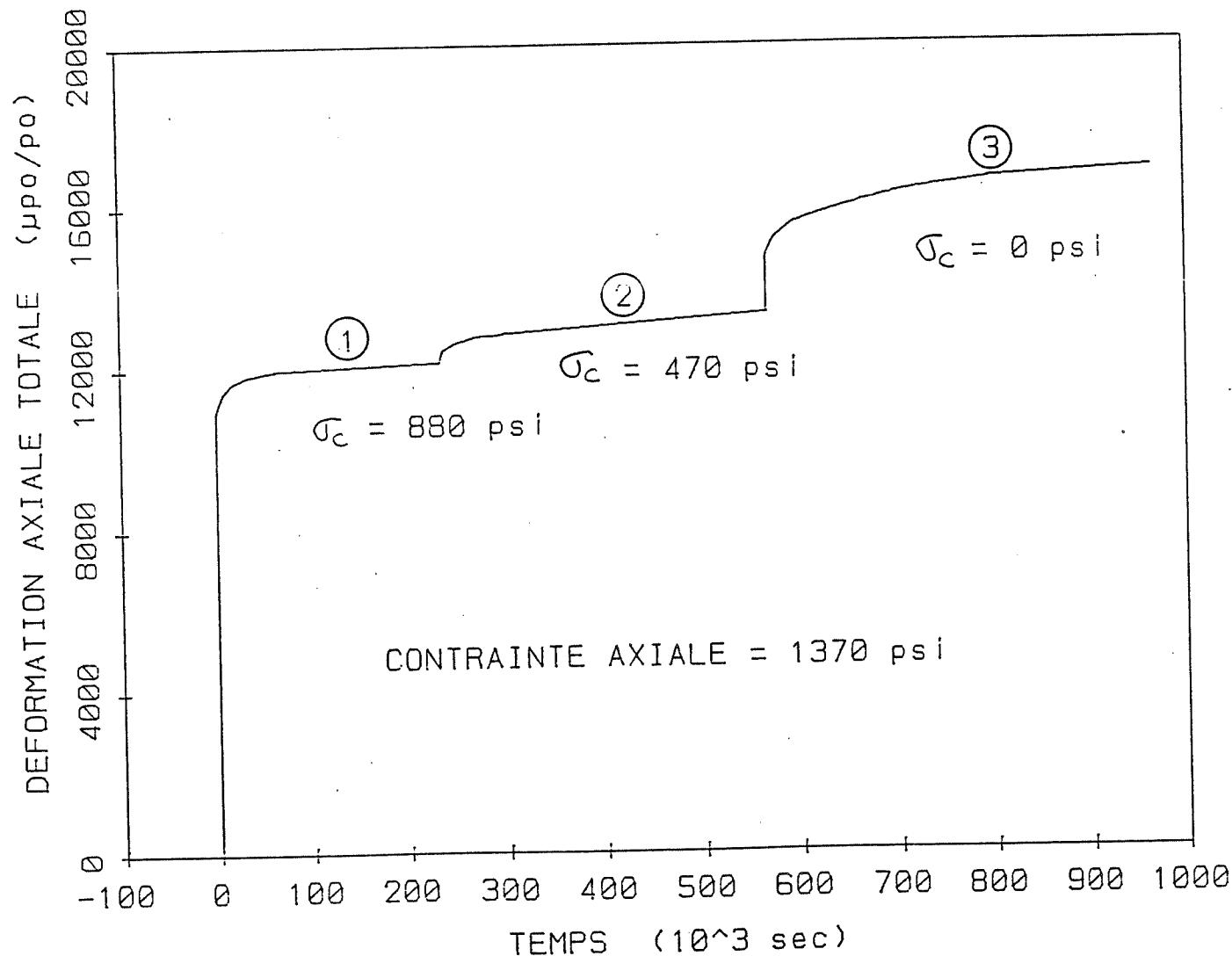


Figure 3-22: Écoulement axial d'un sel naturel au cours d'un essai de fluage en compression triaxiale caractérisé par des réductions incrémentales de la contrainte de confinement (d'après Hardy, 1982).

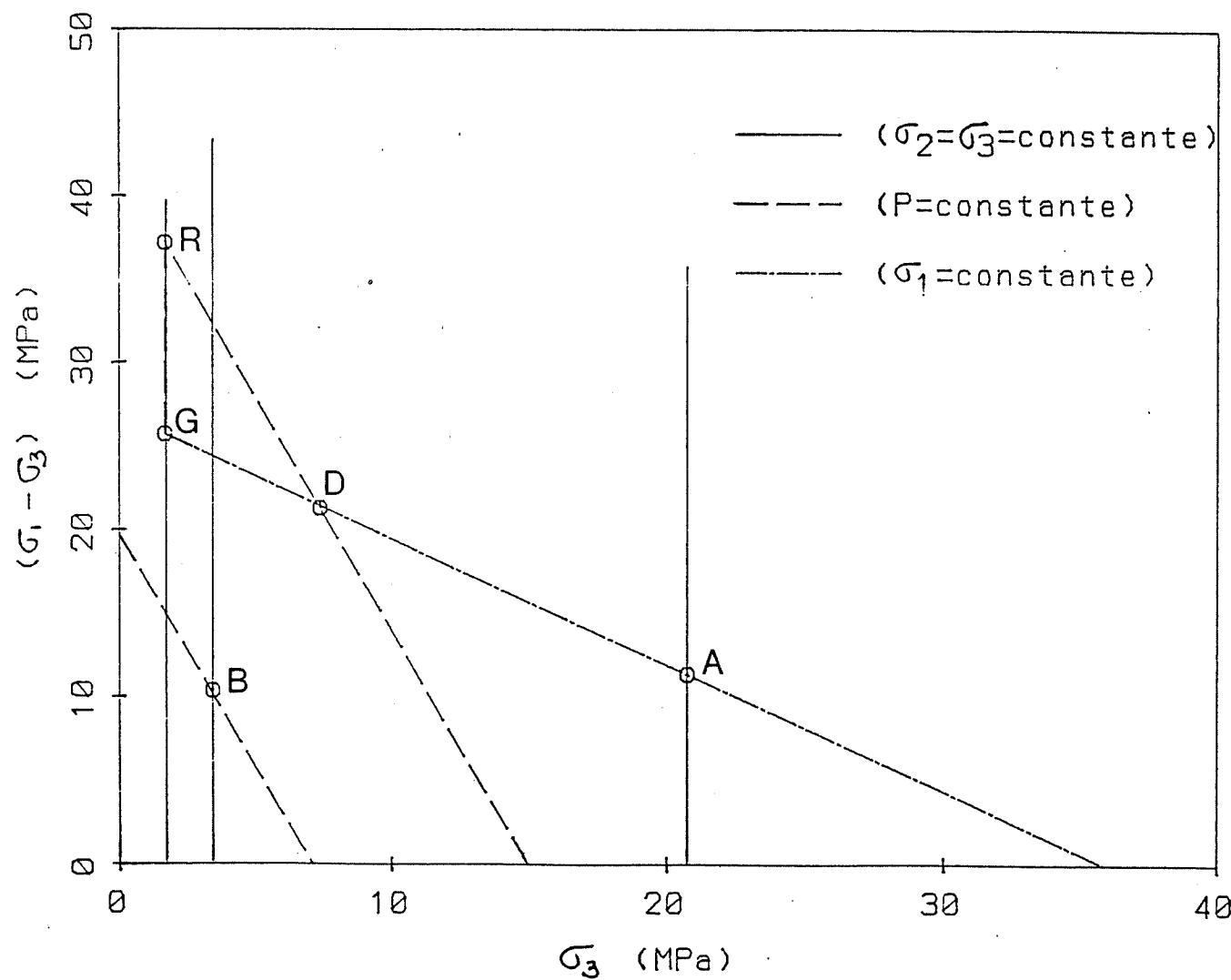
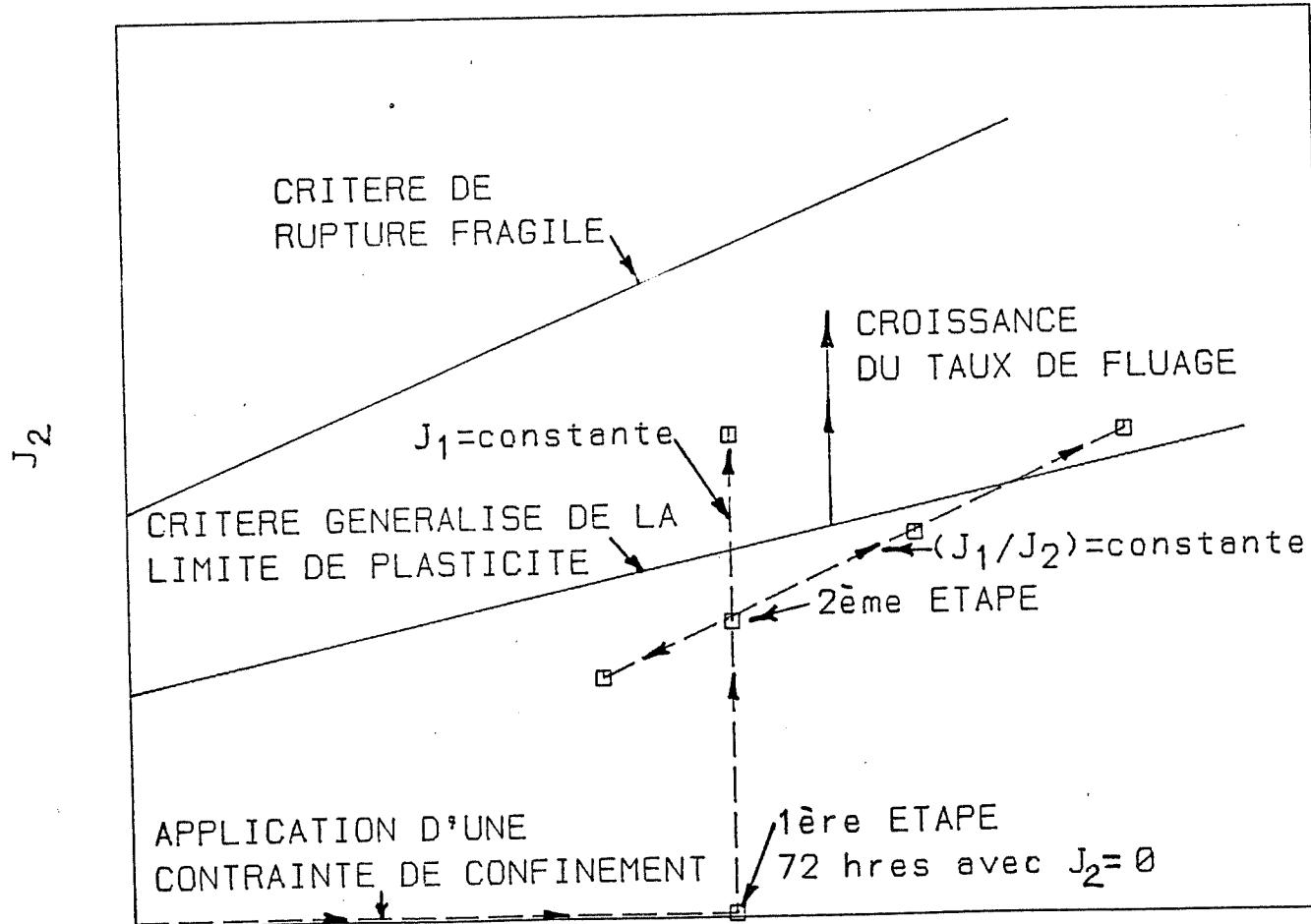


Figure 3-23a: Cheminements de contraintes; les points A, B, D, G et R représentent des conditions identiques contraintes résultant de cheminements différents (d'après Wawersick et Hannum, 1980).



$$J_1 = (\sigma_1 + 2\sigma_3)/3$$

Figure 3-23b: Cheminement de contraintes (d'après Dusseault et Mraz, 1983).

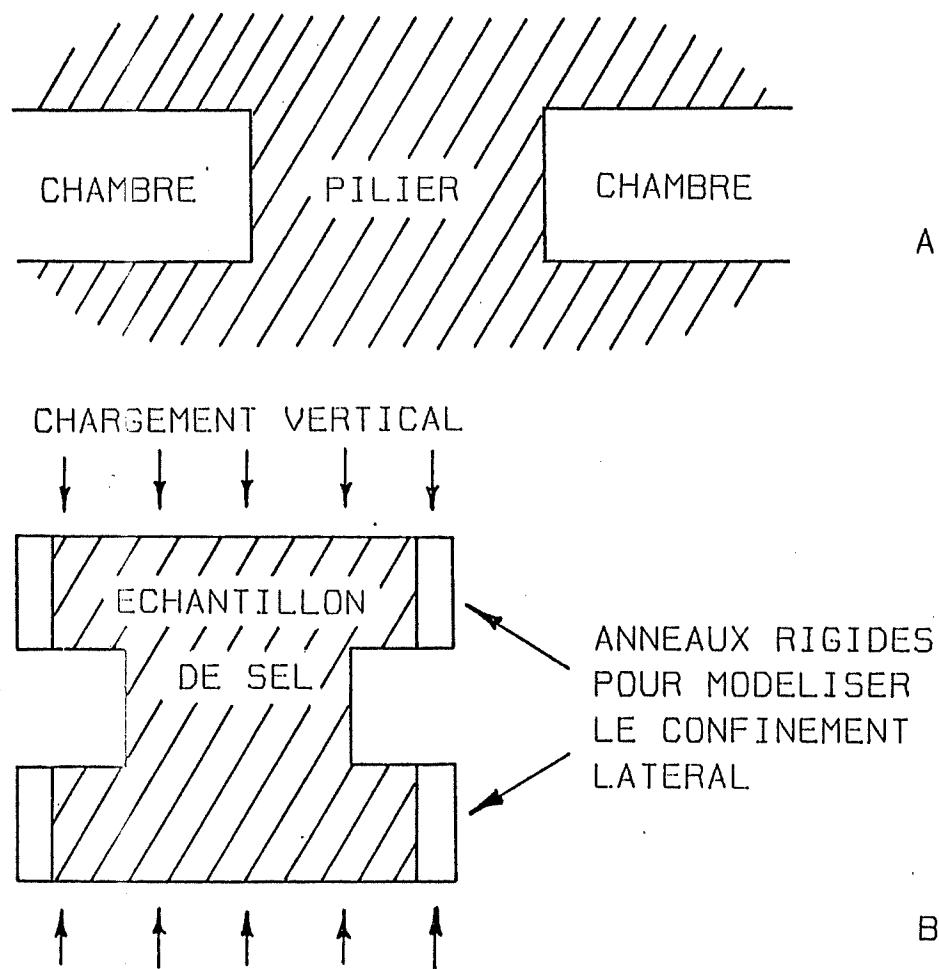


Figure 3-24a: Modèle physique d'un pilier de mine de sel gemme (d'après Maxwell et al., 1978).

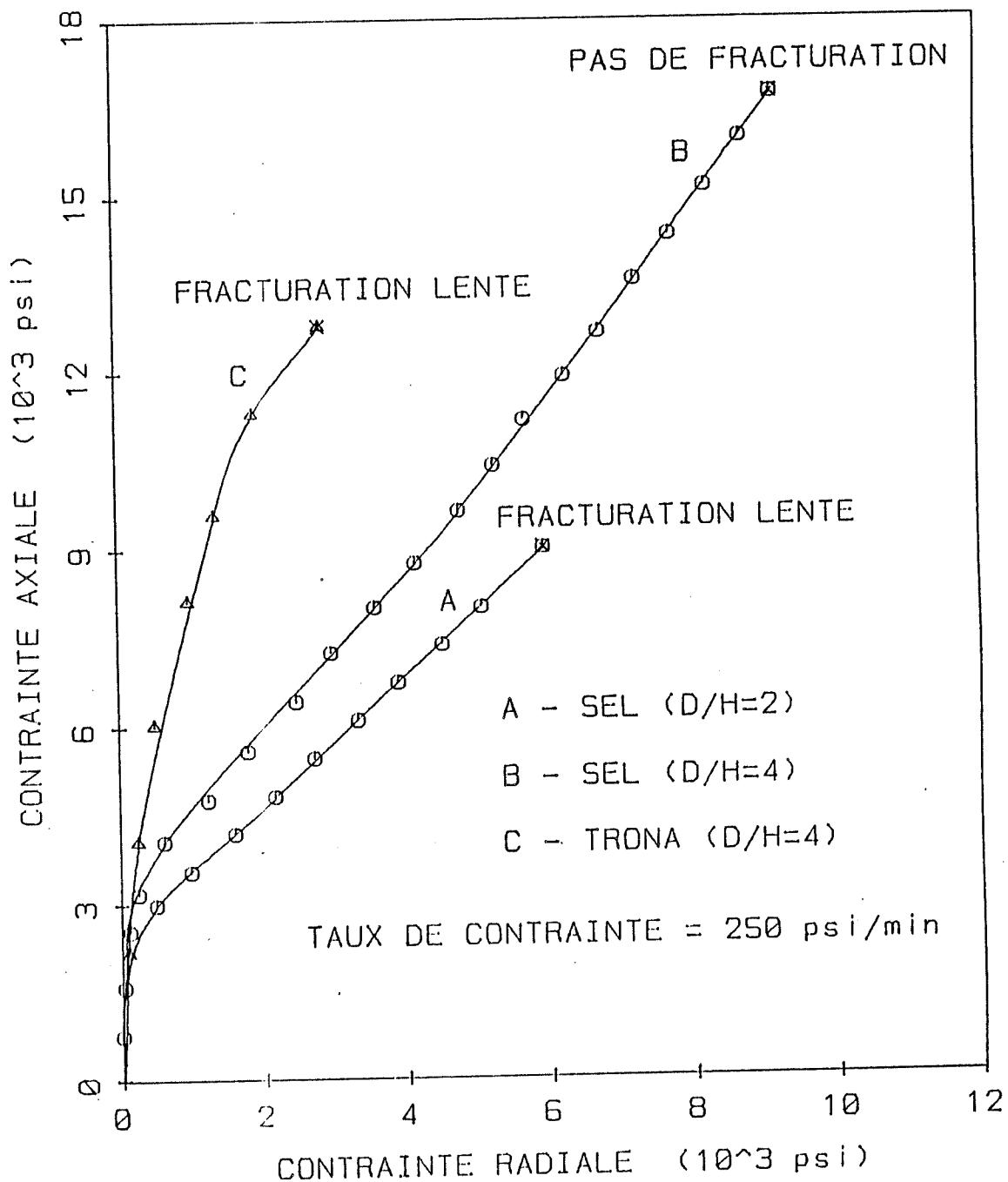


Figure 3-24b: Comportement de piliers modélisés (compression uniaxiale); sel et trona; température ambiante; H = hauteur; D = diamètre (d'après Obert, 1964).

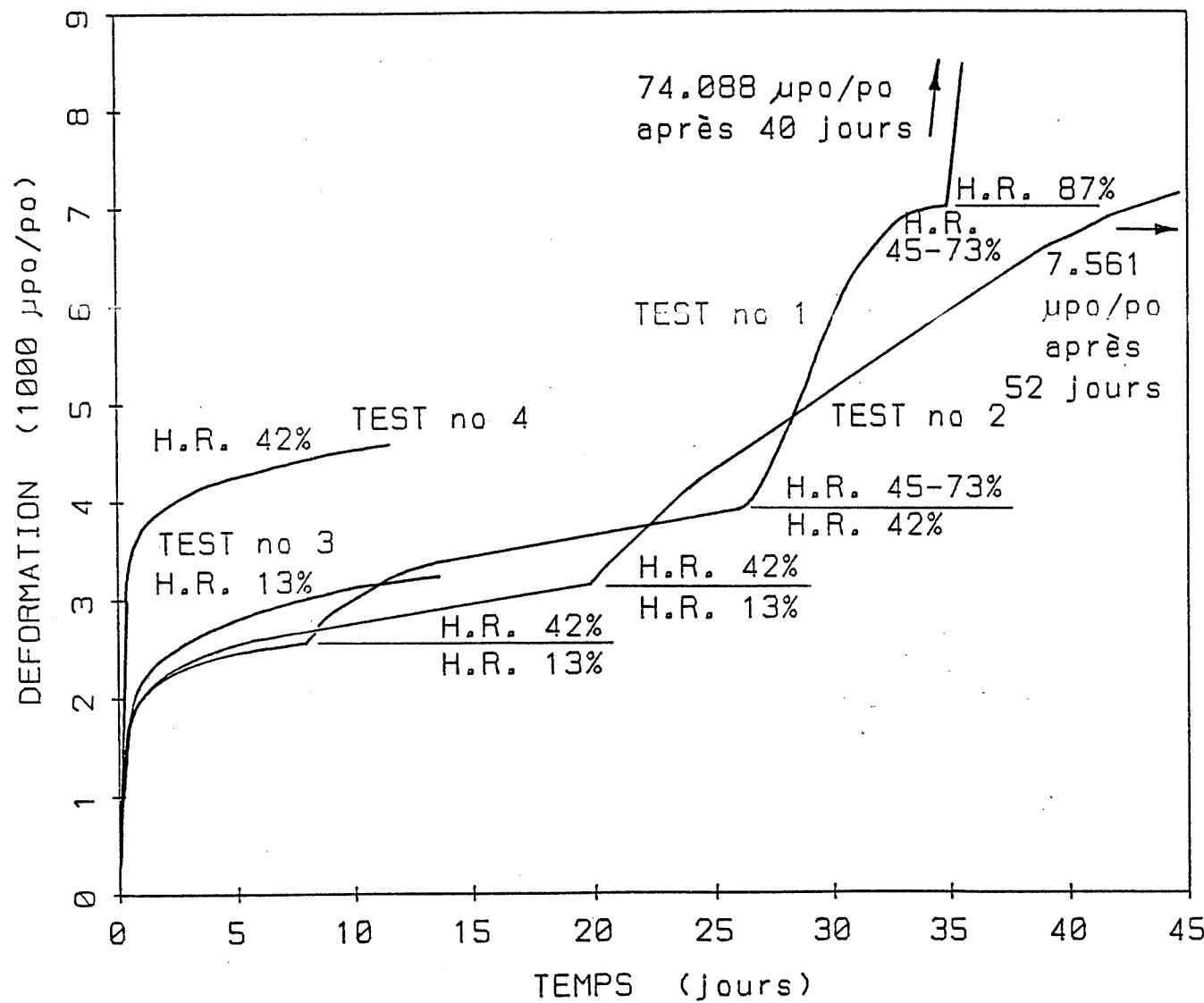


Figure 3-25a: Influence de l'humidité relative de l'atmosphère sur le fluage du sel (d'après Varo et Passaris, 1977).

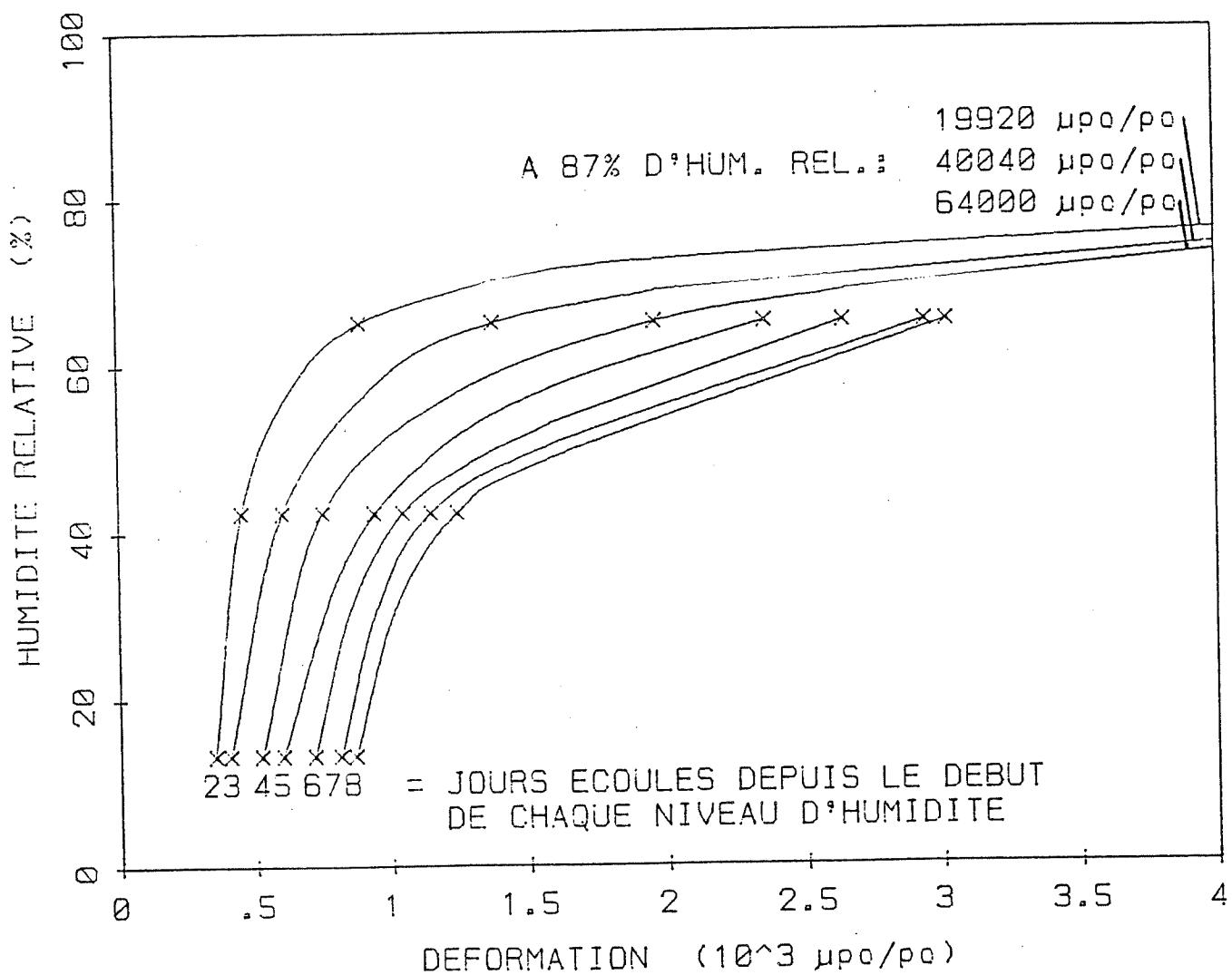


Figure 3-25b: Courbes isochrones de déformation en fonction du pourcentage d'humidité relative (d'après Varo et Passaris, 1977).

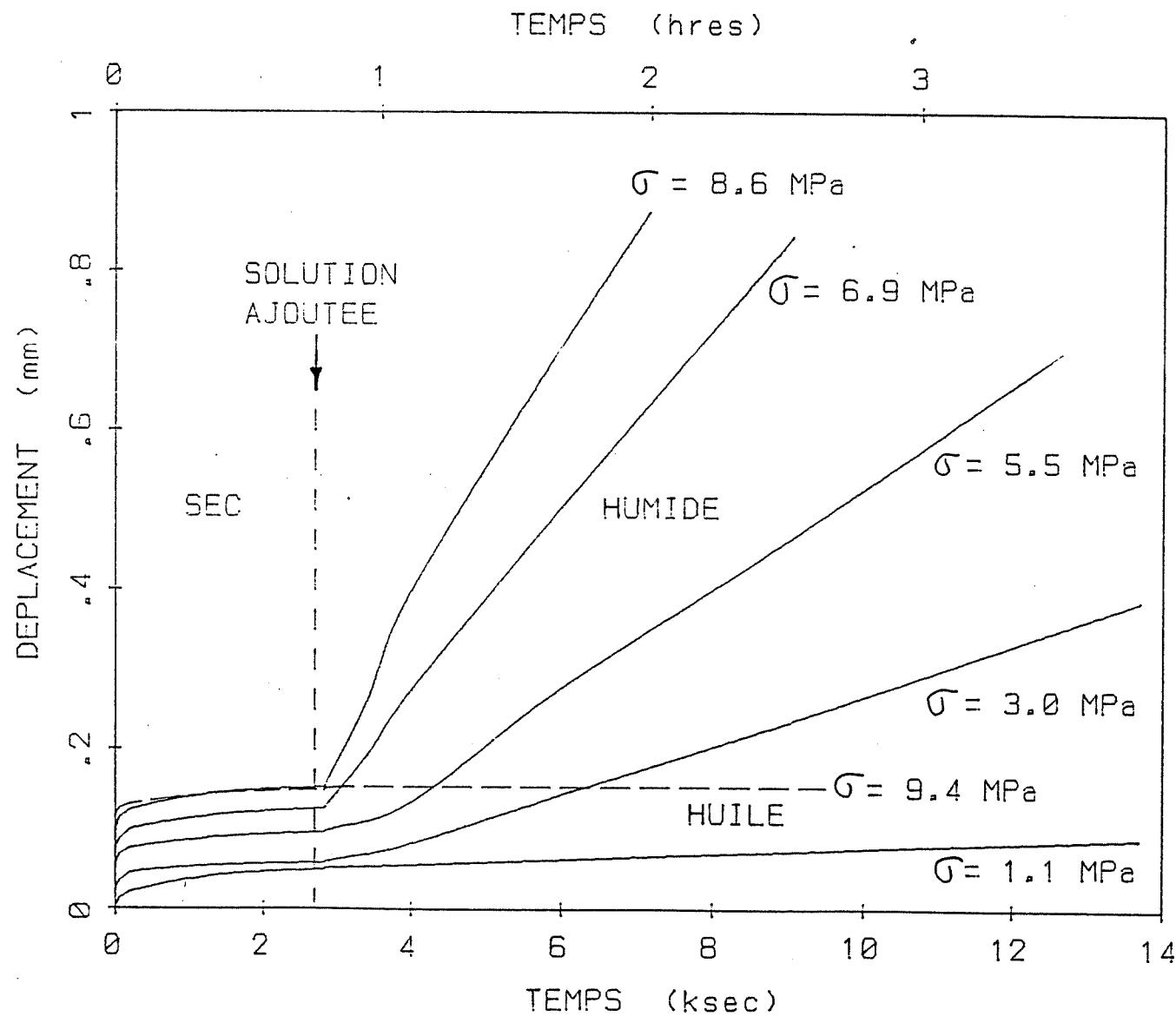


Figure 3-26: Influence de l'adjunction d'une solution saturée de NaCl sur le fluage du sel gemme à température ambiante (d'après Côme, 1983).

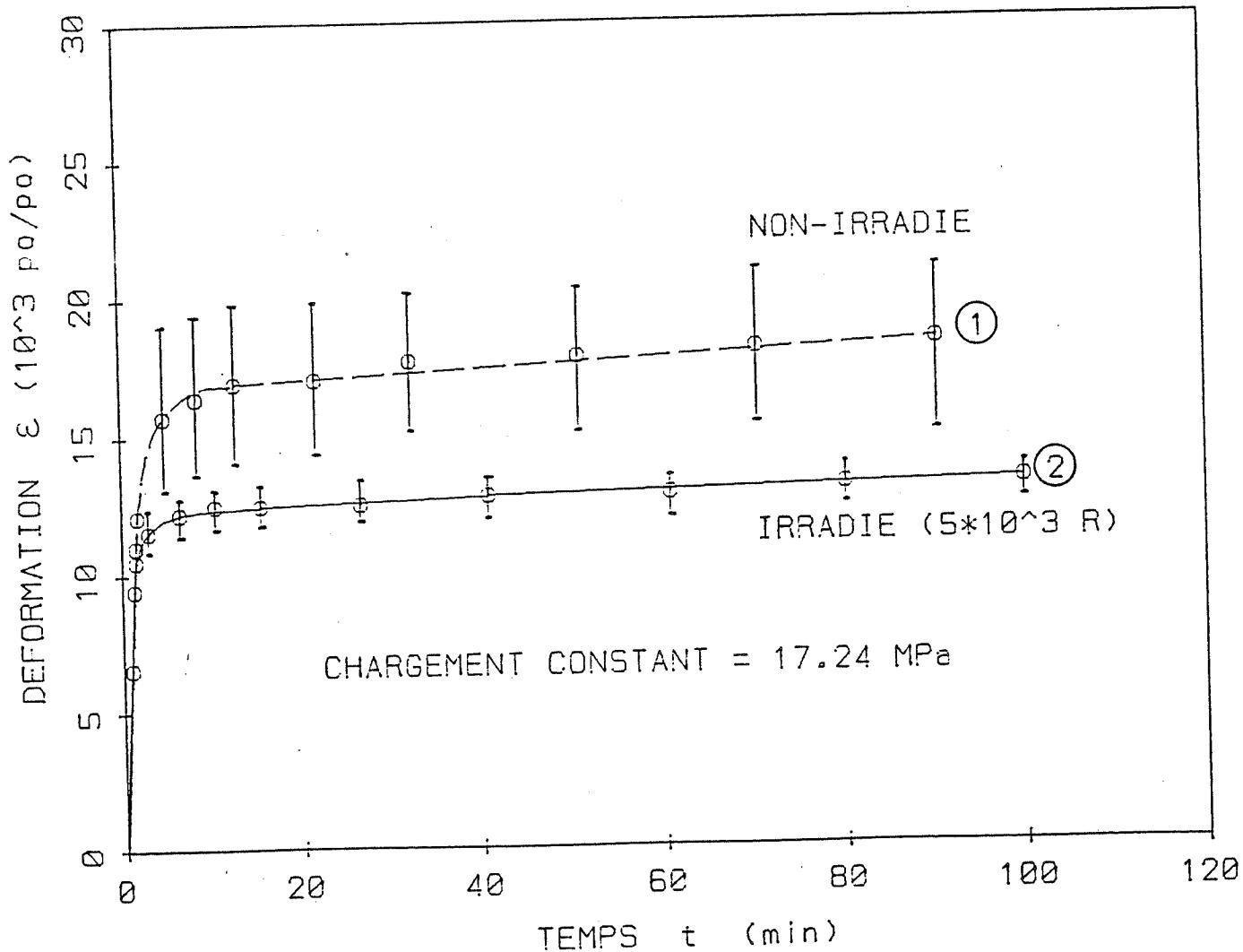


Figure 3-27: Effet de la radiation sur le fluage du sel gemme; compression uniaxiale et température ambiante (tirée de Gevantman, 1981).

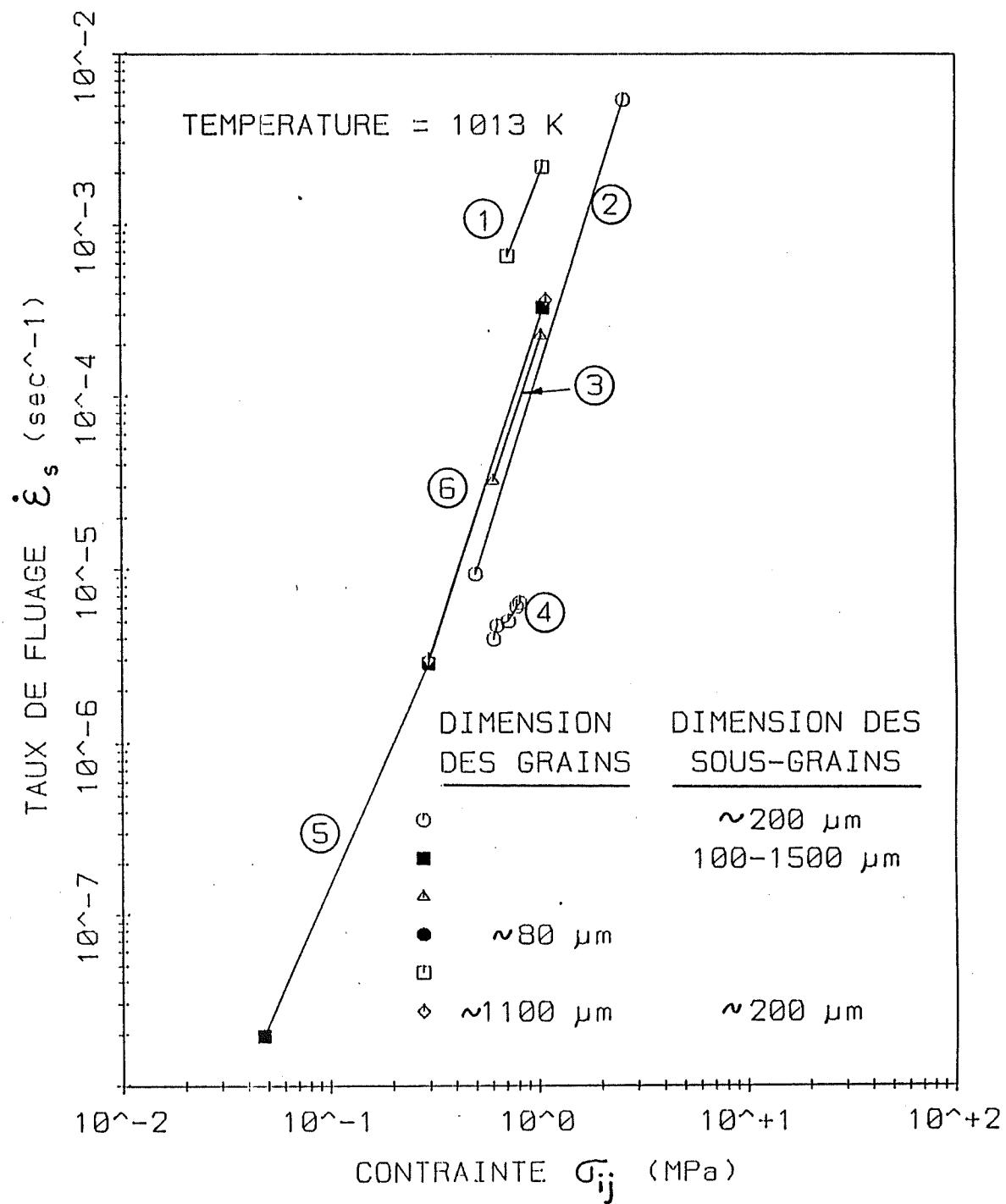


Figure 3-28: Variation du taux de fluage stationnaire de sels monocrystallins et polycristallins en fonction de la contrainte déviatorique (tirée de Gevantman, 1981).

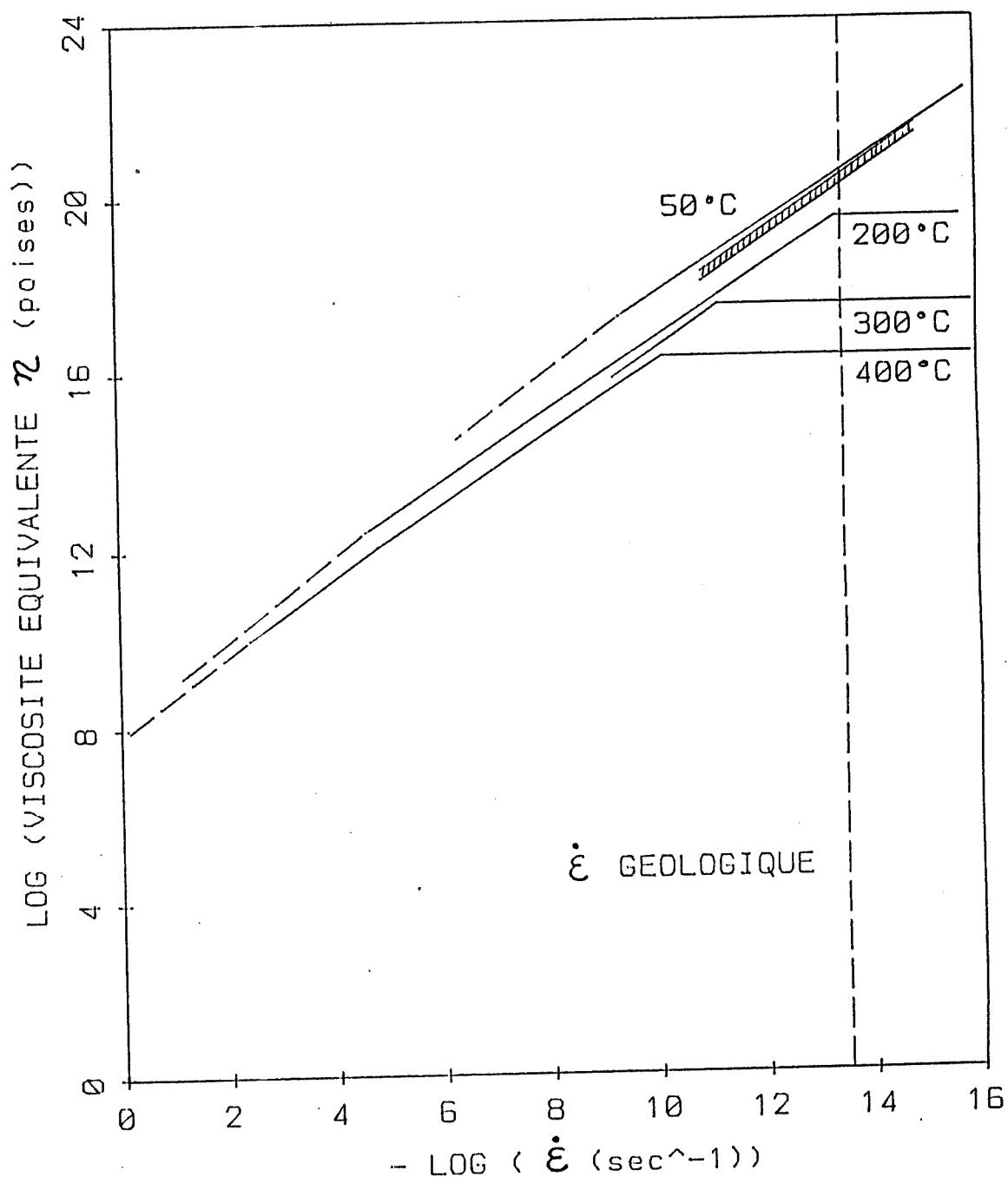


Figure 3-29: Variation de la viscosité équivalente du sel gemme en fonction du taux de déformation; la partie hachurée correspond aux conditions naturelles du sel in situ (d'après Heard, 1972).

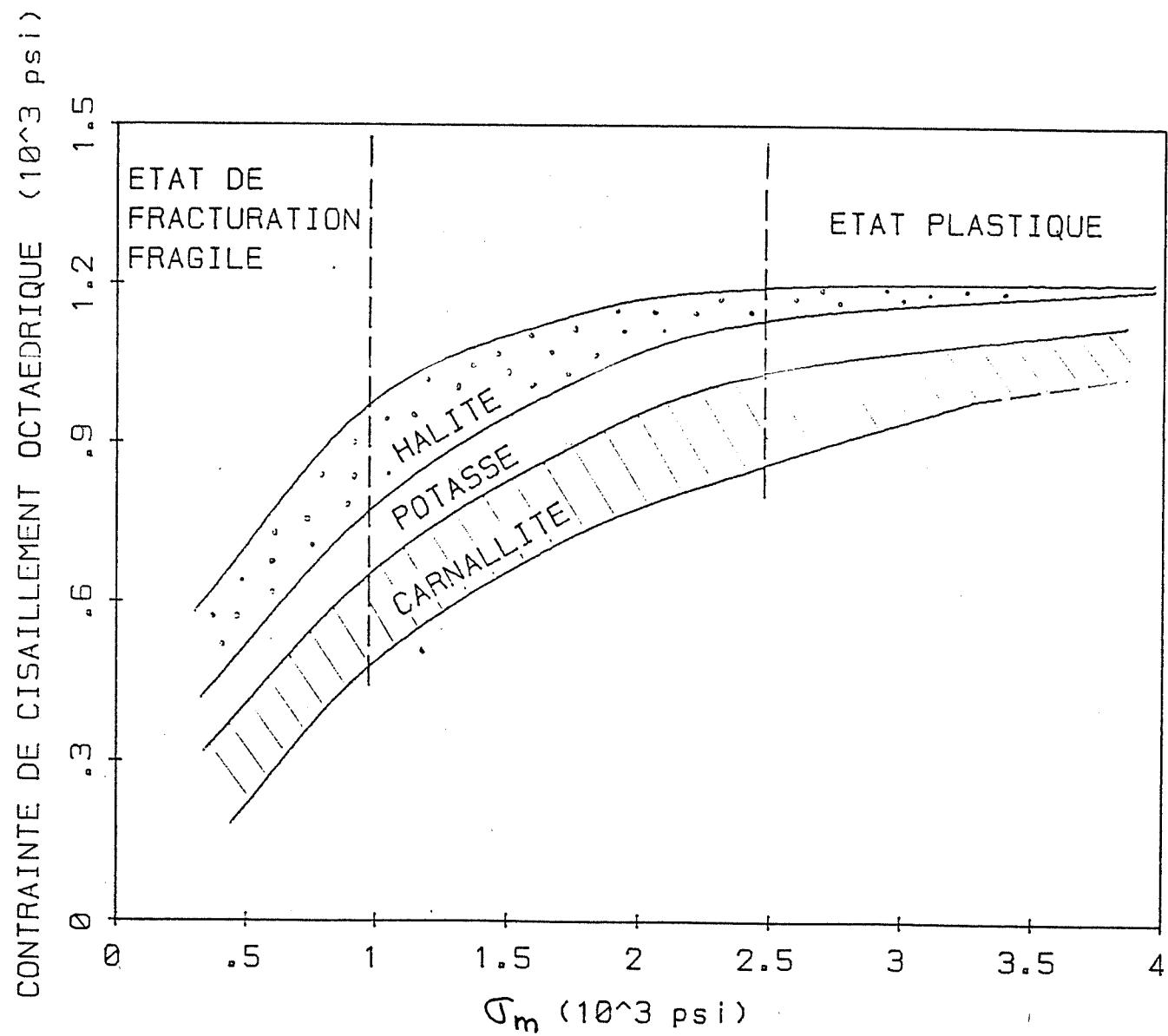


Figure 3-30: Résistance de divers sels naturels à température ambiante (d'après Serata, 1968).

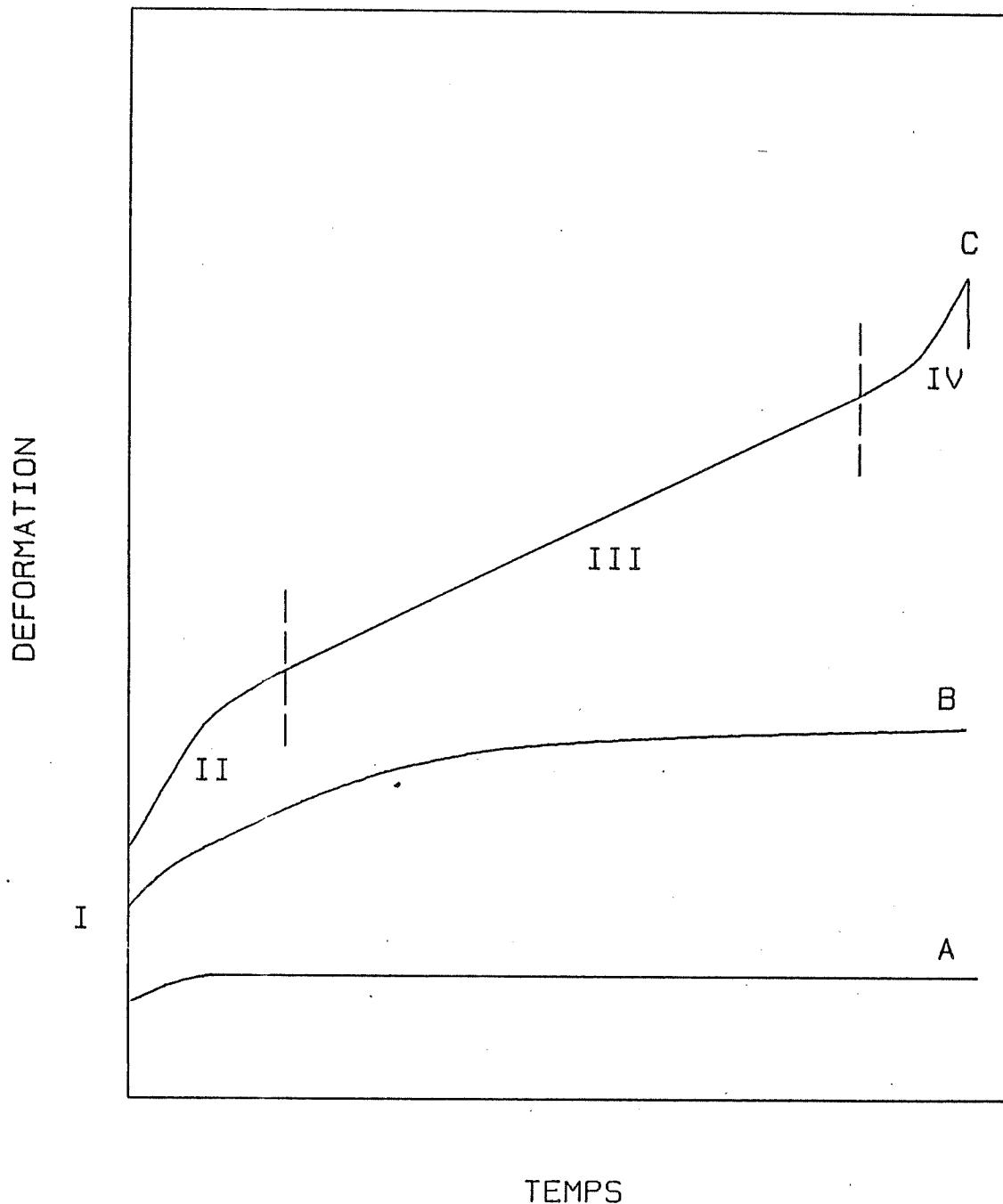


Figure 4-1: Courbes de fluage, avec les phases instantanée (I), transitoire (II), stationnaire (III) et de rupture (IV); l'évolution des courbes A vers B et C correspond à une hausse de la contrainte ou de la température de l'essai (d'après Handin et Carter, 1979).

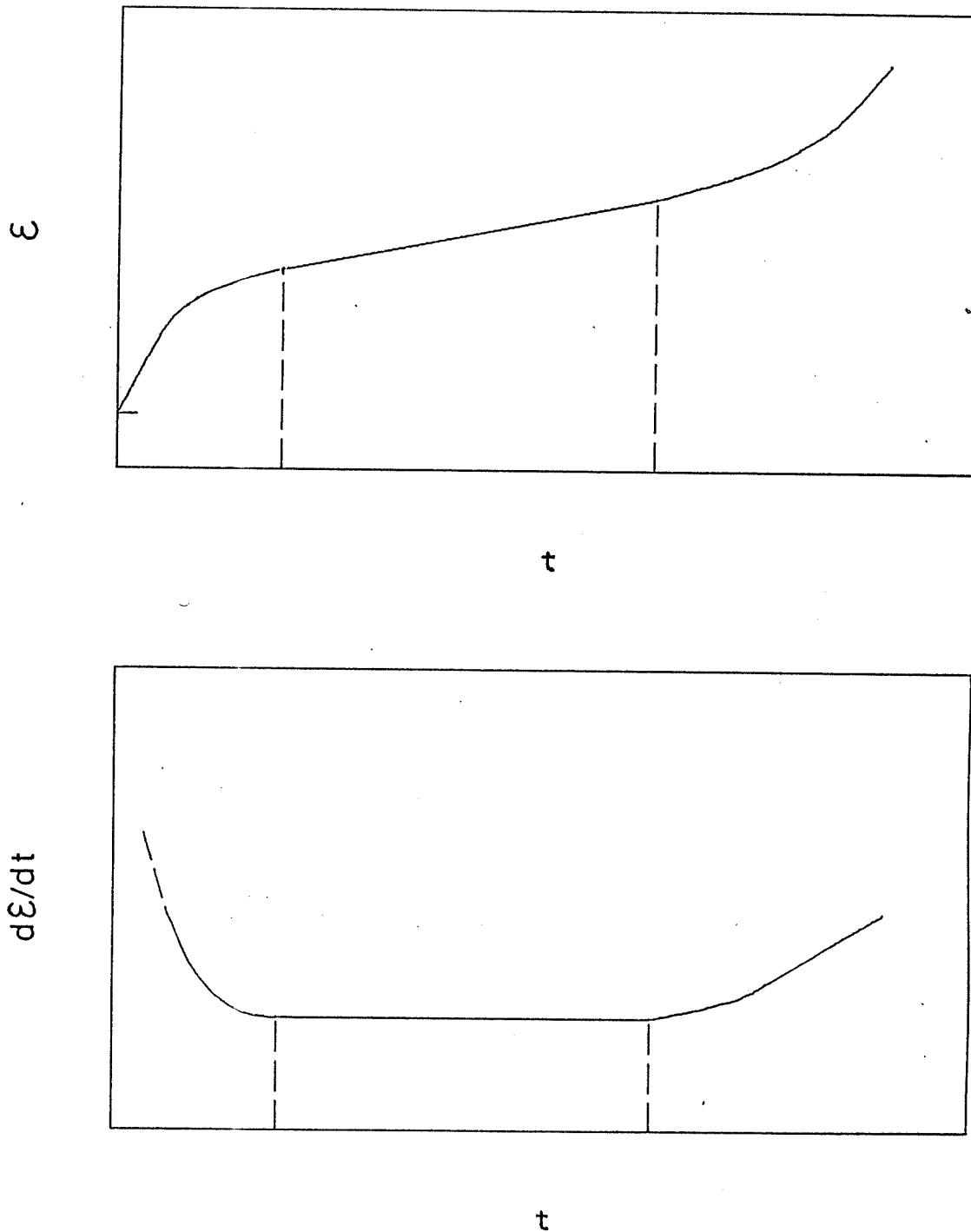


Figure 4-2: Taux de déformation en fonction du temps pour les différentes phases durant un essai de fluage (d'après Hult, 1966).

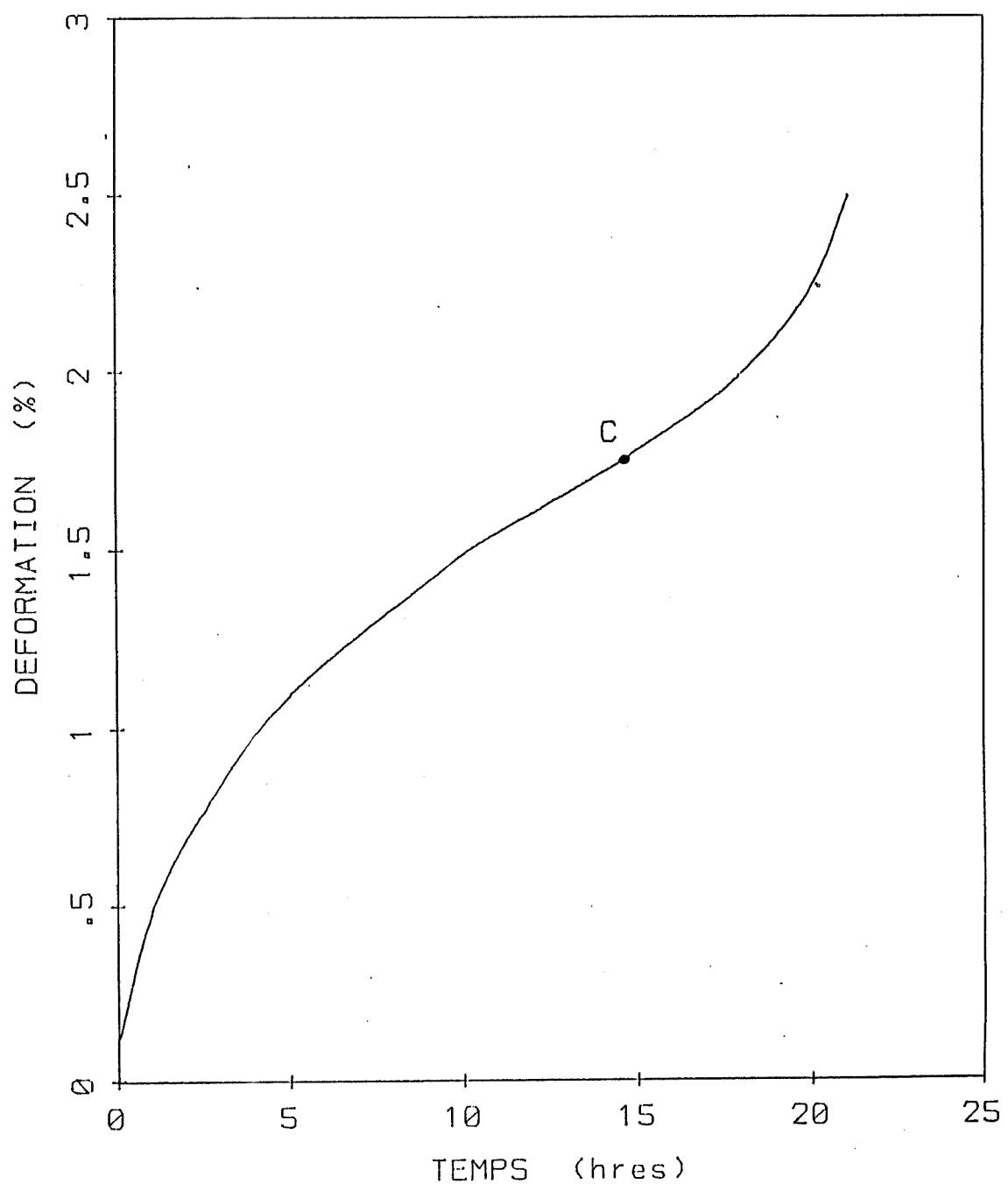


Figure 4-3: Courbe de fluage typique pour un matériau polycristallin; le point C correspond au point d'inflexion de la phase stationnaire de fluage qui enclenche le processus de rupture (d'après Sego et Morgenstern, 1983).

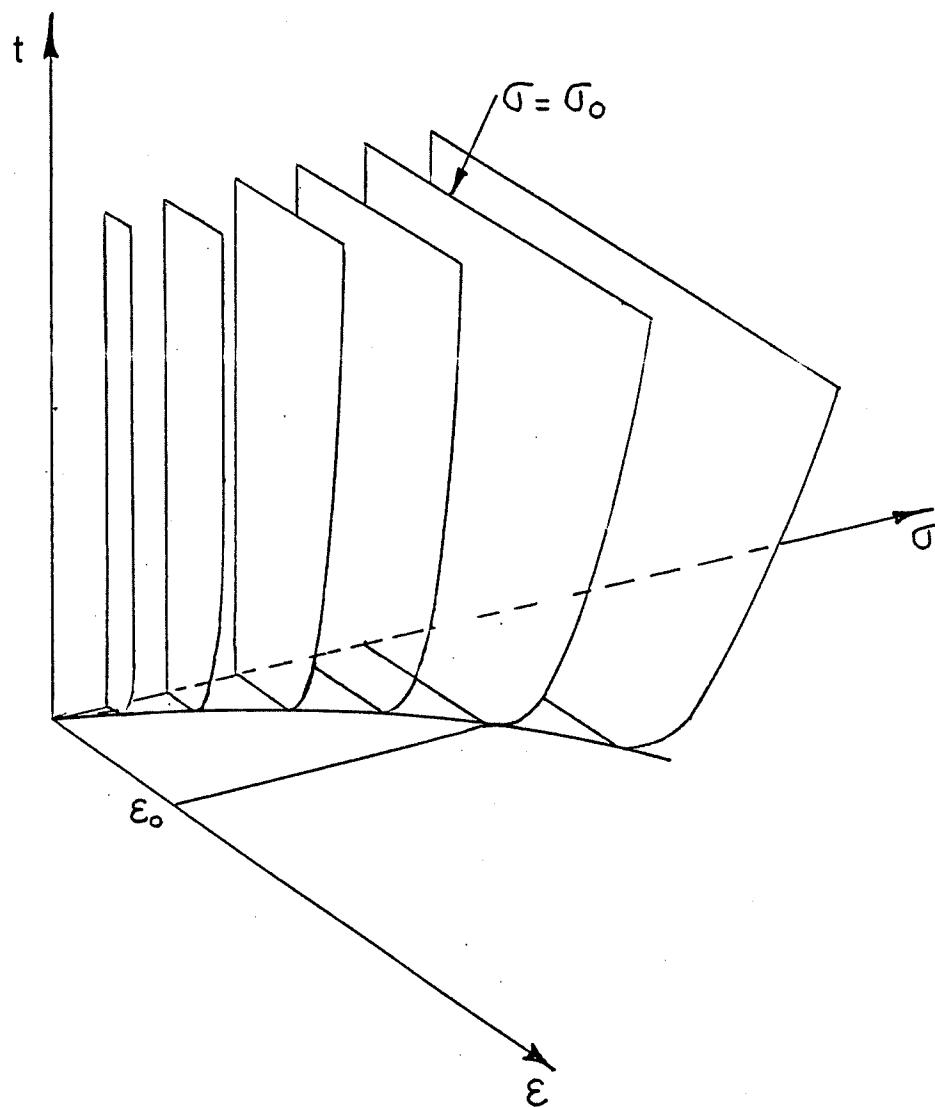
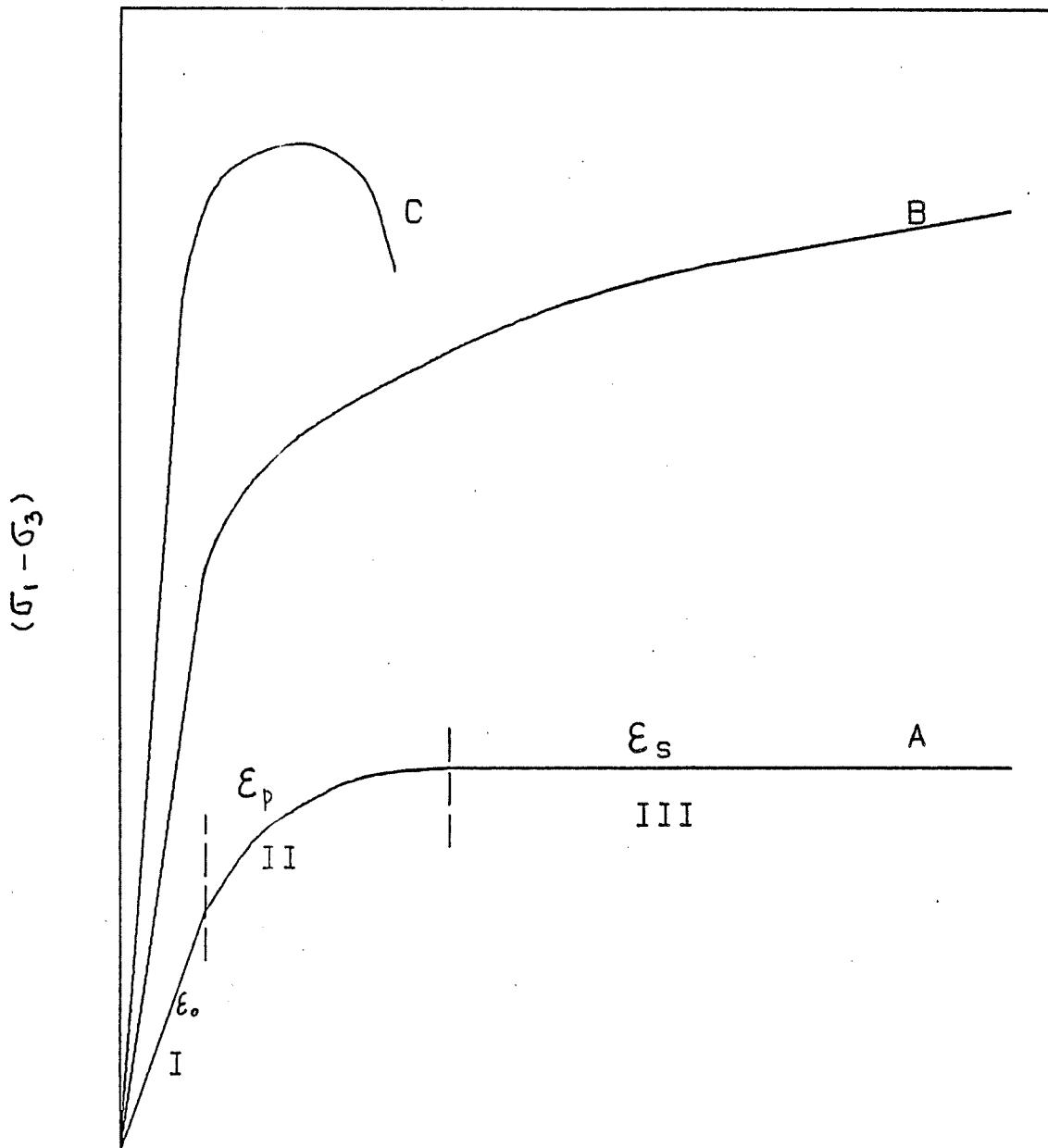


Figure 4-4: Courbes de fluage dans un rhéogramme tridimensionnel contrainte - déformation - temps; σ_0 est une contrainte maintenue et ϵ_0 , la déformation instantanée correspondante (d'après Hult, 1966).



ϵ

Figure 4-5: Courbes contrainte-déformation obtenues d'essais à taux de déformation contrôlés. Ces courbes montrent la correspondance avec les phases instantanée (I), transitoire (II) et stationnaire (III) d'un essai de fluage conventionnel. L'évolution des courbes de A vers B et C correspond à une hausse du taux de déformation ou à une baisse de température (d'après Handin et Carter, 1979)..

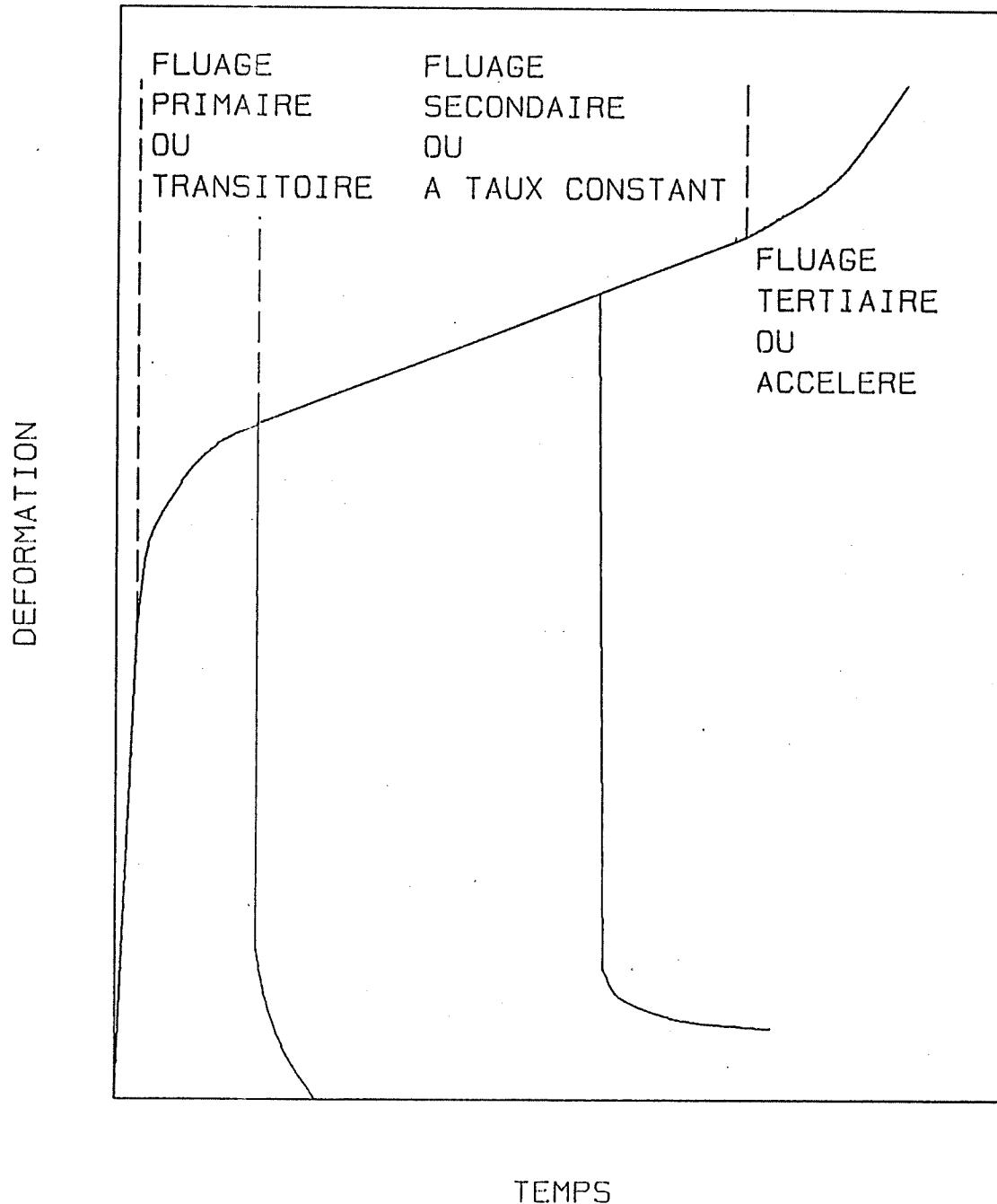


Figure 4-6: Rhéogramme incluant une phase de recouvrance (d'après Lama et Vutukuri, 1978).

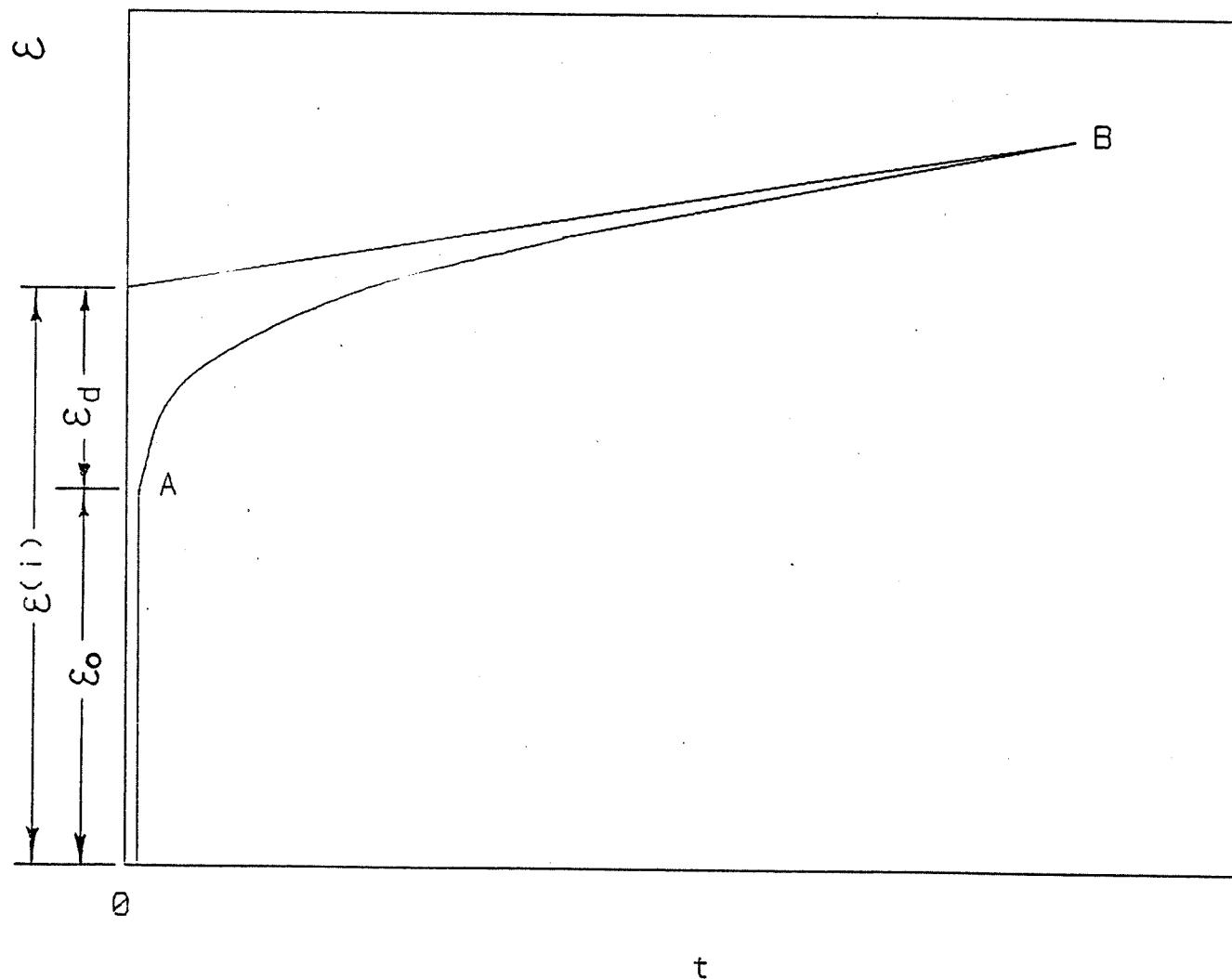


Figure 4-7a: Rhéogramme illustrant la théorie de la déformation totale; $\epsilon^{(i)}$ est la déformation pseudo-instantanée, ϵ_0 , la déformation instantanée et ϵ_d , la déformation égale à la différence entre les deux dernières; les points O , A , B et H sont reproduits à la figure 4-7b (d'après Hult, 1966).

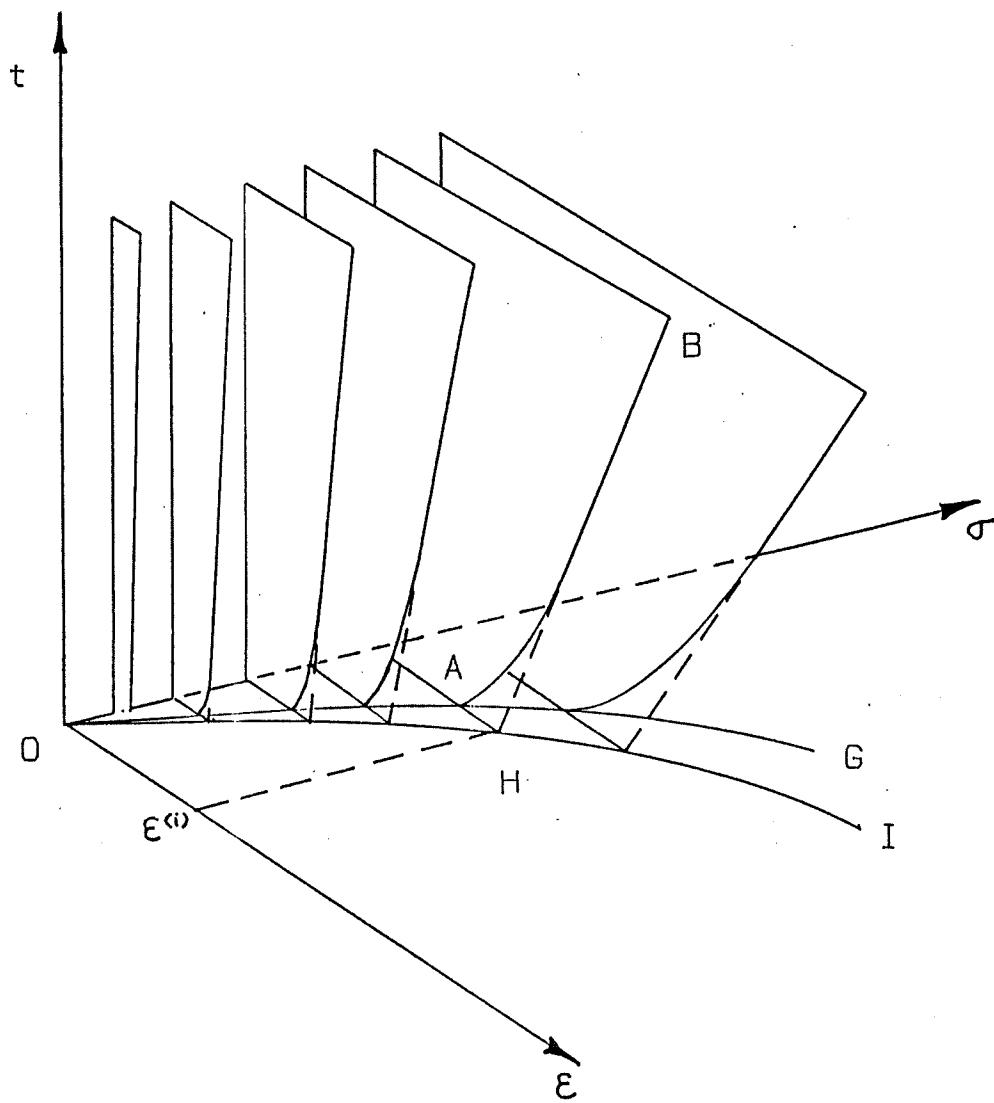


Figure 4-7b: Rhéogrammes présentés dans un espace à trois dimensions illustrant la théorie de la déformation totale; la courbe G définit les déformations instantanées alors que la courbe I définit les déformations pseudo-instantanées; les points 0, A, B et H de la figure 4-7a sont reproduits (d'après Hult, 1966).

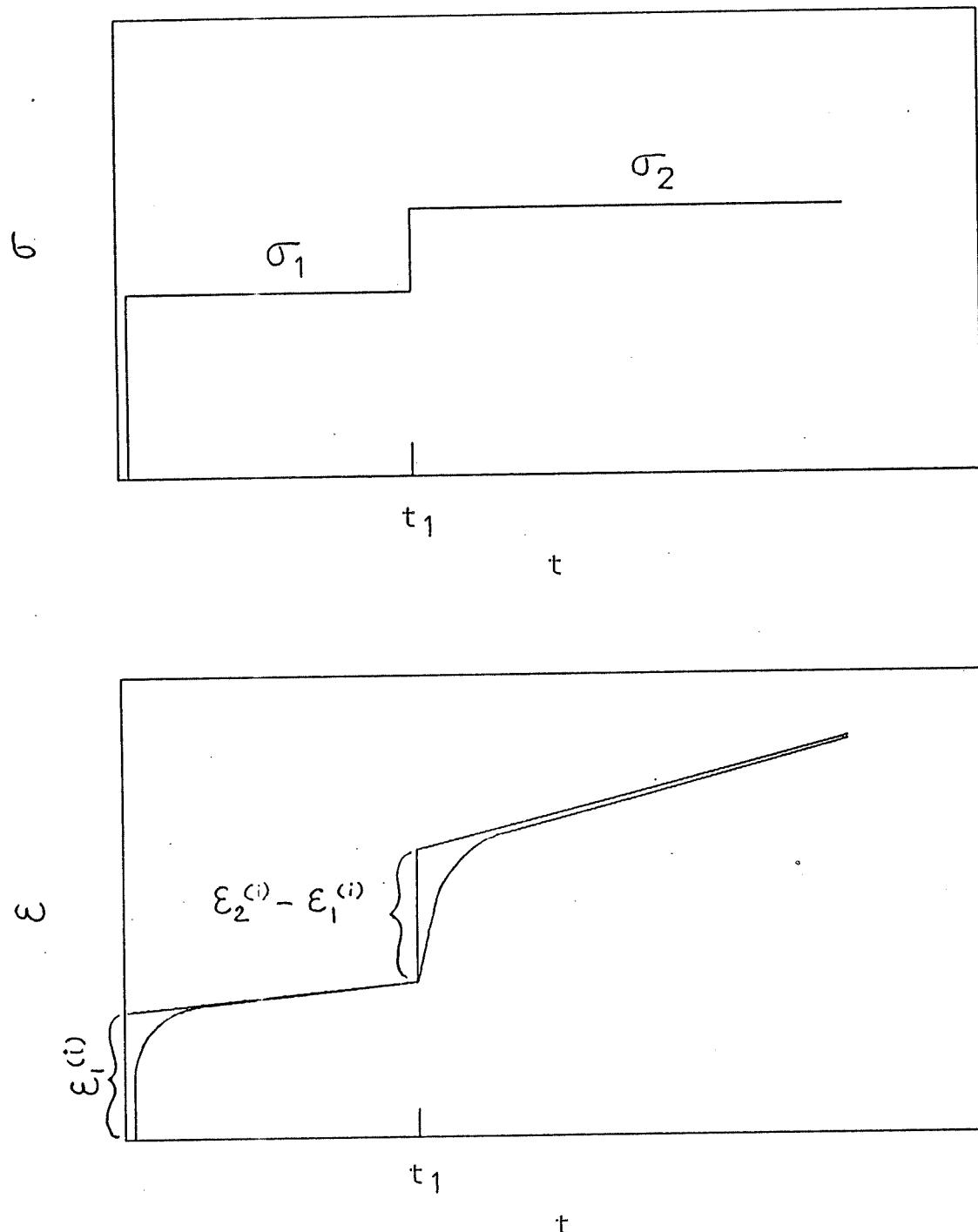


Figure 4-8: Essai de fluage par palier incrémental (d'après Hult, 1966).

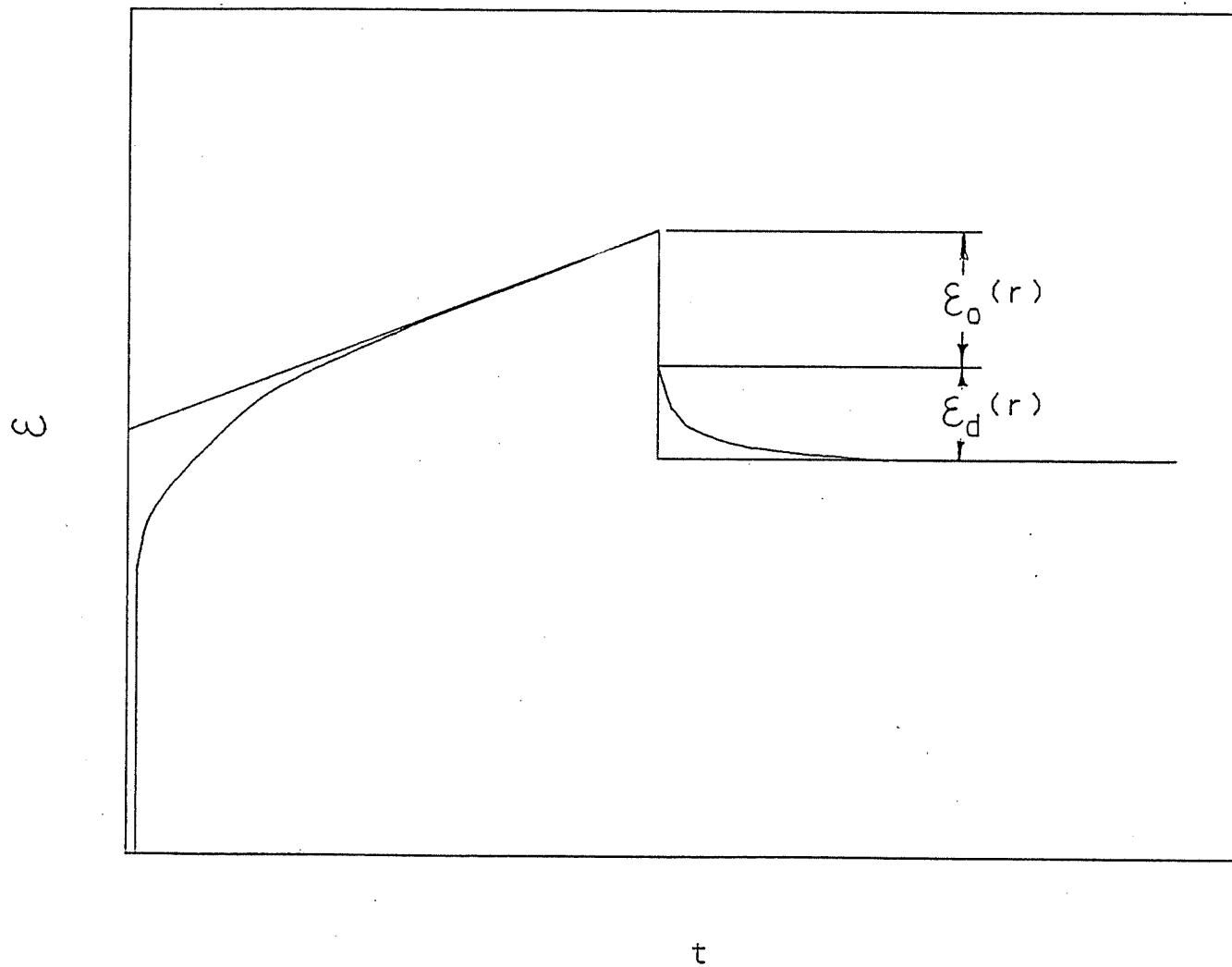


Figure 4-9: Fluage et recouvrance; $\epsilon_0(r)$ est la déformation instantanée recouvrée et $\epsilon_d(r)$ est la déformation différée recouvrée (d'après Hult, 1966).

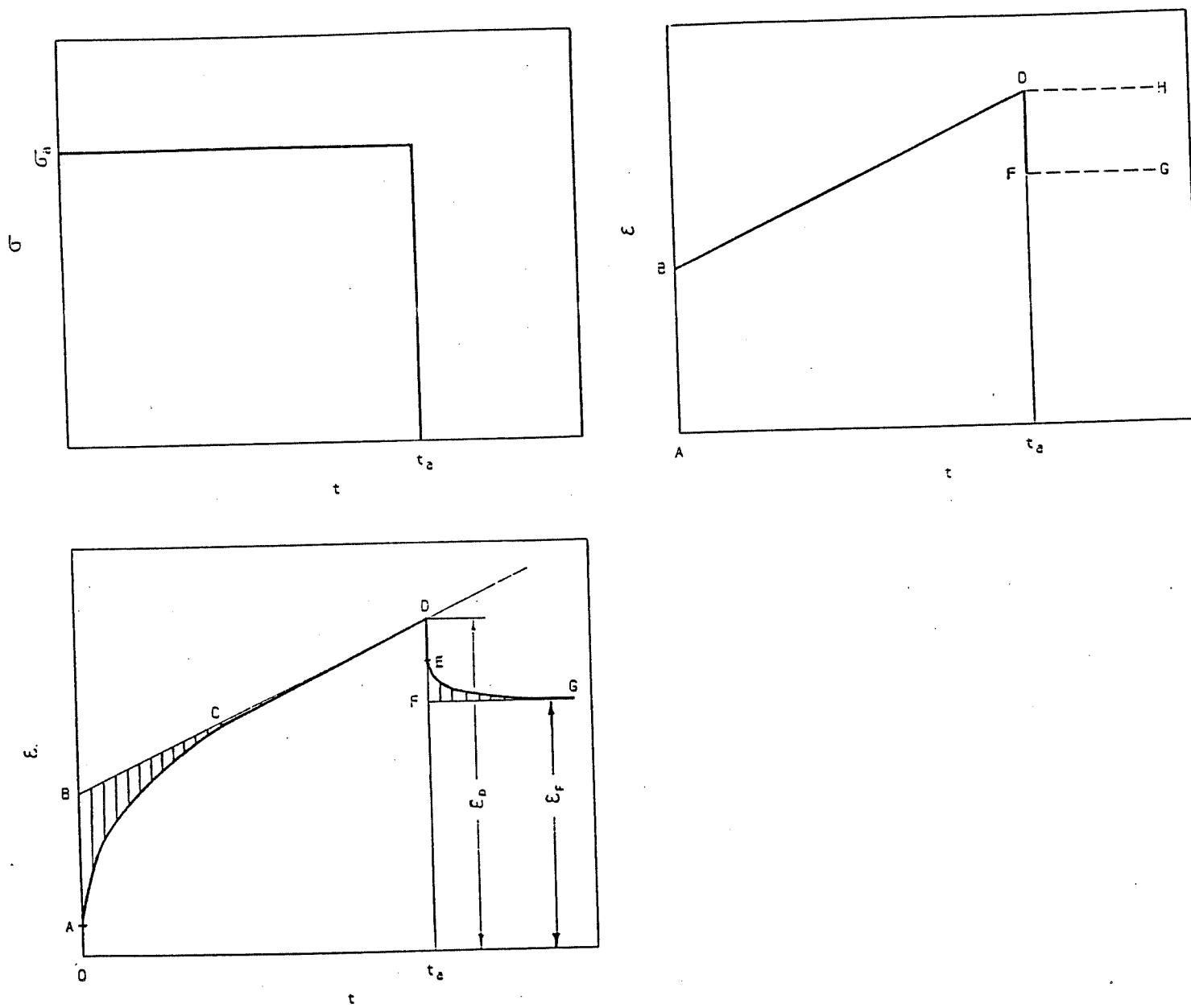


Figure 4-10: Théorie de la déformation totale appliquée à la phase de recouvrance; ϵ_0 est la déformation totale au point de déchargement et ϵ_p est la déformation permanente (d'après

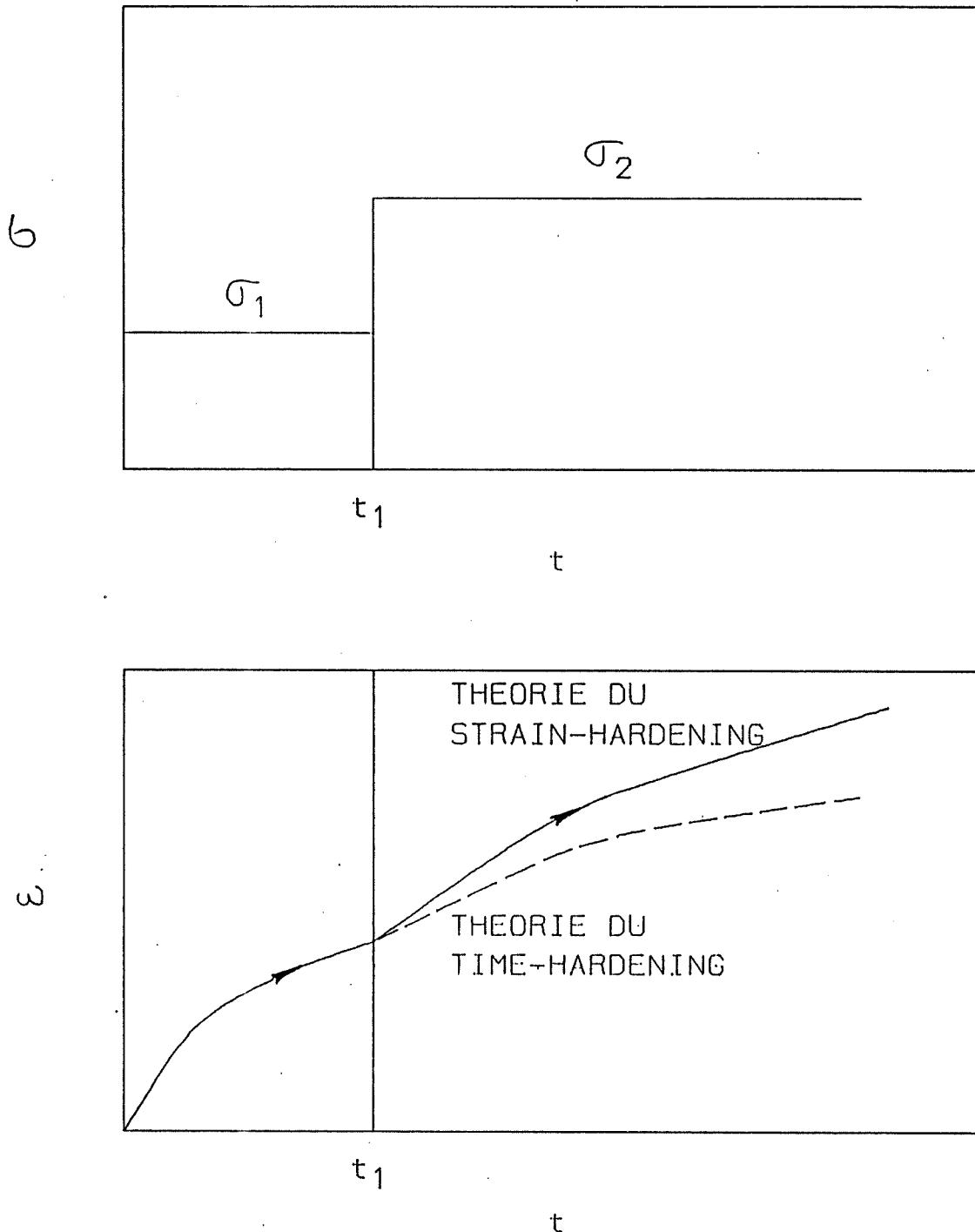


Figure 4-11a: Théories de consolidation ("time-hardening") et d'écrouissage ("strain-hardening" ou "work-hardening"); σ_1 et σ_2 sont les contraintes maintenues (d'après Odqvist, 1974).

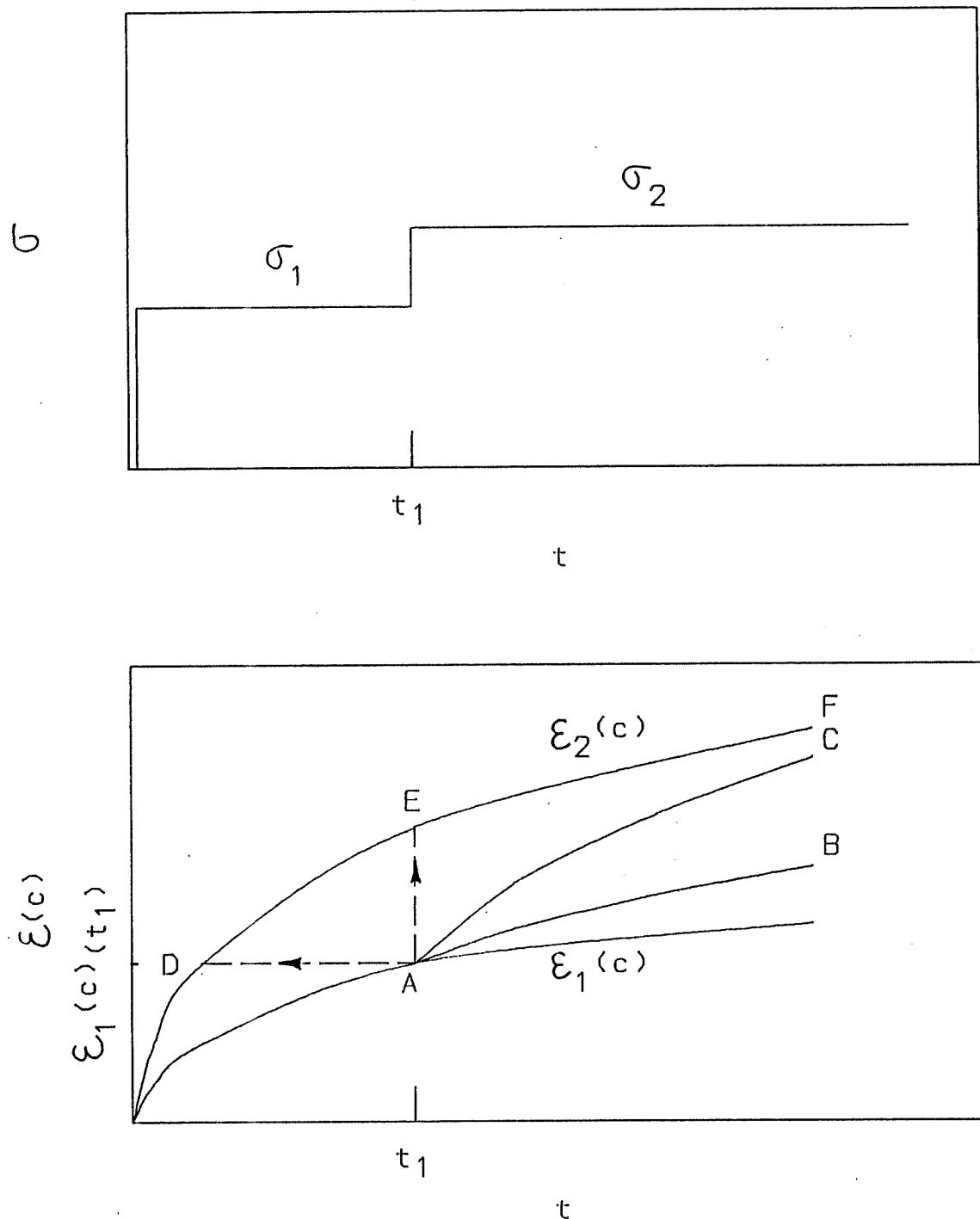
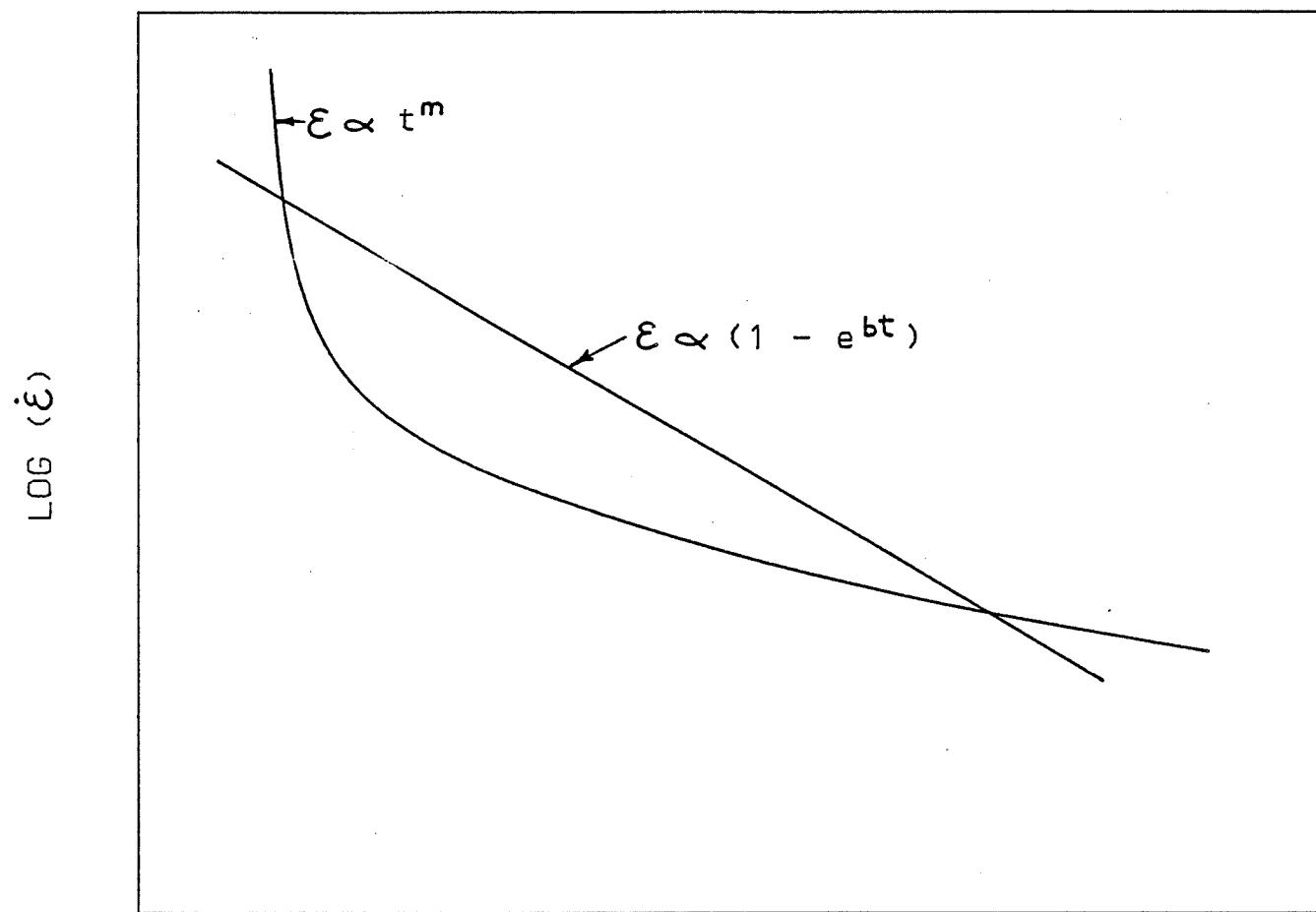


Figure 4-11b: L'écrouissage AC résulte du déplacement du segment DEF suivant DA alors que la consolidation AB résulte du déplacement du segment EF suivant AE (d'après Hult, 1966).



t

Figure 4-12: Les lois de fluage transitoire, avec une fonction de puissance ou une fonction exponentielle.

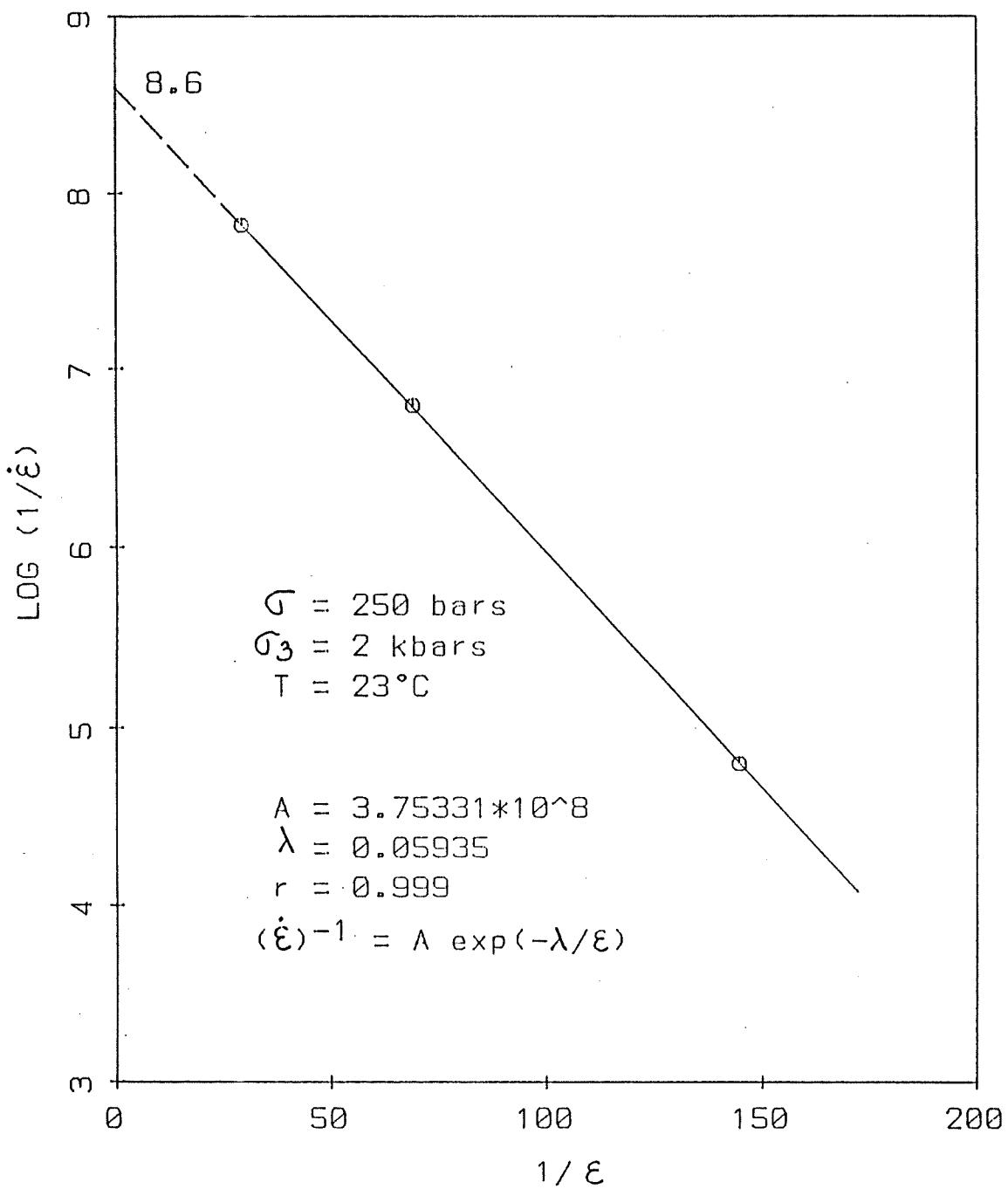


Figure 4-13a: Analyse des résultats d'essais à taux de déformation contrôlés de Heard (1972) utilisés par Russell (1978) pour valider son modèle de comportement.

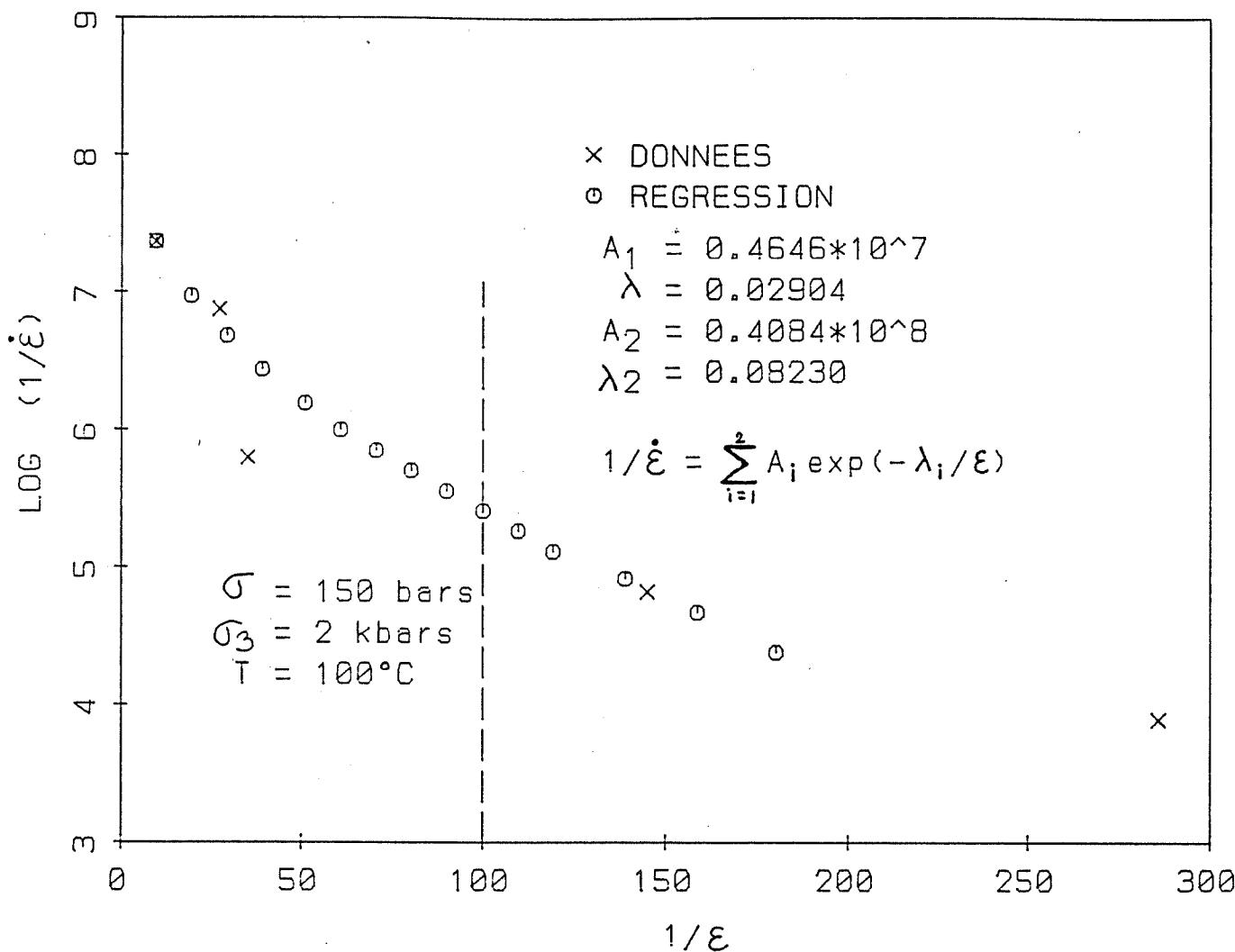


Figure 4-13b: Analyse des résultats d'essais à taux de déformation contrôlés de Heard (1972) utilisés par Russell (1978) pour valider son modèle de comportement.

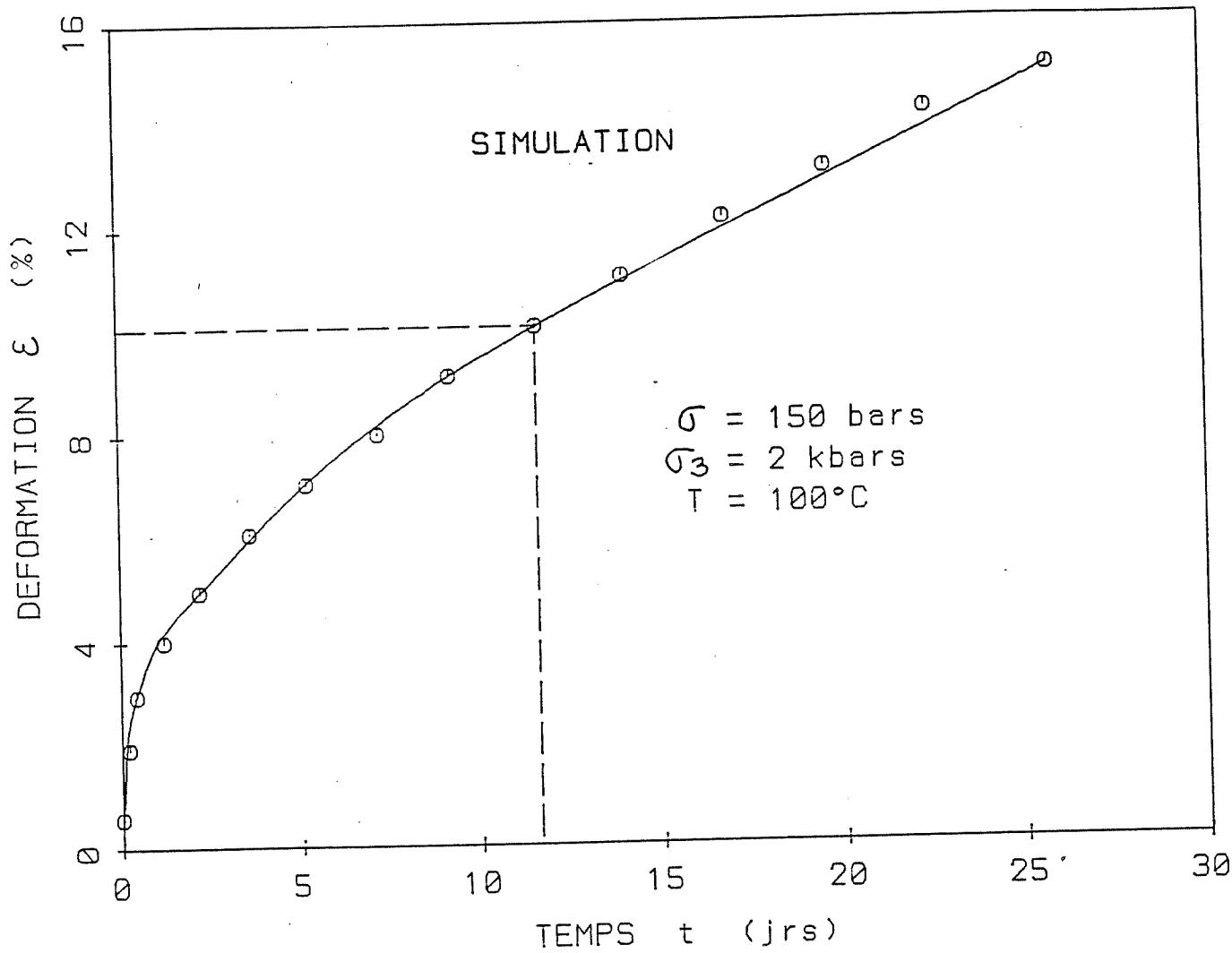


Figure 4-13c: Simulation d'un essai de fluage à partir du modèle de Russell (1978).

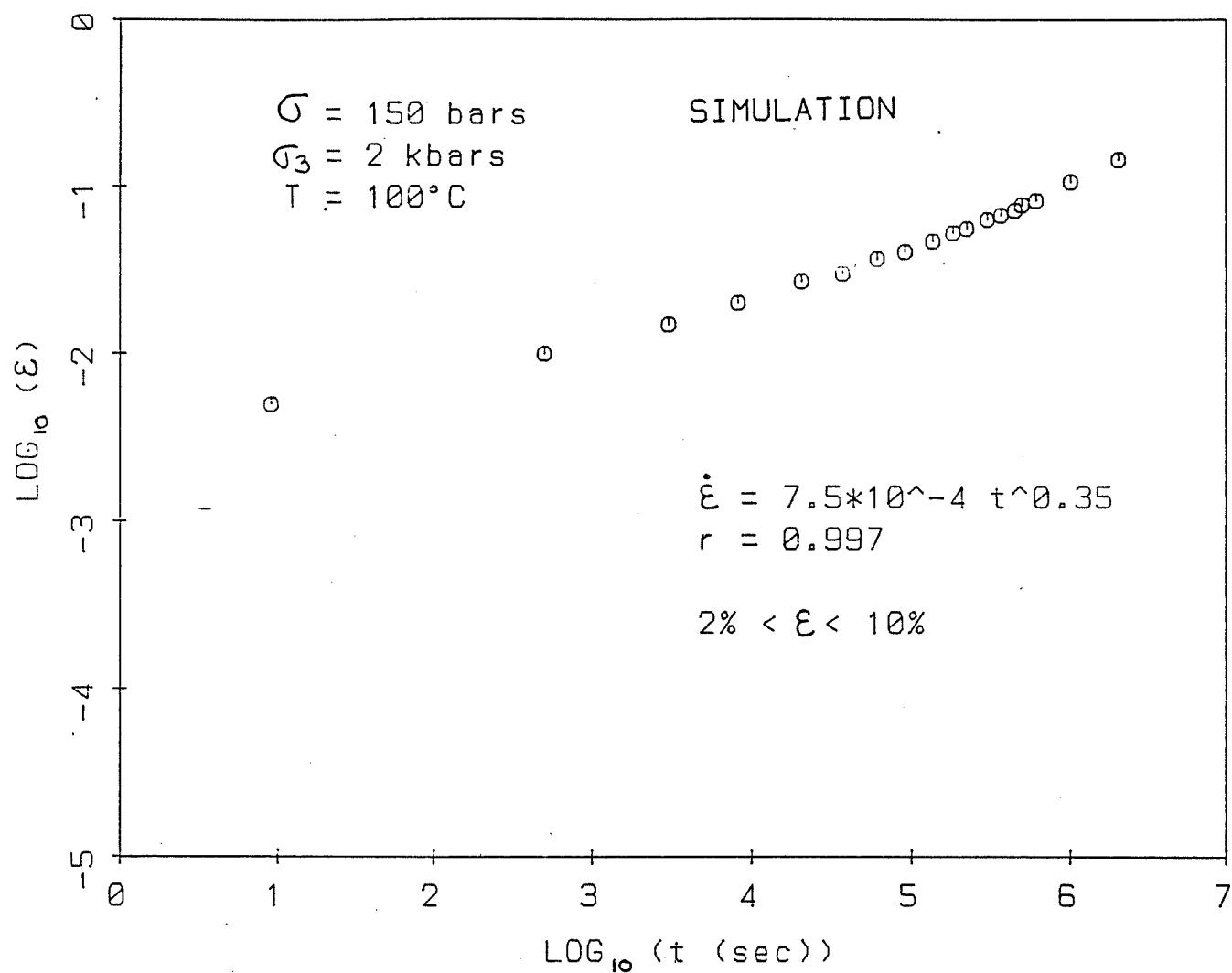


Figure 4-13d: Simulation d'un essai de fluage à partir du modèle de Russell (1978).

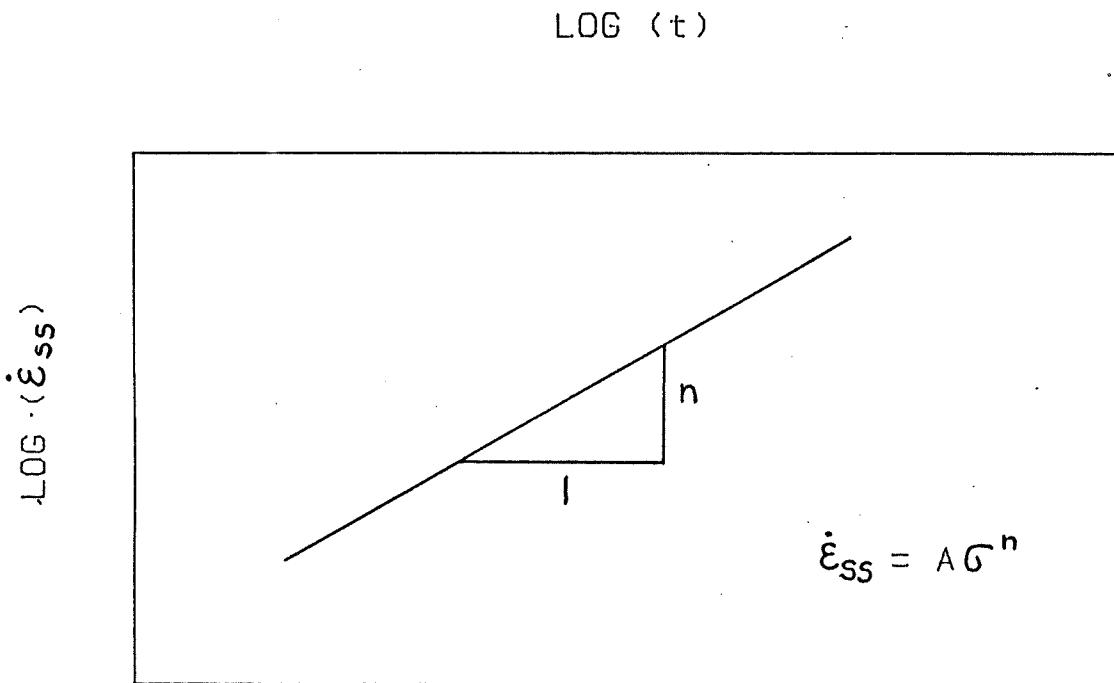
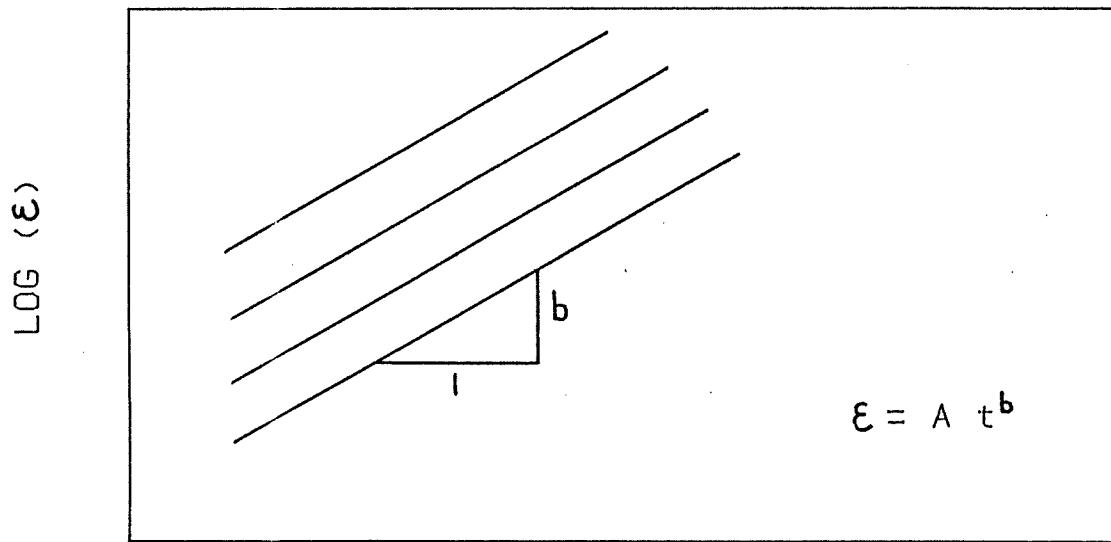


Figure 4-14: Détermination des paramètres rhéologiques pour la loi de puissance.

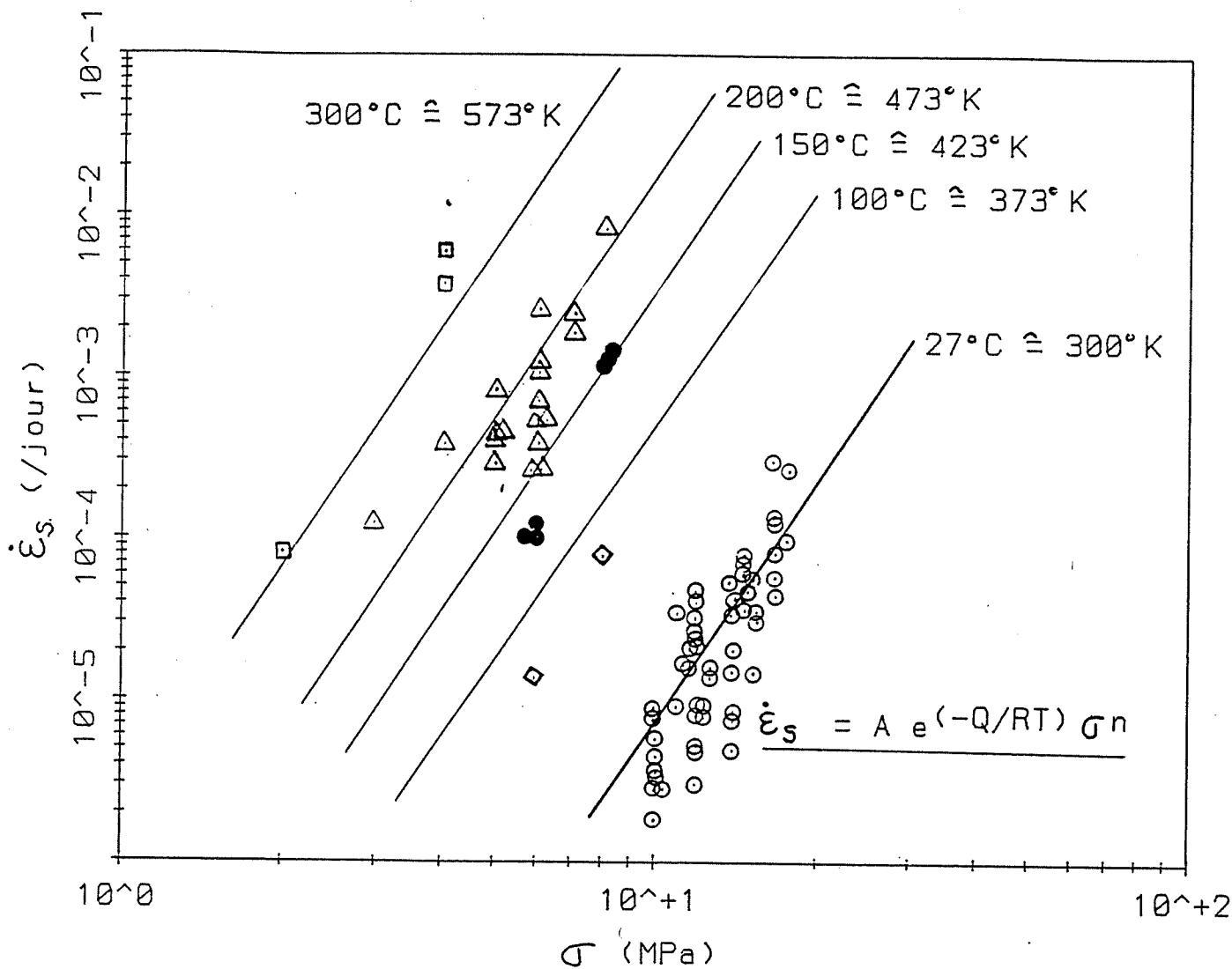


Figure 4-15: Résultats d'essais de fluage en compression uniaxiale, en phase stationnaire, pour du sel de diverses provenances, avec les courbes ajustées à l'équation (tirée de Hunsche, 1984).

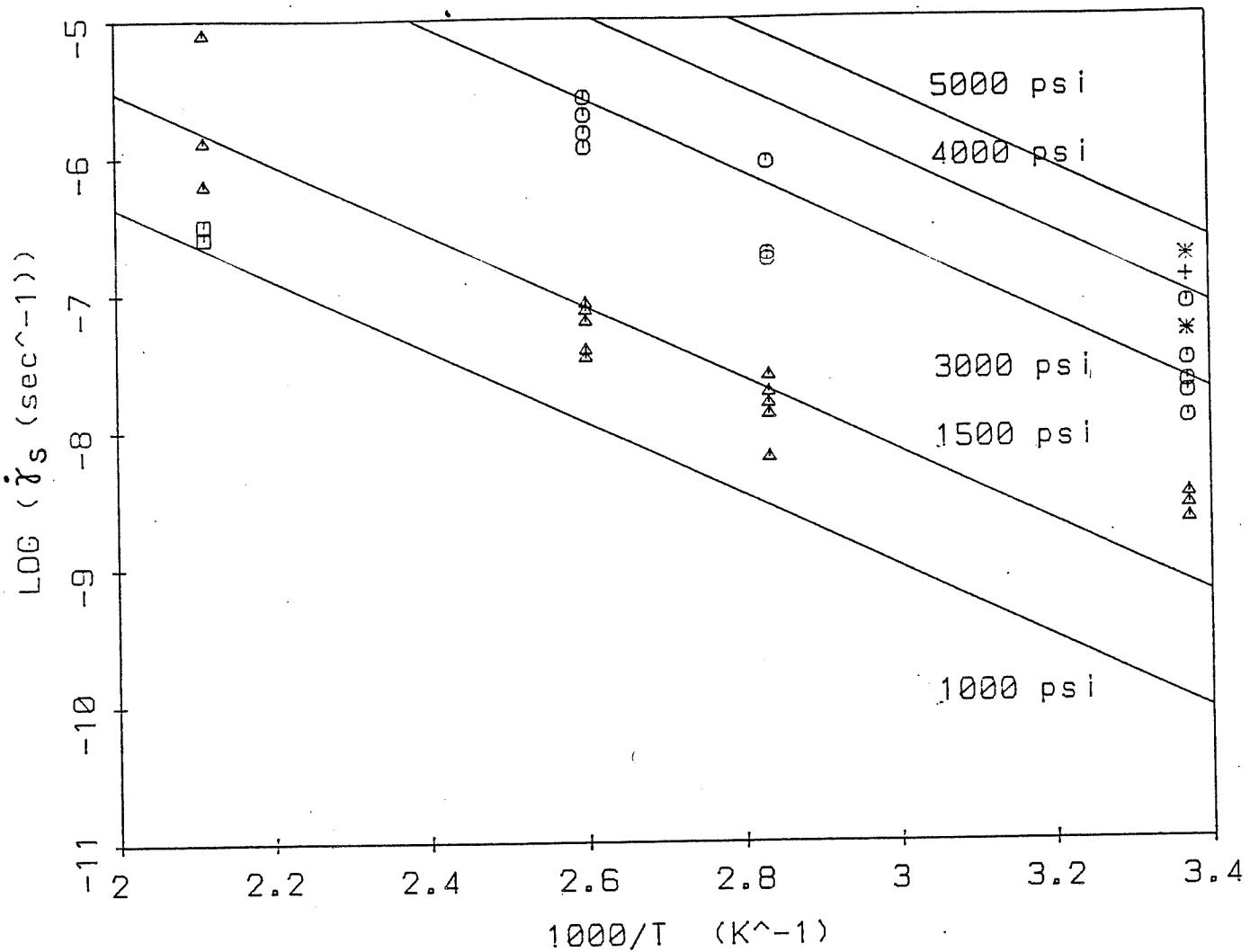


Figure 4-16: Taux de fluage stationnaire en compression triaxiale du sel Avery Island (d'après Herrmann et Lauson, 1981).

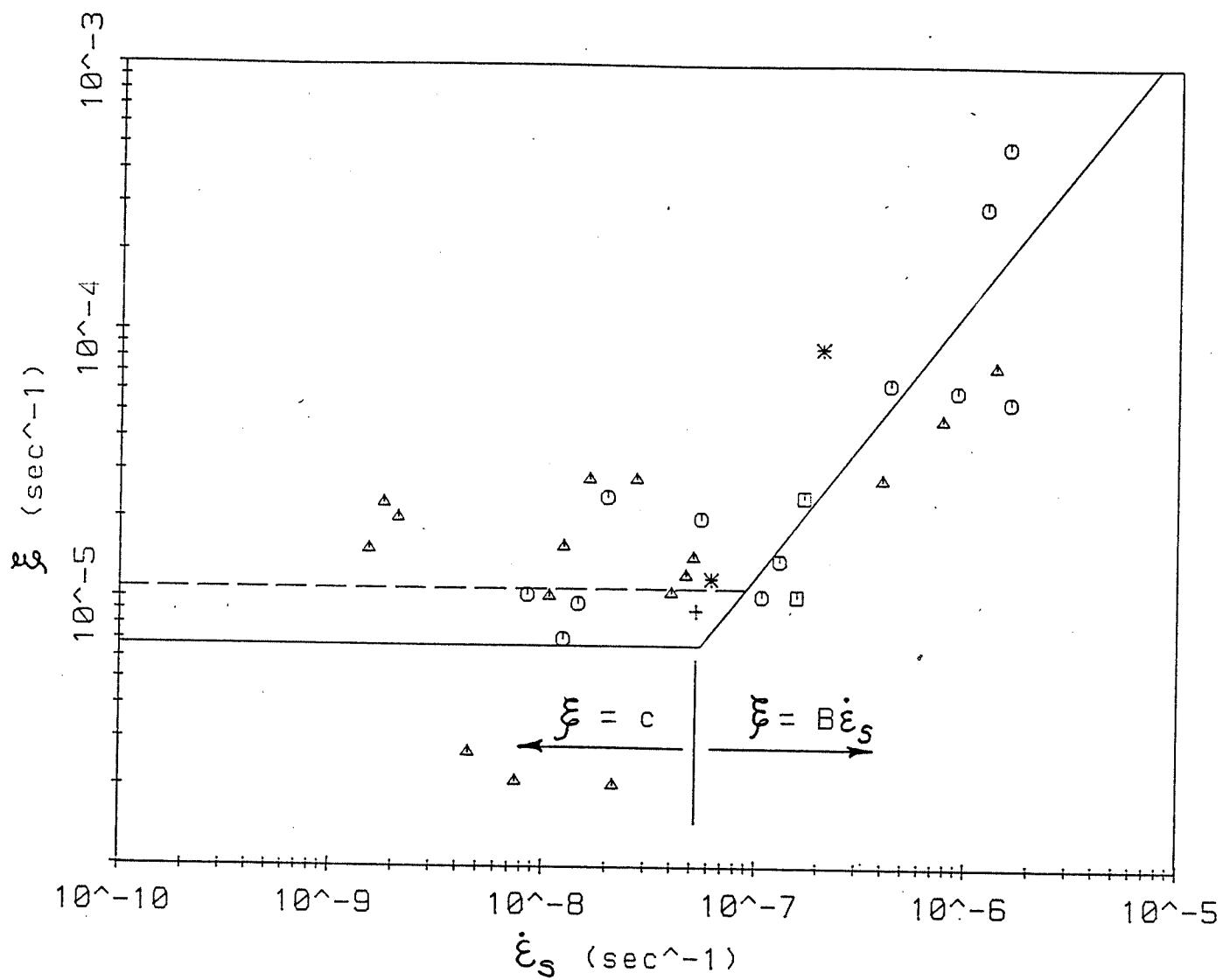


Figure 4-17: Évolution du paramètre ξ (fréquence de fluage), selon le taux de fluage stationnaire (d'après Herrmann et Lauson, 1981).

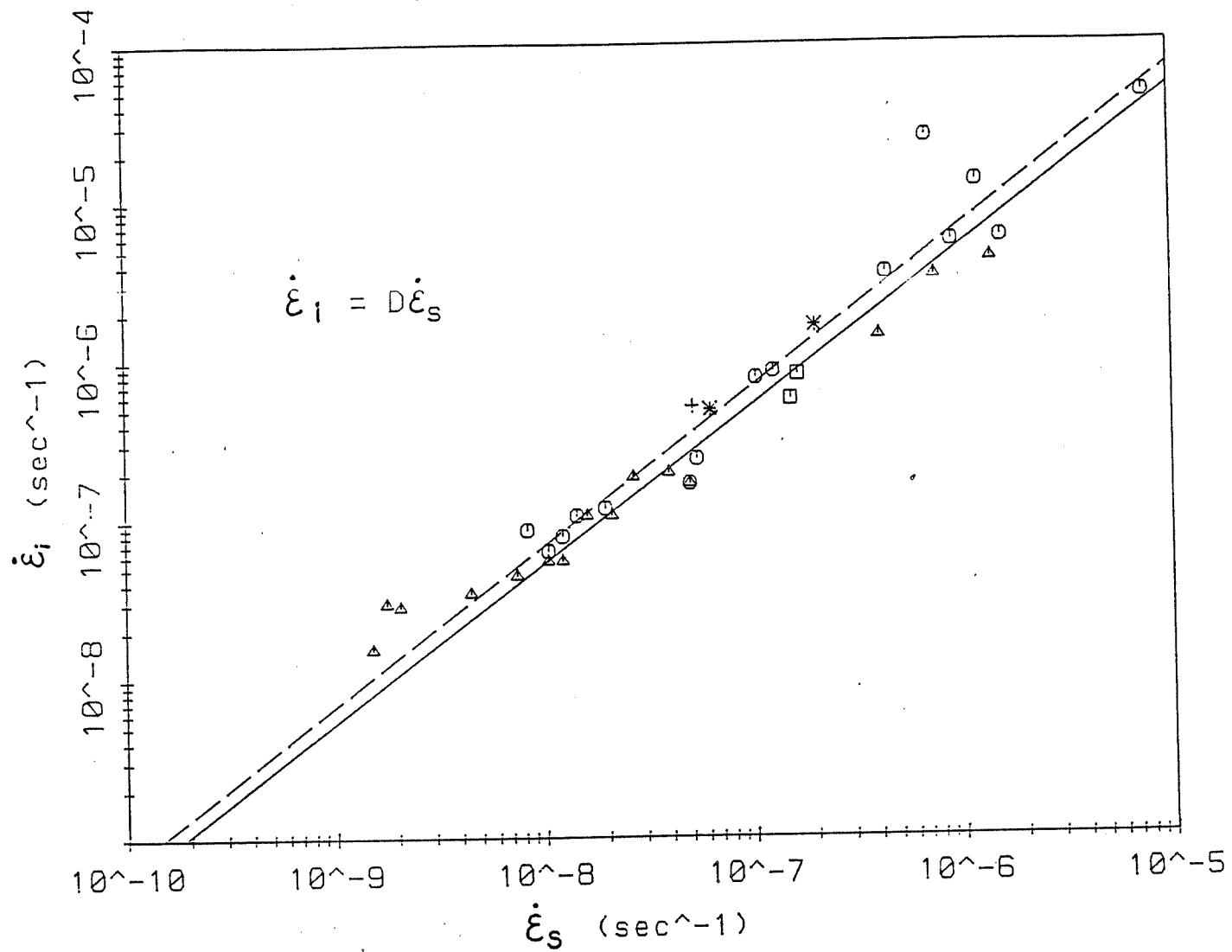


Figure 4-18: Taux de fluage initial en fonction du taux de fluage stationnaire (d'après Herrmann et Lauson, 1981).

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL



3 9334 00289581 9

REVUE BIBLIOGRAPHIQUE

CA2

UP

R87

t.

10 SEP. 1987

EPM/RP-87/32

(LE COMPORTEMENT RHÉOLOGIQUE DU SEL: REVUE BIBLIOGRAPHIQUE)
(TOME II)

Mécanismes de déformation, modélisation physique,
rupture, essais en place et comportement in situ

Gratuit
Michel (AUBERTIN) professeur
Département des sciences appliquées
Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue

Denis E. (Gill) professeur
Département de Génie minéral
École Polytechnique de Montréal

Branko (Ladanyi) professeur
Département de Génie civil
École Polytechnique de Montréal

Service de l'édition

École Polytechnique de Montréal
juillet (1987)

CA2PQ
UP 5
R87-32

Nous tenons à remercier Mme Christiane St-Pierre, Mme Line Parisien, Mme Sylvie Vinet et M. Michel Blais pour l'aide apportée à l'édition de ce document.

Tous droits réservés. On ne peut reproduire ni diffuser aucune partie du présent ouvrage, sous quelque forme que ce soit, sans avoir obtenu au préalable l'autorisation écrite des auteurs.

Dépôt légal, 3^e trimestre 1987
Bibliothèque nationale du Québec
Bibliothèque nationale du Canada

Pour se procurer une copie de ce document, s'adresser aux:

Éditions de l'École Polytechnique de Montréal
École Polytechnique de Montréal
Case postale 6079, Succursale A
Montréal (Québec) H3C 3A7
(514) 340-4000

Compter 0,10 \$ par page (arrondir au dollar le plus près) et ajouter 3,00 \$ (Canada) pour la couverture, les frais de poste et la manutention. Régler en dollars canadiens par chèque ou mandat-poste au nom de l'École Polytechnique de Montréal. Nous n'honoreronons que les commandes accompagnées d'un paiement, sauf s'il y a eu entente préalable dans le cas d'établissement d'enseignement, de sociétés ou d'organismes canadiens.

AVANT-PROPOS

Le présent document est un ouvrage en deux tomes rédigé à la suite d'une recherche bibliographique portant sur le comportement rhéologique du sel, réalisée dans le but de faire le point sur l'état des connaissances. Compte tenu de l'abondante littérature scientifique sur le sujet, les auteurs ont jugé qu'il serait profitable à la collectivité d'éditer une telle revue.

Le premier tome (EPM/RT-87/31)* est intitulé "Le comportement rhéologique du sel: Revue bibliographique - Tome I: Essais en laboratoire et modélisation empirique".

Le deuxième tome (EPM/RT-87/32)* porte le titre "Le comportement rhéologique du sel: Revue bibliographique - Tome II: Mécanismes de déformation, modélisation physique, rupture, essais en place et comportement *in situ*".

Tout au long de ces deux documents le terme sel est utilisé pour référer à l'halite ou à la sylvite (le minéral) et au sel gemme ou à la potasse (la roche) sans discernement. Lorsque référence est spécifiquement faite au minéral, le terme halite ou sylvite est employé. Les termes sel gemme ou potasse identifient uniquement la roche.

Le lecteur devra conserver en tête que les auteurs n'ont voulu favoriser aucune des écoles de pensées qui peuvent être identifiées dans cette littérature. Ils ont été uniquement préoccupés de présenter une approche aussi générale que possible du sujet.

* Numéro de série

Nous tenons à remercier la Direction de la recherche et le département des sciences appliquées de l'Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue, le Service de la recherche et la Fondation des diplômés de l'École Polytechnique et le Conseil de la recherche en sciences naturelles et en génie pour leur soutien financier.

RÉSUMÉ

Ce document est le deuxième tome d'une revue bibliographique du comportement mécanique du sel, en tant que matériau géologique. Il fait suite au tome I qui traite principalement d'observations reliées au comportement rhéologique du sel en laboratoire et de la modélisation empirique qui en découle.

On aborde ici les mécanismes de déformation à l'échelle intracristalline qui gouvernent les déformations plastiques différées du sel. La notion de dislocation est introduite et l'influence de celles-ci est décrite sommairement. D'autres mécanismes reliés au fluage des matériaux cristallins à haute température sont aussi présentés, en relation avec les cartes des mécanismes de déformation, cartes qui répertorient les divers champs d'action des mécanismes de fluage stationnaire dans le plan contrainte-température. Les lois constitutives associées à chaque mécanisme sont définies; on discute enfin de l'extension de ces concepts au comportement du sel polycristallin.

Le comportement rhéologique du sel est ensuite abordé à partir d'analogies mécaniques classiques; les modèles viscoélastiques et élastoviscoplastiques sont introduits et on discute de la notion du seuil d'écoulement telle qu'elle est généralement adoptée pour le sel. Par la suite, on présente succinctement certains modèles utilisés pour caractériser la résistance ultime à court terme et à long terme; les mécanismes usuels de fracturation sont également définis.

Le dernier chapitre de cet ouvrage traite du comportement du sel en place. Des résultats de mesures de déplacement aux parois des cavités sont cités et discutés. Divers éléments de réflexion sont ensuite proposés, dont les effets de la lithologie, des cycles de chargement, de l'écrouissage et de la recouvrance du sel *in situ*. L'état des contraintes naturelles et des contraintes générées par les ouvertures est également examiné en regard des divers concepts discutés dans les chapitres précédents.

ABSTRACT

This technical report is the second part of a bibliographical research leading to an overview of the mechanical behavior of rocksalt. It follows part I which mainly deals with the rheological behavior of salt as measured by laboratory testing, and with the empirical modelisation that ensues.

Plastic deformation mechanisms, at the cristal level, is first discussed. The dislocation concept is introduced, together with dislocation mouvements. Other mecanisms related to creep of crystalline materials at high temperature are also presented, in relation to the deformation mechanism maps. These are used in order to classify the different stationnary creep mechanisms in the stress-temperature field. Constitutive laws belonging to each mechanism are then defined. The extension of these concepts to the behavior of polycrystalline rocksalt is discussed afterwards.

The classical mechanical analogies of the rheological behavior of salt are then presented; viscoelactic and elastoviscoplastic models are described and the threshold stress concept is discussed. Next, the short-term and long-term ultimate strengths are briefly presented, together with the different fracture mechanisms.

The last chapter of this volume deals with the in situ behavior of rock salt. Displacement measurements around underground cavities are quoted and discussed. Different reflexion elements are then proposed, amongst which the effects of loading cycles, lithology, strain-hardening

and stress-relief creep are preheminent. The stress state, whether natural or generated by excavations are also examined, in respect to the numerous concepts previously discussed.

TABLE DES MATIÈRES

Avant propos	iv
Résumé	vi
Abstract	viii
Table des matières	x
Liste des tableaux	xii
Liste des figures	xiii
Liste des symboles	xxi
Chapitre 5 - Mécanismes de déformation	1
5.1 - Introduction	1
5.2 - Les dislocations	3
5.3 - Glissement des dislocations	6
5.4 - Montée des dislocations	11
5.5 - Complément sur les mécanismes impliquant le mouvement des dislocations	15
5.6 - L'écoulement par diffusion	19
5.7 - Écoulement sans défaut	20
5.8 - Effets thermiques	21
5.9 - Restauration et recristallisation	24
5.10 - Le fluage stationnaire	27
5.11 - Cartes de mécanismes de déformation	28
5.12 - Les lois dérivées	32
5.13 - Le fluage transitoire	35
5.14 - L'écoulement plastique du sel polycristallin	37
5.15 - Conclusions	45
Chapitre 6 - Modélisations par analogie mécanique	46
6.1 - Introduction	46
6.2 - Modèles viscoélastiques	50
6.3 - Modèles viscoplastiques et contrainte seuil	51
Chapitre 7 - Rupture	55
7.1 - Introduction	55
7.2 - Rupture à court-terme	55
7.3 - Rupture différée	58

Chapitre 8 - Comportement des cavités in situ	64
8.1 - Introduction	64
8.2 - Mesure des déplacements à proximité des cavités souterraines	65
8.3 - Effets de la lithologie	68
8.4 - Cycles de chargement	69
8.5 - Écrouissage in situ	70
8.6 - Recouvrance de surface	72
8.7 - Champs de contraintes	75
8.8 - Redistribution des contraintes	78
8.9 - Corrélation entre le comportement in situ et le résultat des essais en laboratoire	85
8.10 - Simulations	87
Références	91
Tableaux	112
Figures	122
Appendice 1 - Certaines propriétés intrinsèques du sel	218

LISTE DES TABLEAUX

- Tableau 5-1: Énergie d'activation du sel gemme en fonction de la température.
- Tableau 5-2: Micromécanismes de déformation du sel gemme et lois de fluage secondaire correspondante.
- Tableau 6-1: Quelques modèles rhéologiques proposés pour représenter le comportement viscoélastique des roches.
- Tableau 6-2: Quelques modèles rhéologiques proposés pour représenter le comportement élastoviscoplastique.
- Tableau 6-3: Propriétés typiques du sel naturel, selon Serata (1978) et Serata et McNamara (1980a).
- Tableau 6-4: Propriétés typiques de certaines roches, selon Serata (1982a).
- Tableau 6-5: Seuils à l'écoulement rapporté dans littérature.

LISTE DES FIGURES

- Figure 5-1:** Unités cristallographiques typiques (d'après McClintock et Argon, 1966).
- Figure 5-2:** Dislocation-coin et son vecteur de Burgers, \vec{b} , dans un cristal cubique (d'après Hirth et Lothe, 1968).
- Figure 5-3:** Dislocation-vis dans un cristal cubique (d'après Hirth et Lothe, 1968).
- Figure 5-4a:** Glissement d'une dislocation-coin à travers un cristal (d'après McClintock et Argon, 1966).
- Figure 5-4b:** L'effet du glissement d'une dislocation-vis à travers un cristal (d'après McClintock et Argon, 1966).
- Figure 5-5:** Notation de Miller pour caractériser vectoriellement la structure cristallographique spatiale (d'après McClintock et Argon, 1966).
- Figure 5-6:** Cellule isométrique unitaire et certains plans et directions selon la notation de Miller (d'après Hardy, 1982).
- Figure 5-7:** Plans cristallographiques du NaCl; les faces du cube représentent les plans de clivage et les doubles flèches montrent les six combinaisons de glissement associées au système (110) $\langle 110 \rangle$ (d'après Baar, 1977).
- Figure 5-8:** Contrainte de cisaillement résolue (d'après Van Vlack, 1980).
- Figure 5-9:** Vélocité des dislocations dans des cristaux de LiF de grande pureté (d'après McClintock et Argon, 1966).
- Figure 5-10:** Courbe contrainte-déformation générale des monocristaux de sel (d'après Mendelson, 1962a).
- Figure 5-11:** Comportement contrainte-déformation d'un cristal de sel durant un essai à taux de déformation constant (d'après Hardy, 1982).
- Figure 5-12a:** Courbe contrainte-déformation typique pour un cristal de cuivre, orienté selon un plan de glissement unique, à température ambiante (d'après McClintock et Argon, 1966).
- Figure 5-12b:** Effet de la température sur la courbe contrainte-déformation d'un cristal de nickel, métal à structure C.F.C. (d'après Weertman et Weertman, 1970b).

- Figure 5-13:** Effet de l'état de surface d'un cristal de NaCl sur son comportement contrainte-déformation; A - cristal poli en solution saturée; B - cristal poli et exposé à l'ozone pendant 30 minutes; C - cristal poli et exposé à l'ozone pendant 3 heures (d'après Mendelson, 1962b).
- Figure 5-14:** Montée des dislocations entre les plans de glissement (d'après Odqvist, 1974).
- Figure 5-15:** Montée des dislocations; celles-ci forment des murs denses orientés normalement au vecteur de Burgers. Quelques dislocations demeurent entre les murs, sur les plans de glissement (d'après Carter et Heard, 1970).
- Figure 5-16:** Variation de la taille des sous-grains selon l'état de contrainte (d'après Poirier, 1972).
- Figure 5-17:** Diverses relations, tirées de la littérature, qui expriment la variation du diamètre des sous-grains en fonction de l'état de contrainte, pour de l'halite mono et polycristalline, dans un plan double-logarithmique (d'après Carter, Hansen et Senseny, 1982).
- Figure 5-18:** Relation générale moyenne et l'écart-type associés à la variation du diamètre des sous-grains en fonction de l'état des contraintes pour divers sels naturels (d'après Carter, Hansen et Senseny, 1982).
- Figure 5-19:** Variation de d , le diamètre des sous-grains à l'état stationnaire et de $(\rho_i)^{1/2}$, la distance moyenne entre les dislocations à l'intérieur des sous-grains, en fonction de la contrainte de compression σ normalisée (d'après Eggeler et Blum, 1981).
- Figure 5-20:**
 - Série de noeuds symétriques.
 - Série de noeuds asymétriques.
 - Rotation due à l'intersection de zones de glissement conjugués.
 - Nucléation d'une fissure par l'accumulation de dislocations empilées contre une barrière, et par leur interaction (d'après Carter et Kirby, 1978).
- Figure 5-21:** Formation d'un cran résultant de l'intersection de dislocations de types vis et coin (d'après McClintock et Argon, 1966).
- Figure 5-22:** Taux d'émissions acoustiques pendant un essai sur un cristal de sel restauré, superposé au diagramme contrainte-déformation (d'après James et Carpenter, 1971).

- Figure 5-23: Relation entre le comportement contrainte-déformation et le taux des émissions acoustiques sur du sel monocristallin (d'après Hardy, 1982).
- Figure 5-24: Variation du module de rigidité, G , par rapport au module à température ambiante, G_{RT} , en fonction de la température; $G_{RT} = 18.5$ GPa pour l'halite (d'après Eggeler et Blum, 1981).
- Figure 5-25: Variation de l'énergie d'activation effective du sel (d'après Langer, 1979).
- Figure 5-26: Diagramme de fluage (d'après Weertman et Weertman, 1970a).
- Figure 5-27: Carte des mécanismes de déformation pour des métaux à structure C.F.C.; a) Aluminium; b) Nickel (d'après Ashby, 1972).
- Figure 5-28: Carte préliminaire des mécanismes de déformation pour le sel, incluant les conditions probables d'enfouissement, ainsi que les trajectoires à taux de déformation constant; diamètre des grains de 3 mm (d'après Munson, 1979).
- Figure 5-29: Taux de déformation stationnaire du sel en fonction de l'état de contrainte (d'après Munson et Dawson, 1984).
- Figure 5-30: Effet de la température sur la déformation du sel (d'après Munson et Dawson, 1984).
- Figure 5-31: Plage à haute température de la carte des mécanismes de déformation, pour divers diamètres de grains; cette présentation illustre l'accroissement de l'importance du régime de fluage Coble (d'après Munson, 1979).
- Figure 5-32: Carte des mécanismes de déformation pour du NaCl (d'après Verrall et Ashby, 1977).
- Figure 5-33: Carte des mécanismes de déformation pour du sel naturel ($d = 1$ mm; $G = 15$ GPa; $T_m = 801^\circ\text{C}$); I - glissement des dislocations; IIa et IIb - montée des dislocations à haute et à basse température; IIIa et IIIb - fluage de diffusion à haute et à basse température (tirée de Hunsche, 1984).
- Figure 5-34: Diverses zones de comportement pour le sel naturel (d'après Dusseault et Mraz, 1983).
- Figure 5-35: Carte des mécanismes de déformation pour du sel naturel (d'après Langer, 1984).

- Figure 5-36: Courbes de fluage pour des essais de cisaillement parallèle à [001] sur le système (110) <110>; le trait pointillé indique la frontière entre le glissement et la montée des dislocations (combinée au glissement) (d'après Carter et Heard, 1970).
- Figure 5-37: Diagramme de fluage pour divers isothermes (d'après Heard, 1972).
- Figure 5-38: a) Création de vides due au glissement intergranulaire (d'après Carter et Kirby, 1978).
b) Production d'une cavité par glissement intergranulaire entre les grains enchevêtrés, en contact immédiat (d'après Garofalo, 1965).
- Figure 5-39: Cartes des mécanismes de déformation; on compare les cartes usuelles avec celles incluant le glissement intergranulaire, contrôlé par la diffusion à la frontière (D_{gb}) ou dans la structure (D_L) des grains (d'après Luthy, White et Sherby, 1979).
- Figure 5-40: Taux d'émissions acoustiques pour divers intervalles de temps après le chargement ou le déchargement, en fonction de la contrainte axiale, sur du sel artificiel (d'après Hardy, 1982).
- Figure 5-41: a) Taux de déformation axiale en fonction du taux d'émissions acoustiques pour trois sels artificiels, avec un seul cycle de chargement (d'après Hardy, 1982).
b) Déformation de fluage en fonction du taux d'émissions acoustiques pour du sel artificiel, avec six incrément de charge (d'après Hardy, 1982).
- Figure 6-1: Le solide parfaitement élastique - analogie mécanique.
- Figure 6-2: Le solide parfaitement visqueux - analogie mécanique.
- Figure 6-3: Le solide parfaitement plastique - analogie mécanique.
- Figure 6-4: Principaux modèles rhéologiques viscoélastiques pour un essai de fluage avec recouvrance; τ_0 est la contrainte de cisaillement octaédrique, γ_0 , la déformation de cisaillement octaédrique (inspiré de Glinka et Johnson, 1964).
- Figure 6-4: Principaux modèles rhéologiques viscoélastiques pour un essai de fluage avec recouvrance (suite et fin); τ_0 est la contrainte de cisaillement octaédrique, γ_0 , la déformation de cisaillement octaédrique (inspiré de Glinka et Johnson, 1964).

- Figure 6-5:** Modèle rhéologiques résultant de la combinaison de deux à cinq éléments (inspiré de Langer, 1979).
- Figure 6-6:** Modèle rhéologique du sel (d'après Serata, 1968; voir aussi le Tableau 6-3).
- Figure 6-7:** Modèle rhéologique pour l'équation constitutive générale des géomatériaux, de comportement ductile à fragile (d'après Serata, 1982a; voir aussi le Tableau 6-4).
- Figure 6-8:** Modèle rhéologique du sel polycristallin (tirée de Langer, 1984).
- Figure 6-9:** Modèle rhéologique pour la potasse de Carlsbad (d'après Winkel et al., 1972).
- Figure 6-10:** Résistance à l'écoulement, K_{oct} , dans le plan des contraintes octaédriques, r_o et σ_m (d'après Winkel, Gerstle et Ko, 1972).
- Figure 6-11:** Résistance ultime, K_o , en fonction de la température (d'après Serata et McNamara, 1980a).
- Figure 6-12:** Modification de la surface d'écoulement pour la perte de résistance causée par la variation de forme, pour diverses contraintes moyennes (d'après Serata, 1978 et Serata et McNamara, 1980a).
- Figure 6-13:** Variation de volume en fonction des variations de forme et de la contrainte moyenne (d'après Serata, 1978).
- Figure 6-14:** Comportement idéalisé des géomatériaux en conditions triaxiales, dans le plan Q-P (d'après Maier et Hueckel, 1979).
- Figure 7-1:** Caractéristiques générales du comportement des roches dans l'espace des contraintes principales (d'après Serata et McNamara, 1980a).
- Figure 7-2:** La résistance du sel naturel dans le plan des contraintes octaédriques; K_B représente la transition au comportement viscoplastique (d'après Serata et McNamara, 1980a).
- Figure 7-3:** Schématisation de la courbe enveloppe de rupture, pour l'isochrone instantané, sur le sel naturel en compression triaxiale (d'après Butcher, 1980).
- Figure 7-4:** Critère de rupture et contraintes admissibles pour un sel naturel sollicité à divers taux de déformation (d'après Wallner, 1983).

- Figure 7-5:** Courbe illustrant la rupture ductile par réduction d'aire; t_r représente le temps de rupture (d'après Hult, 1966).
- Figure 7-6a:** Courbe d'une rupture combinée, avec une phase ductile et une phase fragile (d'après Hult, 1966).
- Figure 7-6b:** Représentation dans le plan double logarithmique du temps de rupture, selon le niveau de contrainte; courbe typique pour les métaux en tension (d'après Odqvist, 1974).
- Figure 7-7:** Diverses théories de la rupture différée (tirée de Nair et Singh, 1974).
- Figure 7-8:** Classification simplifiée des principaux mécanismes de fracturation à basse et à haute température; les mécanismes représentés sont les suivants:
- À basse température ($T \leq 0,3 T_M$)
 - A - Clivage intragranulaire par propagation des fissures
 - B - Fracture intergranulaire fragile par propagation des fissures
 - C - Accroissement plastique des vides intragranulaires
 - D - Accroissement plastique des vides intergranulaires
 - E - Rupture ductile par striction
 - F - Rupture par cisaillement
 - À haute température ($T \geq 0,3 T_M$)
 - G - Fracture intergranulaire de fluage par accroissement des vides par diffusion et glissement entre les grains
 - H - Fracturation intergranulaire du fluage par coalescence des fissures
 - I - Accroissement des vides intragranulaires par un fluage du type montée des dislocations (loi de puissance)
 - J - Accroissement des vides intragranulaires par fluage du type montée des dislocations
 - K - Rupture par restauration dynamique ou recristallisation (d'après Ashby, Gandhi et Taplin, 1979).
- Figure 7-9:** Schématisation de la carte des mécanismes de fracturation sur MgO; le mécanisme 1 est une fracturation dynamique due à la propagation des ondes mécaniques; les autres mécanismes ont été présentés à la figure 7-8 (d'après Ghandi et Ashby, 1979).
- Figure 7-10:** Carte des mécanismes de fracturation pour l'halite (d'après Ghandi et Ashby, 1979).
- Figure 7-11:** Carte des mécanismes de fracturation pour le KCl (d'après Ghandi et Ashby, 1979).

Figure 7-12: Modèle de rupture du sel avec divers cheminements (d'après Wallner, 1984).

Figure 7-13: Résistance à la rupture du sel (d'après Wallner, 1983).

Figure 7-14: Résistance du sel à long terme (d'après Wallner, 1983).

Figure 8-1: a) Déplacement relatif à l'axe du puits (diamètre de 10 pieds), en fonction du temps, pour les points ancrés à 10 pieds de la paroi, dans quatre directions perpendiculaires, à une profondeur de 3079 pieds dans la potasse (d'après Barron et Toews, 1963).

b) Déplacement moyen relatif à l'axe du puits, en fonction du temps, pour des points ancrés à diverses distances de la paroi (d'après Barron et Toews, 1963).

Figure 8-2: Convergence totale de l'excavation dans la potasse, en fonction du temps; profondeur d'environ 3100', dimensions de 7.5 pieds par 21 pieds (d'après Zahary, 1965).

Figure 8-3: Convergence verticale du panneau ouest en trois points de mesure à la mine Meadowbank, Cheshire (d'après Hedley, 1965).

Figure 8-4: Taux de convergence prévus (traits pointillés) et mesuré (trait plein) d'une excavation, à 3000 pieds de profondeur; ----- selon Coolbaugh (1967) et ----- selon Baar (1977).

Figure 8-5: Mesures de convergence, accélérée par un réchauffement à une température maximale de 150°F (d'après Baar, 1977).

Figure 8-6: Convergence cumulative d'une excavation dans un massif vierge à une profondeur d'environ 3000 pieds (d'après Mraz, 1978).

Figure 8-7: a) Schéma d'instrumentation d'un puits vertical excavé dans le sel gemme, à une profondeur d'environ 1000 mètres et dont le diamètre est de 8 mètres.
b) Convergence moyenne du puits, en divers points de mesure (d'après Cook, 1983).

Figure 8-8: Mouvement horizontal dans les parois d'une excavation dans la potasse, à une profondeur d'environ 1000 mètres (voir figure 8-6; d'après Mraz, 1978 et Marz et Dusseault, 1983).

Figure 8-9a: Convergence de deux trous de forage dans le sel (d'après Thoms et Gehle, 1983b).

- Figure 8-9b:** Variation volumique de deux trous de forage dans le sel de Vacherie (V) et de Rayburns (R), à diverses profondeurs, en pieds (d'après Thoms et Gehle, 1983b).
- Figure 8-10:** Comportement d'un pilier de sel, *in situ*, chargé artificiellement (d'après Hunsche, Plischke, Nipp et Albrecht, 1983).
- Figure 8-11:** Plage admissible pour la valeur de la contrainte latérale dans les formations de sel (d'après Serata, 1978b).
- Figure 8-12:** Analyse viscoélastique des contours de la contrainte principale mineure, montrant la redistribution de la contrainte due au soutènement (d'après Zienkiewicz, 1968).
- Figure 8-13:** Analyse numérique de la distribution des contraintes autour d'un trou de forage, en fonction du temps (d'après Wallner, 1984).
- Figure 8-13:** Analyse numérique de la distribution des contraintes autour d'un trou de forage, en fonction du temps (d'après Wallner, 1984) (suite).
- Figure 8-13:** Analyse numérique de la distribution des contraintes autour d'un trou de forage, en fonction du temps (d'après Wallner, 1984) (suite et fin).
- Figure 8-14:** Divers états contrainte-déformation du massif autour d'une excavation à grande profondeur dans le sel; zone A: zone fracturée, zone B: zone d'écoulement plastique; zone C: zone au comportement pseudo-élastique (schématisé d'après Serata, 1964 et 1968).
- Figure 8-15:** Influence de l'exposant de la loi de puissance, n , sur la convergence prévue, en fonction de la pression différentielle, pour une cavité cylindrique, après 200 jours à une température de 120°F (d'après Chabannes, 1983).
- Figure 8-16:** Influence de l'exposant de la loi de puissance, n , sur la distribution stationnaire des contraintes autour d'une cavité cylindrique; r/a correspond à la distance relative au rayon dans le massif (d'après Chabannes, 1983).
- Figure 8-17:** Influence de la forme de l'excavation sur l'état de contrainte stationnaire, avec un exposant $n = 4$ (d'après Chabannes, 1983).

LISTE DES SYMBOLES

a_i :	constantes
b :	constante
\vec{b} :	vecteur de Burgers
c :	constante; cohésion
d :	diamètre moyen des grains des matériaux polycristallins
e_{ij} :	déviateur de déformation
f_i :	fonctions spécifiques avec $i = 1, 2, 3\dots$
h :	constante; taux d'écrouissage
i :	indice d'une variable ou d'une fonction
j :	indice d'une variable ou d'une fonction
k :	constante; constante du ressort
l :	constante
m :	constante
n :	constante
n_i :	constantes ($i = 1, 2, 3\dots$)
r :	taux de restauration
s_{ij} :	déviateur de contrainte
t :	temps
t_r :	temps de rupture
x :	constante
A :	constante
A_i :	constantes ($i = 1, 2, 3\dots$)
AE :	émission acoustiques
AER :	taux d'émissions acoustiques

- B: constante
- C: constante
- C_i : constantes ($i = 1, 2, 3\dots$)
- C_o : résistance en compression uniaxiale
- D: constante; facteur relié à la diffusion des éléments
- D_{gb} : diffusion aux frontières de grains associée au glissement intergranulaire
- D_D : diffusion aux frontières
- D_L : diffusion volumique structurale
- E: module de Young
- F: fonction
- G: module de rigidité (de cisaillement); constante
- GBS: glissement intergranulaire
- H: hauteur des éprouvettes d'essais
- I_1 : premier invariant des contraintes
- J_2 : deuxième invariant du déviateur de contraintes
- K: constante; module de compressibilité hydrostatique; degrés Kelvin
- K_o : contrainte seuil de cisaillement octaédrique (aussi S_o)
- P: contrainte moyenne du diagramme Q-P; constante
- Q: contrainte déviatorique du diagramme Q-P; énergie d'activation apparente du processus de déformation
- R: constante de Boltzmann
- S_i : paramètre associé à la microstructure du matériau
- S_o : seuil de la contrainte de cisaillement octaédrique (aussi K_o)
- T: température
- T_i : températures spécifiques ($i = 1, 2, 3\dots$)

T_o :	résistance en traction
T_m :	température de fusion
T_r :	température de recristallisation
W:	largeur (diamètre des éprouvettes)
α :	constante
β :	constante
γ :	poids propre
γ_{oct} :	déformation de cisaillement octaédrique
$\dot{\gamma}_{oct}$:	taux de déformation de cisaillement octaédrique
$\ddot{\gamma}_{oct}$:	dérivée seconde par rapport au temps de γ_{oct}
ϵ :	déformation
ϵ_o :	déformation instantanée
ϵ_m :	déformation moyenne
ϵ_t :	déformation totale
ϵ_{ta} :	déformation totale associée à la phase primaire
$\epsilon(t)$:	déformation différée totale
$\epsilon_p(t)$:	déformation différée primaire
$\epsilon_a(t)$:	déformation différée tertiaire
$\epsilon_s(t)$:	déformation différée secondaire
$\dot{\epsilon}$:	taux de déformation
$(\dot{\epsilon}_s)_s$:	taux de fluage stationnaire équivalent
$\dot{\epsilon}_{gbs}$:	taux de déformation associé au glissement intergranulaire
$\dot{\epsilon}_s$:	taux de fluage secondaire
$\dot{\epsilon}_p(t)$:	taux de fluage primaire
$\Delta\epsilon_p$:	variation de déformation dans la phase primaire

- η : coefficient de viscosité pour la variation de forme
- η_v : coefficient de viscosité pour la variation de volume
- λ : constante; diamètre des sous grains formés par polygonisation
- ν : coefficient de Poisson
- ρ : densité
- ρ_i : densité des dislocations
- σ : contrainte; contrainte déviatorique (σ' , σ'' ... sont des contraintes spécifiques)
- σ' : contrainte seuil associée à un niveau de contraintes nulles
- σ_0 : contrainte seuil; constante
- σ_1 : contrainte principale majeure
- σ_2 : contrainte principale intermédiaire
- σ_3 : contrainte principale mineure
- σ_{app} : contrainte appliquée
- σ_c : contrainte de confinement dans l'essai triaxial
- σ_e : contrainte équivalente de von Mises
- σ_{eff} : contrainte effective
- σ_l : contrainte latérale
- σ_m : contrainte moyenne
- σ_{mo} : seuil de la contrainte moyenne
- σ_r : contrainte de référence
- σ_y : limite d'écoulement
- σ_z : contrainte verticale
- $\dot{\sigma}$: taux de mise en contrainte
- τ^* : contrainte de cisaillement résolue
- τ_c^* : scission critique de glissement

τ_{ct} : scission théorique critique

τ_{oct} : contrainte de cisaillement octaédrique

$\dot{\tau}_{oct}$: taux de mise en contrainte en cisaillement octaédrique

$\ddot{\tau}_{oct}$: dérivée seconde par rapport au temps de τ_{oct}

CHAPITRE 5

MÉCANISMES DE DÉFORMATION5.1 Introduction

Lorsqu'un matériau cristallin est soumis à un état de contraintes, le réseau atomique se réajuste afin de s'opposer à la composante déviatorique de ces contraintes. Macroscopiquement, ces réajustements se traduisent par une déformation, si la structure demeure continue, ou par une fracturation, dans le cas contraire. La rhéologie structurale, ou l'étude des micromécanismes de déformation qui régissent le comportement différé des matériaux, permet d'exprimer qualitative-ment, et parfois quantitativement, les processus physiques qui se produisent dans les solides soumis à une telle contrainte déviatorique (Garafalo, 1965; Hirth et al., 1968).

Dans la roche en général, et en particulier dans le sel, les processus de déformation plastique et de fluage semblent assez similaires à ce qui se produit dans les métaux et les céramiques (Carter, 1976). Comme plusieurs métaux - en particulier l'aluminium, le nickel, le cuivre et l'argent - le sel est un matériau monophase, avec une structure cristallographique cubique à faces centrées, dite C.F.C. (figure 5.1; Munson et al., 1979; Palissy, 1980). Cet arrangement est la structure atomique la plus simple, pour un solide non-métallique (Stokes, 1966). Dans ce qui suit, nous allons référer fréquemment à l'abondante littérature qui traite de cet aspect particulier de la

rhéologie des métaux et autres solides cristallins, afin d'aider à la compréhension du comportement du sel.

La notion de dislocation est introduite dans le présent chapitre. Celle-ci est utilisée pour expliquer la nature des phénomènes physiques associés au fluage, aux déformations plastiques et au comportement rhéologique général, en relation avec la structure atomique du matériau. Les concepts de diffusion, de restauration et de recristallisation sont également abordés, en relation avec le comportement mécanique des matériaux cristallins.

Dans le but de faire la lumière sur la loi de comportement du sel, certains chercheurs, à l'instar des physiciens et métallurgistes (voir par exemple Weertman et al., 1970a et Ashby, 1972), ont proposé de classifier les divers micromécanismes de déformation, et de les présenter sous une forme propre à un usage d'ingénieur: ce sont les "Deformation Mechanism Maps", que nous identifierons par cartes des mécanismes de déformation. À partir des premiers résultats de Verrall et al. (1977), Munson (1979) a présenté une carte pratique de ces mécanismes, en valeurs adimensionnelles, dans le plan de la contrainte (σ/G) et de la température (T/T_m) (T_m est la température de fusion du matériau). Dans ce chapitre, nous nous attardons à comprendre l'origine et la signification de tels schémas, en insistant plus particulièrement sur la carte de Munson (1979), et à saisir leurs implications pratiques; l'ouvrage de Frost et al. (1982) devrait être consulté pour des informations plus fondamentales et plus élaborées sur le sujet.

5.2 Les dislocations

Les cristaux parfaits constituent une idéalisation. En réalité, les cristaux possèdent des défauts dans leur structure atomique. Le défaut structural le plus commun est une vacance interstitielle, due à un ou plusieurs atomes manquants. Lorsque la vacance implique un seul atome, on parle de défaut ponctuel ("point defect"), alors que l'on nomme dislocation, les défauts impliquant toute une rangée atomique (McClintock et al., 1966). La présence de ces défauts structuraux, dont les dislocations apparaissent comme les plus importants (Kuhlmann-Wilsdorf, 1970), affecte le comportement mécanique, électrique et chimique du matériau. Par exemple, plusieurs des caractères physiques du sel, tels sa couleur et sa luminescence, dépendent directement de celles-ci (Horseman et al., 1984). De même, les déformations plastiques des matériaux cristallins sont directement reliées aux mouvements des dislocations (Dorn, 1968; Odé, 1968; Weertman et al., 1970b). Conformément à l'usage en vigueur chez les physiciens, nous considérons, dans le présent chapitre, les dislocations comme des entités propres, sises dans une structure cristalline idéale pouvant à l'occasion être peuplée de défauts de d'autres types (McClintock et al., 1966; Hirth et al., 1968; Dorn, 1968; Kuhlman-Wilsdorf, 1970).

L'origine du concept des dislocations émanerait d'études effectuées vers la fin du XIX^e siècle par Mügge sur la déformation plastique des métaux et reprisent ultérieurement et indépendamment par Orowan, Polanyi et Taylor, au début des années 1930. L'étude du comportement mécanique des matériaux cristallins semble, en ce sens,

constituer l'apport majeur au développement de la théorie sur les dislocations, même si certaines études sur la réfraction des rayons-X y a joué un certain rôle (Hirth et al., 1968).

Les dislocations n'ont longtemps été qu'un concept théorique pouvant servir à expliquer certains phénomènes physiques observés expérimentalement, tel l'écoulement plastique des matériaux à des niveaux de contraintes nettement inférieurs à la résistance théorique calculée à partir de la force des liens interatomiques, appelée scission théorique critique, r_{ct} (McClintock et al., 1966; Odé, 1968; Palissy, 1980; Barber, 1985). On a ainsi constaté qu'il était possible de générer des déformations plastiques dans certains cristaux à des contraintes de cisaillement inférieures à 10^{-3} G, alors que la résistance théorique au cisaillement, correspondant à cette scission critique théorique, serait de beaucoup supérieure à cela (Hirth et al., 1968); on pourrait situer cette limite théorique dans une fourchette variant de G/3 à G/15 (Munson, 1979; Palissy, 1980; Van Vlack, 1980).

Les techniques expérimentales modernes, dont certaines sont présentées par Kuhlman-Wilsdorf (1970), ont cependant permis d'identifier clairement leur existence, et ce, depuis près d'une quarantaine d'années (voir aussi Amelinckx, 1956; Dash et al., 1961; Hirth et al., 1968; Poirier, 1972; Barber, 1985). On a montré, de cette façon, que le taux de déformation plastique dépendait de la densité, de la distribution, du type et de la taille des dislocations présentes dans la structure (Garafalo, 1965; McClintock et al., 1966; Granato, 1968).

Les dislocations sont généralement classifiées, et étudiées, selon deux types distincts. Les dislocations-coins ("edge", représentés

par \perp ou τ) résultent de la fin d'un plan atomique dans le cristal, qui occasionne une distorsion du réseau atomique (figure 5.2). Les dislocation-vis ("screw"; représentés par S ou Σ), d'un autre côté, sont simplement issues d'une séparation locale (et imparfaite) entre deux plans atomiques (figures 5-3; aussi Barber, 1985). Chaque type de dislocations aura un comportement qui lui est propre (Hirth et al., 1968). En pratique cependant, on considère souvent les dislocations réelles comme un mélange de ces deux types (McClintock et al., 1966; Kuhlman-Wilsdorf, 1970).

On appelle vecteur de Burgers, \vec{b} , le vecteur déplacement associé à une dislocation (figure 5.2b). On peut ainsi définir entièrement une dislocation par son axe et par son vecteur de Burgers, qui représente le complément au circuit de Burgers autour de la dislocation. Le vecteur \vec{b} serait de 4 Å pour le NaCl à 20°C (Eggeler et al., 1981).

Le désordre structural à proximité des dislocations crée un champ de contraintes élastiques autour de celles-ci. De plus, comme le sel est un solide ionique, l'asymétrie qui existe près des dislocations engendre une charge nette, qui leur est associée. Ces deux effets agissent comme des forces internes, présentent dans la structure, et affectent le comportement des cristaux sollicités mécaniquement (voir Hirth et al., 1968, pour une présentation détaillée de ces effets).

Dans les cristaux vierges, non déformés, la densité des dislocations varie généralement entre 10^4 et 10^6 unités/cm², alors qu'elle peut grimper à plus de 10^{10} unités/cm² dans les cristaux très déformés (McClintock et al., 1966; Hirth et al., 1968; Carter et al., 1970). Il semble, en ce sens, exister une relation quasi-linéaire entre

la densité des dislocations et la déformation plastique des cristaux (Stein, 1968; James et al., 1971). Cela soulève évidemment la question du processus de multiplication des dislocations. Il a été démontré que celles-ci sont générées à partir de foyers (souvent appelés "Frank-Read dislocation mills" selon une théorie en vigueur), par les contraintes qui agissent localement. Ce sont des zones où, à cause d'obstacles au mouvement des dislocations, il y a concentration de contraintes. Comme la création des dislocations est directement reliée à l'ampleur de la contrainte, qui doit excéder la contrainte seuil critique τ_c^* ("critical resolved shear stress" ou scission critique de glissement, Palissy, 1980; voir aussi Stein, 1968; Weertman et al., 1970a; Hardy, 1982), ces foyers deviennent des sources de nouvelles dislocations (McClintock et al., 1966). Il faut ici souligner que les fluctuations thermiques ne peuvent induire seules de nouvelles dislocations, mais qu'elles peuvent en faciliter les déplacements (Kuhlman-Wilsdorf, 1970).

Plusieurs modes de transport peuvent agir sur la mobilité des dislocations. Dans les sections à venir, un bref coup d'oeil est jeté sur ceux-ci, en relation avec les cartes des mécanismes de déformation.

5.3 Glissement des dislocations

Le mouvement le plus simple exécuté par les dislocations, dans un solide cristallin soumis à une contrainte déviatorique, est le glissement sur certains plans et selon des directions préférentielles (McClintock et al., 1966; Van Vlack, 1980). Ces orientations sont fonctions de la structure cristallographique du matériau; en général,

les cristaux se déforment par glissement des dislocations dans les directions et sur les plans de densité optimale, dits "close-packed" (Hirth et al., 1968; Kuhlman-Wilsdorf, 1970; Van Vlack, 1980).

Dans le sel cependant, ce ne sont pas les plans de plus grande densité atomique qui sont d'abord activés, comme c'est le cas pour les métaux à structure C.F.C. Ce sont plutôt les plans qui permettent d'éviter que les charges électrostatiques de même signe ne se retrouvent voisines après un déplacement unitaire (Palissy, 1980).

On illustre quelquefois le déplacement des dislocations dans le cristal en présentant une analogie avec la propagation d'une onde, ou plus simplement, par le mouvement d'un pli sur un tapis (Palissy, 1980; Barber, 1985). Cette image est fort intéressante puisqu'elle permet de bien comprendre pourquoi le glissement des dislocations, mouvement enchaîné et progressif, nécessite moins d'énergie que la scission de plans atomiques entiers, d'où une limite élastique réelle de loin inférieure à la scission théorique critique, τ_{ct} .

Le glissement des dislocations se fait par une redistribution des liaisons atomiques, et est considéré comme un mouvement conservateur, en ce qu'il ne nécessite pas de diffusion de matière (figure 5.4; voir aussi Hirth et al., 1968; Kuhlman-Wilsdorf, 1970; Frost et al., 1982).

Selon la notation de Miller, montrée aux figures 5-5 et 5-6 (voir aussi Palissy, 1980), le sel (qui inclut ici le NaCl, le KCl, le LiF, le MgO, etc.) possède un système de glissement majeur formé de la famille des plans (110) et de la famille des directions <110>, à température ambiante (Buerger, 1930; Stoloff et al., 1963; Groves et al. 1963; Stokes, 1966; Carter et al., 1970; Ghandi et al., 1979; Kern et al.,

1985); c'est le système dit "easy-glide" pour le sel (Heard, 1972). Ce système combine les plans et les directions de glissement dodécaédrique (à 12 faces), dont six sont présentées à la figure 5.7. Il faut se rappeler que le sel, solide ionique avec une structure C.F.C., ne possède pas la même famille de plans de glissement préférentiel que les métaux C.F.C., qui serait plutôt le système {111}. Ceci est imputable, comme nous l'avons mentionné, à la polarité des ions dans les cristaux, qui modifie l'orientation des plans de glissement préférentiel des dislocations, pour ces solides cristallins (Hirth et al., 1968; Ghandi et al., 1979).

Les dislocations se meuvent sur les plans et dans les directions précitées sous l'effet de la contrainte de cisaillement résolue τ^* ("resolved shear stress"). Celle-ci est la contrainte de cisaillement associée à une direction spécifique de glissement, sur un plan de glissement déterminé, tel que montré à la figure 5.8 (voir aussi Hirth et al., 1968; Weertman et al., 1970b; Palissy, 1980; Barber, 1985). Comme nous l'avons précédemment souligné, il semble exister un seuil de contrainte qu'il faut excéder pour activer le glissement des dislocations, de sorte qu'une contrainte minimale doit être appliquée afin d'amorcer ce mécanisme, associé aux déformations plastiques du matériau (Weertman et al., 1970a). Ce seuil, quelquesfois appelé contrainte Peierls-Nabarro (aussi appelé contrainte de friction atomique, voir Dorn, 1968; Kuhlman-Wilsdorf, 1970; Van Vlack, 1980; Frost et al., 1982), serait de l'ordre de 0,3 à 0,9 MPa pour les cristaux d'halite. Elle correspond à la contrainte de cisaillement requise pour déplacer les dislocations dans un cristal restauré, sans

impuretés, sur le système de glissement majeur (voir figure 5.9; aussi Mendelson, 1962a; Hardy, 1982). Les autres systèmes de glissements ont des contraintes critiques supérieures à celles du système majeur (Barber, 1985; Kern et al., 1985), à basse température.

Les figures 5.10 et 5.11 montrent l'allure générale de la courbe contrainte-déformation d'un cristal de sel, qui est fort semblable à celle d'un métal C.F.C. (figure 5.12; aussi Barber, 1985). On peut observer sur ces graphiques, diverses phases de comportement. D'abord, une partie linéaire (O-B sur la figure 5.10, où B est équivalent à τ_c^* que l'on peut associer à la limite élastique microscopique), au-delà de laquelle existe la région de glissement préférentiel sans écrouissage notable ("easy-glide" - phase I). Pour un cristal complètement restauré ("annealed"), la partie linéaire élastique se termine au point A, toujours sur la figure 5.10, puisque l'accumulation des dislocations y est négligeable (nous reviendrons sur ce point). La partie "easy-glide" (presque linéaire également) semble peu à peu s'estomper, à mesure que la déformation augmente, pour disparaître lorsque cette dernière excède quelques dizièmes de pourcent. Elle est suivie d'une zone d'écrouissage marqué (phase II), et enfin d'une phase où le simple glissement des dislocations n'est plus le mécanisme dominant (phase III; voir aussi Weertman et al., 1970b).

Dans un matériau déjà écroui, dont la densité des dislocations est élevée, la structure interne du cristal est modifiée, de sorte que la contrainte seuil est augmentée par l'intersection des divers plans de glissement activés ce qui retarde la plasticité du sel (Stokes, 1966). La contrainte seuil τ_c^* semble d'ailleurs augmenter proportionnellement

à la densité des dislocations (Van Vlack, 1980; voir aussi Frost et al., 1982; Barber, 1985).

De plus, la multitude de défauts présents dans les cristaux, dont les vacances ponctuelles et les atomes interstitiels, ont un effet inhibiteur sur le glissement des dislocations (Garofalo, 1965; Hirth et al., 1968; Stein, 1968; Kern et al., 1985), ce qui provoque un durcissement du matériau, qui découle de l'augmentation de la scission critique apparente de glissement (voir aussi Frost et al., 1982; Munson et al., 1984; Langer, 1984; Barber; 1985). L'état de la surface du cristal peut aussi avoir un effet similaire, tel que montré à la figure 5.13.

Il est, dans ces conditions, révélateur de considérer la contrainte effective qui agit réellement sur la mobilité des dislocations. Weertman et al. (1970b) proposent, en ce sens, de prendre, pour un monocristal, la contrainte effective σ_{eff} donnée par l'équation suivante:

$$\sigma_{\text{eff}} = \sigma_{\text{app}} - \sigma_0 \quad (5.1)$$

où σ_{app} est la contrainte appliquée responsable de la contrainte de cisaillement résolue (τ^*) et σ_0 est une contrainte seuil reliée à la contrainte Peierls-Nabarro et aux effets d'interaction entre les dislocations et les autres défauts de la structure. Cette dernière est tributaire de plusieurs éléments, dont la friction atomique, la résistance des dislocations à l'empilement ("back stress"), et aux autres défauts (Hirth et al., 1968; Frost et al., 1982).

Cette équation rejoint la formulation semi-empirique de Evans et al. (1979), présentée au chapitre précédent, en relation avec la loi du comportement en phase stationnaire de fluage. Tel que mentionné alors,

la contrainte σ_0 est particulièrement difficile à évaluer quantitativement, en raison de sa sensibilité à l'historique et au cheminement des contraintes et des déformations, ainsi qu'aux effets thermiques et de surface (Mendelson, 1962b; Hirth et al., 1968; Smidt et al., 1968; voir aussi les travaux de Griggs et al., 1960, sur la calcite, qui montrent que σ_0 pourrait être affectuée par σ_m , pour un matériau polycristallin).

Le glissement des dislocations semble le mécanisme dominant à basse température (inférieure à environ $0,3 T_m$) et à forte contrainte déviatorique. La loi de fluage correspondante prend généralement une forme en sinus hyperbolique (i.e. $\dot{\epsilon} = \text{fct}(\sinh \sigma)$), basée partiellement sur la théorie de la cinétique des réactions de premier ordre (Nadai, 1938; Kauzmann, 1941). Elle se résume toutefois à une loi de type exponentielle à haut niveau de contraintes (Garofalo, 1965; Ashby, 1972; Heard, 1972).

5.4 Montée des dislocations

Afin de surmonter les obstacles présents dans la structure, ou générés par leur intersection et leur empilement, les dislocations peuvent, selon les conditions, se diffuser sur d'autres plans. On assiste alors à la montée des dislocations (figure 5.14) pouvant conduire à la polygonisation des cristaux (figures 5.14 et 5.15; voir aussi Mott, 1951; Parker, 1958; McClintock et al., 1966; Stokes, 1966; Odé, 1968); la montée est un déplacement sécant aux plans de glissement des dislocations (McClintock et al., 1966; Kuhlman-Wilsdorf, 1970;

Weertman et al., 1970a; Langdon, 1985). Il peut ainsi se créer un réseau de murs de dislocations qui forment des blocs (ou polygones), appelés sous-grains (Poirier, 1972).

La montée des dislocations est un mouvement non-conservateur, car elle nécessite un transfert de matière (par diffusion) pendant le processus d'absorption et d'émission des vacances ponctuelles (Hirth et al., 1968; Kuhlman-Wilsdorf, 1970; Barber, 1985). Le taux de diffusion des vacances y serait contrôlé par la diffusions des ions Cl^- , le long des dislocations, pour T/T_m inférieur à 0,65, et par une diffusion volumique (bulk) des ions Cl^- à plus haute température (Munson, 1979; Munson et al., 1984).

La polygonisation fait partie des processus de restauration que nous aborderons ultérieurement, car elle permet de soulager l'accumulation des contraintes internes générées par le glissement et l'empilement des dislocations (Palissy, 1980).

Quelques chercheurs, qui se sont penchés sur la taille des sous-grains formés par polygonisation, ont constaté qu'il existait une relation étroite entre celle-ci et l'ampleur de la contrainte déviatoire. Ainsi, Le Comte (1965), Poirier (1972), Eggeler et al. (1981), Carter et al. (1982) et Langer (1984) ont, tour à tour, constaté que la taille des sous-grains dans le sel paraît s'affiner avec une augmentation du déviateur de contraintes (figures 5.16 à 5.19). Poirier (1972) a de plus conclu, à partir de ses travaux, que la taille des sous-grains est un reflet de la contrainte maximale subit, sans égard au cheminement et à l'historique des déformations. Eggeler et al. (1981) ont cependant observé expérimentalement qu'une réduction de la contrainte appliquée

engendre une sous-structure plus grossière, par dissolution et migration de la frontière des sous-grains, contrairement aux énoncés de Poirier (1972) et de Freidman et al. (1984). En ce sens, la taille des sous-grains formés par polygonisation du sel dans un massif géologique, serait une indication de l'ampleur du champ de contraintes naturelles *in situ* et fournirait des indications sur la répartition spatiale du tenseur (voir les travaux de Carter et al., 1982 et de Herrmann et al., 1982).

La relation mathématique qui relie la taille des sous-grains à la contrainte déviatorique est du type suivant (Poirier, 1972; Eggeler et al., 1981):

$$\lambda = \frac{KG}{\sigma} \quad (5-2)$$

où λ est le diamètre des sous-grains, et K , une constante.

De même, la densité des dislocations libres (ne faisant pas partie des murs de dislocations) dans les sous-grains semble répondre à la relation suivante (Eggeler et al., 1981):

$$(\rho_1)^{-1/2} = A_1 \left[\frac{G}{\sigma} \right]^m \quad (5-3)$$

où ρ_1 est la densité de dislocations libres dans les sous-grains, A_1 et m , des constantes. Pour le sel, on aurait $m \approx 0.7$.

Ajoutons que la taille des sous-grains semble être déterminée pendant la phase de fluage transitoire, et qu'elle demeure stable pendant le fluage stationnaire (Eggeler et al., 1981). Une déformation minimale (de l'ordre de 1% pour les cristaux vierges) apparaît nécessaire à l'amorce du processus de polygonisation dans le sel (Carter et al., 1982).

D'autre part, bien que la polygonisation soit facilitée par une hausse de température (Kern et al., 1985), la taille des sous-grains apparaît indépendante des fluctuations thermiques, durant et après la polygonisation (Poirier, 1972).

On estime généralement que la polygonisation ne se manifeste qu'à des températures relativement élevées, supérieures à environ $0,35 T_m$ (où $T_m = 1077^\circ\text{K}$ pour le NaCl) et pour des niveaux de contraintes ou des taux de déformations intermédiaires (Carter et al., 1970; Weertman et al., 1970a; Heard, 1972; Ashby, 1972; Munson, 1979; Frost et al., 1982; Hansen et al., 1984). Notons cependant que Hunsche et al. (1983 et 1984) croient que la polygonisation des cristaux de sel peut se manifester à des températures inférieures à 100°C (ou $0,35 T_m$; voir figure 5.44; aussi Kern et al., 1985). Ceci rejoint les observations de Mendelson (1962a), qui affirme que la montée des dislocations agit à température ambiante, et ce, même à faibles contraintes. La polygonisation serait même active, dans le sel, dans la région "easy-glide".

La loi générale qui gouverne le taux de déformation en phase de polygonisation, en fonction du niveau de sollicitation est, d'après Garofalo (1965) et Nabarro (1967), du type:

$$\dot{\epsilon} \propto \alpha \sinh (A_2 \sigma^m), \quad (5-4)$$

où A_2 et m sont des constantes. Elle se réduit souvent à une loi de puissance (McClintock et al., 1966; Verrall et al., 1977; Russell, 1978; Langer, 1979; Frost et al., 1982; Dawson et al., 1983; Hunsche, 1984):

$$\dot{\epsilon} \propto A_3 \sigma^n \quad (5-5)$$

avec A_3 et n , des contraintes.

Notons enfin que Nabarro (1967) prétend que la polygonisation (comme le glissement des dislocations) peut être affectée par la contrainte moyenne σ_m , puisqu'il semble que la mobilité des dislocations varie avec contrainte de confinement, ce qui a été infirmé par Friedman et al. (1984), pour le sel, pour $20 \text{ MPa} \leq \sigma_3 \leq 200 \text{ MPa}$. Peu d'autres informations sur le sujet sont cependant venues à la connaissance des auteurs, de sorte qu'il est actuellement hasardeux de poursuivre sur ce propos, sans avoir étudié plus avant cette question.

5.5 Complément sur les mécanismes impliquant le mouvement des dislocations

Les deux principaux mécanismes de déformation plastique reliés aux déplacements des dislocations dans le sel ont été présentés dans les sections précédentes. D'autres mécanismes peuvent cependant intervenir, bien qu'ils ne soient que rarement cités dans la littérature sur le sel. Ils sont abordés brièvement dans ce qui suit.

Le parcours des dislocations, dont le déplacement a été initié par une contrainte de cisaillement, est souvent géné par des obstacles de toutes sortes. Il y a d'abord l'interaction entre les champs de contraintes autour des dislocations, qui peuvent agir comme agents de répulsion entre celles-ci. Il y a ensuite l'intersection des dislocations qui se déplacent sur des plans qui s'entrecoupent, ce qui peut donner naissance à des crans ("jogs"), des noeuds ("kinks") de dislocations et même des fissures (figures 5.20 et 5.21; voir aussi Kuhlman-Wilsdorf, 1970). L'interaction entre les dislocations est

globalement un problème très complexe, particulièrement difficile à analyser et à quantifier. Il ne semble pas exister, à cette fin, de modèle simple, pouvant décrire adéquatement le processus de déformation des cristaux en présence de dislocations qui interagissent (voir les discussions de Hirth et al., 1968, et Kuhlman-Wilsdorf, 1970, sur ce sujet).

Les frontières des grains, qui sont essentiellement des zones de grand désordre structural, constituent également des obstacles majeurs au mouvement des dislocations. Ajoutons également les dipôles de dislocations, les particules de phases secondaires et les atomes étrangers, qui sont tous des barrières plus ou moins flexibles aux déplacements des défauts (voir Garofalo, 1965; Weertman et al., 1970b; Odqvist, 1974; Munson, 1979). Dorn (1968) a présenté, à ce sujet, une classification des mécanismes de déplacement des dislocations selon le type et la géométrie des obstacles que celles-ci rencontrent. Il a ainsi répertorié trois grandes catégories d'obstacles, soient les obstacles localisés (atomes interstitiels, vacances ponctuelles, champ de contraintes à grand rayon d'action autour des dislocations, dommages par irradiations, par exemple), linéaires (qui agissent sur des segments entiers de dislocations) et volumiques (tel la trainée visqueuse des dislocations). Ces grandes catégories sont ensuite subdivisées selon la possibilité, ou non, d'activer le mécanisme thermiquement. La distribution et l'orientation aléatoire des obstacles dans les cristaux, de même que leur interaction mutuelle et leur action simultanée, complique évidemment la modélisation, de sorte qu'il demeure difficile de formuler des lois valables pour tous ces types d'obstacles. Il semble

cependant que certaines tendances générales peuvent être dégagées, même si l'ampleur des phénomènes demeure très relative.

Comme les obstacles sont souvent la source de concentrations de contraintes à leur périphérie, ils peuvent engendrer la montée des dislocations, lorsque l'arrangement cristallographique le permet, ce qui soulage en partie la balance des efforts internes (Kuhlman-Wilsdorf, 1970; Barber, 1985; Kern et al., 1985). Dans d'autres cas, on assiste plutôt à un écrouissage continu du matériau, dû à l'empilement des dislocations, ce qui crée les "back stress", ces contraintes qui résistent à l'amoncellement ou à l'empilement (Hirth et al., 1968). On peut aussi avoir un glissement dévié des dislocations, lorsque les systèmes de glissements activés y sont propices (Kuhlman-Wilsdorf, 1970; Barber, 1985; Kern et al., 1985); ce mécanisme prend d'ailleurs de plus en plus d'importance dans la littérature récente, suite aux travaux de Aladag et al. (1970) et de Skrotzki (1984).

D'autre part, une partie de l'énergie accumulée peut être dissipée en chaleur, alors que le reste peut faciliter la restauration. Les cristaux soumis à de fortes contraintes, pendant une longue période, peuvent ainsi être restaurés par recristallisation syntectonique (ou dynamique). Ce type de restauration, observé par Griggs et al. (1960b) sur de la calcite, semble cependant nécessiter une température critique minimale, qui oscillerait autour de $0,5 T_m$. Ce processus permet de réduire considérablement l'écrouissage de ces cristaux déformés (voir aussi Cahn, 1970; aussi section 5.9).

D'autre part, l'effet des obstacles n'est pas uniforme, ni isotrope. On peut, par exemple, observé dans le sel un écoulement

plastique saccadé du matériau que l'on peut relier aux interactions précédemment décrites. Ceci est quelquefois appelé l'effet Portevin-Le Chatelier (McClintock et al., 1966; James et al., 1971). Cette apparente discontinuité dans le processus qui contrôle les déformations plastiques permet de croire que le déplacement des dislocations est en fait une suite d'événements ponctuels, appelés avalanches, de très courtes durées (on parle ici de microsecondes; voir Fisher et al., 1968). La continuité du phénomène observé dépend alors de la facilité et de la précision avec laquelle on peut suivre les mécanismes de déformation.

En accord avec cette théorie, il semble que les solides cristallins déformés plastiquement soient la source d'émissions micro-acoustiques (énergie sonore de diverses fréquences), reliées à la nature ponctuelle du déplacement des dislocations, lorsque libérées de leur point de fixation (Fisher et al., 1968). James et al. (1971) ont étudié le phénomène des émissions acoustiques (AE) sur des monocristaux de sel (NaCl et LiF) soumis à des efforts de compression. Ils ont par exemple noté qu'il semble exister une relation entre le taux d'émission (AER) et la densité des dislocations mobiles dans les cristaux (aussi Hardy, 1982). Sur la figure 5.22, on peut voir de plus l'étroite correspondance entre la limite élastique du NaCl et le pic de AER. Ceci rejoint les observations et conclusions de Hardy (1982), qui voit là une façon alternative de mesurer la limite d'écoulement des cristaux de sel (voir la figure 5.23). Cette étroite relation semble surtout vérifiée pendant les essais à taux de déformation ($\dot{\epsilon}$) contrôlé, plutôt que pour les essais à taux de chargement ($\dot{\sigma}$) constant. La grande variabilité des résultats empêche toutefois de conclure définitivement à ce sujet.

Notons par ailleurs sur ces figures, l'existence d'AE en phase élastique (ou ce qui paraît être la phase élastique), ce qui tendrait à démontrer que même au-dessous de la limite d'écoulement plastique apparente, certaines dislocations peuvent se mouvoir, à cause des concentrations de contraintes intracristallines qui produisent des déviateurs locaux supérieurs à τ_c^* , d'où ce que Hardy (1982) appelle micro-plasticité.

Ajoutons enfin que la direction de l'application du déviateur de contraintes affecte aussi le comportement du matériau déjà écroui. On observe ainsi une déformabilité plus marquée lorsque l'on inverse la direction du déviateur. C'est l'effet Bauschinger (McClintock et al., 1966; Horseman et al., 1984). Selon Weertman et al. (1970b), cet effet est cependant beaucoup moins marqué dans les matériaux polycristallins que dans les monocristaux sollicités selon des orientations précises.

5.6 L'écoulement par diffusion

Lorsque la déformation différée est due à une diffusion de la matière et des lacunes ponctuelles à travers les grains ou au pourtour de leur frontière, on parle alors d'écoulement par diffusion (Garofalo, 1965; Ashby, 1972; Carter, 1976). Ce mécanisme de déformation conduit à un écoulement plastique de type visqueux Newtonien, pour les matériaux polycristallins; on peut ainsi le relier à la phase de fluage secondaire, avec une relation linéaire entre le taux de déformation et le déviateur de contraintes (Weertman et al., 1970a; Heard, 1972; Frost et al., 1982; Itô, 1983).

Lorsque la diffusion se produit à l'intérieur des grains ("bulk diffusion"), le mécanisme est appelé Nabarro-Herring (N-H). S'il se fait aux frontières, il sera appelé Coble (C) (voir Langer, 1979; Frost et al., 1982).

Ce mécanisme de déformation, essentiellement très lent, est particulièrement sensible à la taille des grains. Pour le type N-H, qui se produit à des températures supérieures au type C, le taux de déformation est inversement proportionnel au carré du diamètre des grains (d^2), alors qu'il est fonction du cube du diamètre (d^3) pour le type C (Carter, 1976; Frost et al., 1982). À mesure que le diamètre des grains augmente, le type N-H est favorisé, pour une même température.

Bien que plusieurs auteurs associent exclusivement la déformation différée par diffusion à des températures élevées, supérieures à environ $0,55 T_m$ pour le sel (Munson et al., 1984; voir aussi Garofalo, 1965; Weertman et al., 1970a), il faut mentionner qu'un certain nombre de chercheurs mentionnent son action en présence de faibles contraintes déviatoriques, ou à faibles taux de déformations, et ce à température ambiante (Carter, 1976; Langer, 1979 et 1984; Itô, 1983; Dusseault et al., 1983). Cela constituerait une preuve de l'existence de fluage stationnaire pour tous les types de sollicitation pour le sel.

5.7 Écoulement sans défaut

Lorsque la déformation résulte du glissement entre les plans atomiques correctement liés, sans que le mouvement des dislocations n'intervienne, on parle alors d'écoulement sans défaut ("defect-less

flow"). La contrainte appliquée doit alors excéder la résistance au cisaillement inter-atomique, la scission critique théorique, soit une valeur approximative de 6 à 8% de G pour le sel, mais pouvant atteindre plus de 30% de G pour certains autres matériaux, indépendamment de la température (Garofalo, 1965; Ashby, 1972; Munson, 1979, Palissay, 1980; Van Vlack, 1980).

Ce mécanisme n'est que de peu d'importance pour la rhéologie du sel, pour les conditions usuelles de sollicitations. Il est néanmoins incorporé sur plusieurs des cartes des mécanismes de déformations que nous verrons ultérieurement dans ce chapitre (Verrall et al., 1977; Munson, 1979; Munson et al., 1984).

5.8 Effets thermiques

Pour la majorité des mécanismes de déformation qui viennent d'être abordés, la température a un rôle important à jouer. Soit qu'elle facilite le mouvement des dislocations, sans toutefois affecter directement leur multiplication, soit qu'elle permette aux mécanismes de diffusion d'être opérants. On peut donc affirmer, à l'instar de nombreux auteurs, que le fluage est, de façon générale, un processus thermiquement activé (Le Comte, 1965; Orowan, 1967; Li, 1968; Carter et al., 1970; Carter, 1976; Herrmann et al., 1981; voir aussi Dorn, 1968 pour les mécanismes qui ne sont pas fonction de la température).

Selon Garofalo (1965), c'est l'agitation thermique locale des molécules qui procure l'énergie supplémentaire à l'énergie mécanique, afin de permettre aux défauts dans la structure de surmonter les

barrières qui gênent leur déplacement. La relation contrainte-déformation s'en trouve fondamentalement modifiée (voir figure 5-12c). À haute température, la contrainte appliquée sert surtout à orienter la déformation.

De façon plus spécifique, l'activité thermique, résultant d'une hausse de température, permet le glissement des dislocations sur des plans autres que ceux activés à température ambiante (Stoloff et al., 1963; Groves et al., 1963; McClintock et al., 1966; Hirth et al., 1968; Dreyer, 1972; Carter et al., 1978; Herrmann et al., 1980). Bien que le glissement des dislocations soit contrôlé par la contrainte τ_c^* , l'activité thermique facilite les déformations plastiques en réduisant la friction atomique. Notons ici que Weertman et al. (1970b) prétendent, pour leur part, que la température a peu d'effet sur le seuil de plasticité des matériaux, ce qui ne semble pas un avis unanime (Palissy, 1980).

Il apparaît de plus que la température influe sur le module de cisaillement, G , du sel, dans des proportions indiquées à la figure 5.24. Cette variation doit être connue afin de faire la correction nécessaire à la normalisation de la valeur de la contrainte déviatorique, utilisée sur les cartes des mécanismes de déformations (section 5.11).

C'est l'énergie d'activation, Q , qui traduit généralement les effets de la température sur le comportement rhéologique. Bien que celle-ci soit légèrement dépendante des conditions de contraintes et de déformations (Garofalo, 1965; Smidt et al., 1968; Dorn, 1968; Eggeler et al., 1981), on s'accorde habituellement pour exprimer l'énergie

d'activation en fonction de la température et du mécanisme de déformation seulement.

On trouve au tableau 5.1, quelques valeurs prises dans la littérature de l'énergie d'activation de l'halite pour différentes températures.

Lorsque plus d'un mécanisme de fluage est en opération, à conditions données, l'énergie d'activation devient un mélange de l'énergie d'activation de chacun des mécanismes (Le Comte, 1965), bien que le processus qui contrôle soit le plus influant (Garofalo, 1965). Similairement, chaque type de barrières qui bloquent le mouvement des dislocations a sa propre énergie d'activation, d'où une valeur très variable de Q d'un matériau à l'autre. Ceci confirme l'effet marqué de la structure et de la composition à cet égard (Hirth et al., 1968).

Une théorie en vigueur veut que la dépendance de Q vis-à-vis de la température s'arrête lorsque celle-ci excède environ $0,5 T_m$. Au-delà de cette limite, l'énergie d'activation devrait demeurer constante, à une valeur égale à l'énergie d'activation de diffusion (Odé, 1968; Weertman et al., 1970a; Heard, 1972; Carter et al., 1978). Cette théorie n'est cependant pas adoptée par tous (voir figure 5.25). Il y a, de toutes façons, des divergences marquées dans les valeurs de Q que l'on peut retracer dans la littérature sur le sel. Ceci démontre que d'autres facteurs, tels la taille des grains, la composition minéralogique et l'historique des contraintes et des déformations, peuvent influencer cette variable (voir aussi McClintock et al., 1966; Dawson, 1979; Hansen et al., 1980). Le choix de la loi de comportement est aussi un critère prédominant pour la détermination quantitative de Q .

Dans l'équation rhéologique, l'influence de la température prend usuellement l'apparence d'une loi exponentielle, suivant la loi des processus activés thermiquement selon la fonction de distribution de Maxwell-Boltzman (Misra et al., 1965; Le Comte, 1965; McClintock et al., 1966; Weertman et al., 1970a; Ladanyi, 1972a, 1972b et 1980b; Lama et al., 1978; Langer, 1984):

$$f(T) = e^{-Q/RT}, \quad (5-6)$$

où K est une constante qui dépend de la constante de Boltzman (1.987 cal/mol.); cette fonction est souvent appelée loi d'Arrhenius.

Mentionnons enfin que l'on suppose fréquemment que Q a la même valeur pour les phases transitoire et stationnaire de fluage, pour le même mécanisme dominant (Weertman et al., 1970a; Dawson et al., 1983).

5.9 Restauration et recristallisation

Une fois déformés plastiquement, les cristaux contiennent un grand nombre de dislocations. Mais ces dislocations ne sont pas intrinsèquement stables. Elles existent grâce à la stabilité de l'état mécanique, en l'absence d'activation thermique (Gottstein et al., 1985). De fait, il existe toujours une force qui tend à éliminer les dislocations, de façon à ramener la structure à son état d'équilibre énergétique minimal, et ainsi réduire les effets de l'écrouissage.

Plusieurs processus peuvent contribuer à cette tendance, dont le réarrangement et la dissolution des dislocations, et la diminution de la concentration des défauts ponctuels, qui sont des mécanismes de restauration à structure globale constante, et la réorganisation des

joints intergranulaires par nucléation de nouveaux cristaux libres de dislocations, appelée recristallisation (McClintock et al., 1966; Stokes, 1966; Cahn, 1970; Carter, 1976; Palissy, 1980). La restauration pourrait donc être définie par le réarrangement des défauts cristallins, principalement les dislocations, alors que la recristallisation est essentiellement la génération et le déplacement des frontières intergranulaires (Gottstein et al., 1985).

Le principal mode de restauration, la polyganisation, a déjà été présenté brièvement. Dans son stade avancé, les frontières de sous-grains peuvent se dissoudre, de sorte qu'il y a unification des sous-grains, tel qu'observé par Eggeler et al. (1981) sur du sel; il peut également y avoir migration de ces frontières, processus qui ressemble à l'amorce de la recristallisation (Gottstein et al., 1985).

La génération de nouvelles dislocations, à partir de foyers ponctuels (tels les "Frank-Read mills", Frank et Read, 1950), constitue un autre processus de restauration permettant de maintenir constant le nombre de dislocations mobiles (Garofalo, 1965; McClintock et al, 1966; Nabaro, 1967; Kuhlman-Wilsdorf, 1970; Munson, 1979; Langer, 1979; Palissy, 1980; Dyson et al., 1983; Hansen et al, 1984). Hirth et al. (1968) font état de plusieurs autres mécanismes pouvant générer de nouvelles dislocations, généralement assez similaire au modèle de Frank et Read (1950) (voir aussi Barber, 1985).

Pendant la recristallisation, il y a par ailleurs une forte diminution de la densité des dislocations, par une réorganisation globale de la structure granulaire. Elle peut passer de plus de 10^{10} cm^{-2} à moins de 10^5 cm^{-2} , pendant le processus de germination des

nouveaux grains. Macroscopiquement, on observe une augmentation du diamètre moyen des grains, par un grossissement de certains et une diminution de la surface totale des joints intergranulaires. De façon générale, les petits grains, à surfaces convexes très courbées, alimentent les gros, à surfaces moins incurvées. La recristallisation dynamique, observée sur du sel, pourrait contribuer à réduire les effets de l'écrouissage (Frost et al., 1982; aussi Barber, 1985).

Les deux phénomènes, restauration et recristallisation, sont favorisés par une hausse de température, et ne seraient que peu actifs sous une température inférieure à $0,3 - 0,6 T_m$, selon l'état de déformation des cristaux (leur degré d'écrouissage), leur taille et leur pureté.

De façon plus particulière, il semble exister une relation entre la température et le temps, qui détermine le niveau de restauration et de recristallisation. À partir de la loi d'Arrhenius, on écrit (Van Vlack, 1980):

$$\ln \frac{t}{1/T_R} = A_4 \quad (5-7)$$

où t est le temps, T_R , la température de recristallisation (K), et A_4 , une constante. De cette équation, on déduit qu'un traitement thermique de 8 heures à 873°K (600°C) serait identique à un traitement de 24 heures à 573°K (300°C), lorsque toute autre facteur demeure inchangé.

5.10 Le fluage stationnaire

Plusieurs mécanismes d'écoulement plastique différé peuvent conduire à une phase stationnaire lors d'essais de fluage. Outre l'écoulement par diffusion, qu'on a déjà associé à un fluage de type visqueux Newtonien, le fluage par le nouvement des dislocations peut, dans certaines conditions de contraintes et de température, mener au fluage secondaire (à taux de déformation constant). Les principales théories à ce sujet supposent qu'en phase stationnaire, il y a équilibre entre l'écrouissage, relié aux obstacles qui gênent le déplacement des dislocations, et la restauration, souvent thermiquement activée. La déformation stationnaire des solides cristallins est ainsi basée sur l'existence d'une structure globale stationnaire, qui résulte de cet équilibre dynamique (Eggeler et al., 1981).

On définit fréquemment comme suit l'équilibre qui existe en phase stationnaire de fluage (Weertman et al., 1970b; Carter et al., 1978):

Soient le taux d'écrouissage,

$$h = \frac{d\sigma}{d\epsilon} \quad (5-8)$$

et le taux de restauration,

$$r = \frac{d\sigma}{dt} \quad (5-9)$$

On a alors, en phase stationnaire de fluage:

$$d\sigma = \left(\frac{d\sigma}{dt} \right) dt + \left(\frac{d\sigma}{d\epsilon} \right) d\epsilon = 0 \quad (5-10)$$

$$\text{d'où} \quad \frac{d\epsilon}{dt} = \frac{r}{h} \quad (5-11)$$

Cette formulation permet de déterminer le taux de fluage secondaire ($\dot{\epsilon}_{ss}$), à partir de mesures d'écrouissage et de restauration.

5.11 Cartes de mécanismes de déformation

Dans le but d'offrir un outil de travail pratique et rationnel à l'ingénieur, certains chercheurs ont proposé une méthode relativement simple de classifier les mécanismes qui dominent le processus de déformation, sous diverses conditions de contrainte et de température. Conformément au mode opératoire défini par Weertman et al. (1970a) et surtout Ashby (1972) (voir figures 5.26 et 5.27; aussi Frost et al., 1982), plusieurs cartes ont été proposées afin de répertorier graphiquement les mécanismes qui interviennent lors du fluage stationnaire du sel (halite). Celle proposée par Munson (1979) constitue l'objet principal des paragraphes qui suivent.

Sur cette carte présentée à la figure 5.28, cinq mécanismes distincts apparaissent, soient: (i) l'écoulement sans défaut, (ii) le glissement des dislocations, (iii) la polygonisation, (iv) le fluage de diffusion et enfin, (v) un mécanisme indéfini. Tous ces mécanismes, sauf le dernier, ont déjà été discutés. On comprend donc par quels modes de déformation ils conduisent à une phase stationnaire de fluage, phase pour laquelle ces cartes sont construites. On remarque de plus sur cette carte, une zone hachurée qui correspond aux conditions potentielles de sollicitations, pour des besoins d'enfouissement de résidus radioactifs.

Soulignons à nouveau la nature adimensionnelle des coordonnées de cette illustration graphique, qui permettrait possiblement, comme c'est le cas pour les métaux avec la même structure cristalline, de générer de nouvelles cartes pour d'autres sels que NaCl, selon ce même schéma général (Ashby, 1972; Verrall et al., 1977; voir aussi le chapitre 18 de Frost et al., 1982, sur les classes isomécaniques).

Sur la carte de Munson (1979), chaque mécanisme est délimité par des frontières plus ou moins bien définies. À partir des équations de fluage qui caractérisent chacun de ces mécanismes, et qui seront présentées à la prochaine section, la frontière entre deux mécanismes est délimitée par la ligne d'égal taux de déformation, ce qui donne lieu à un changement graduel, plus ou moins continu. Sur la frontière même, les mécanismes adjacents collaborent également à la déformation. Malheureusement, il n'existe pas à ce jour suffisamment de données expérimentales qui permettraient de couvrir entièrement toutes les plages de la carte, de sorte que certaines des frontières ont été tracées avec un certain empirisme (Munson et al., 1984). Ainsi, lorsque celle-ci est en pointillé, elle n'est en fait qu'une extrapolation pragmatique, et quelque peu intuitive, de résultats expérimentaux fragmentaires. Les lignes en tirets sont tracées à partir du calcul des équations constitutives, déterminées avec une certaine précision, alors que les rares traits pleins sont le fruit d'évidences expérimentales, qui ne font pas pour autant l'unanimité, comme nous le verrons. Les résultats de nombreux travaux, de diverses provenances, ont été utilisés afin de construire cette carte. Plus de détails sur la construction des cartes sont donnés dans le chapitre 3 de Frost et al. (1982).

Ce qui frappe sans doute le plus lorsque l'on étudie cette carte, c'est l'importance que l'auteur accorde au mécanisme inconnu (indéfini), qui couvre une large part de la zone des conditions probables d'exploitation. Cette particularité de la carte ne cause cependant pas de réel problème à l'ingénieur, puisque l'équation caractéristique de ce mécanisme est connue. Celle-ci serait, selon Munson (1979), une loi de puissance (type $\dot{\epsilon}_s \propto \sigma^n$), similaire à celle qui sera définie pour la polygonisation. La différence entre les deux mécanismes se situera essentiellement au niveau de l'énergie d'activation (Munson et al., 1979).

L'idée à la base de ces cartes repose sur le principe que chaque mécanisme a une équation constitutive caractéristique, et donc, qu'il est possible de déterminer avec précision la formulation du taux de déformation ($\dot{\epsilon}_s$) pour chaque couple contrainte-température (Ashby, 1972; Munson, 1979). Cependant, les travaux ultérieurs ont démontré que pour la plupart des conditions d'intérêt, la loi de comportement devait être formulée à partir de mécanismes multiples, sur un principe additif, et ce, partiellement en raison de l'incertitude qui existe quant à la représentativité des frontières (Munson et al., 1979; Langer, 1982). Cette approche ne fait pas non plus l'unanimité (Hunsche, 1984); il en sera question subséquemment.

Notons que sont tracées, sur la carte de Munson (1979), les lignes d'égal taux de déformation, dont la pente change d'un mécanisme à l'autre (figure 5.28; voir aussi les figures 5.29 et 5.30). La figure 5.28 présente également l'effet du diamètre des grains sur le fluage de

diffusion, qui peut être projetée comme une troisième dimension (figure 5.31).

Il est intéressant de comparer cette carte avec celle d'autres auteurs. Il y a une ressemblance évidente entre celle de Munson (1979) et celle proposée par Verrall et al. (1977), qui l'a inspirée (figure 5.32). Par ailleurs, la carte de Hunsche (1984), reproduite à la figure 5.33, montre deux différences fondamentales avec la carte de référence de Munson (1979) (aussi Kern et al., 1985). On remarque d'abord que la zone de polygonisation est beaucoup plus importante dans cette dernière représentation, que dans celle de Munson (1979). Pour Hunsche, ce mécanisme pourrait jouer un rôle à la température ambiante ($\approx 0.27 T_m$), et ce, à des niveaux de contraintes susceptibles de se produire *in situ*, dans les ouvrages. Notons ensuite que la région délimitée par un mécanisme indéfini sur la carte de Munson (1979), est ici remplacée par une zone de diffusion à basse température et basse contrainte, ce qui rejoint la représentation de Verrall et al. (1977) (figure 5.32), et adoptée par Dusseault et al. (1983) (figure 5.34).

Une autre schématisation (figure 5.35) présente la relation entre le taux de déformation et la contrainte déviatorique, pour les divers mécanismes, de façon similaire à l'approche de Carter et al. (1970) et de Heard (1972) (figures 5.36 et 5.37). Frost et al. (1982) et Langdon (1985) présentent également des cartes alternatives, exprimées dans le plan et l'espace des contraintes, du taux de déformation, de la température ou des dimension de grains.

5.12 Les lois dérivées

Au tableau 5.2, nous retrouvons les expressions mathématiques reliées aux divers mécanismes présentés sur les cartes des mécanismes de déformations, pour la phase de fluage stationnaire.

Comme mentionné précédemment, plusieurs auteurs, dont Wallner (1983) et Munson et al. (1979 et 1984), croient que la loi de fluage du sel, pour les conditions usuelles d'utilisation, doit s'exprimer en fonction de mécanismes multiples et souvent compétitifs (voir discussions de Dorn, 1968, Frost et al., 1982). La loi globale menant au taux de fluage stationnaire équivalent, $(\dot{\epsilon}_e)_s$, peut alors prendre alors la forme suivante:

$$(\dot{\epsilon}_e)_s = \sum_{i=1}^3 (\dot{\epsilon}_s)_i \quad (5-12)$$

où $(\dot{\epsilon}_s)_i$ sont les taux de déformation correspondant aux lois présentées au tableau 5.2, pour les mécanismes suivants:

$i = 1$: polygonisation;

$i = 2$: mécanisme indéfini;

$i = 3$: glissement des dislocations.

Frost et al. (1982) soulignent cependant que la superposition des mécanismes est plus complexe qu'ainsi exprimée, en raison de la non linéarité de l'addition de leur action combinée.

Par contre, Hunsche (1984) croit plutôt à un mécanisme unique, qui agit lors des conditions que l'on retrouve en pratique, soient à des températures entre 20°C et 300°C, et des contraintes variant de 2 à près

de 30 MPa. Ce dernier opte pour une loi de puissance, qui caractérise la polygonisation.

Il faut ici souligner le fait qu'aucun des auteurs qui basent leur formulation de la loi de comportement sur les micro-mécanismes de déformation, ne considère le fluage de diffusion dans leur expression mathématique globale. Si, comme certains chercheurs le pensent, la diffusion peut jouer un rôle lorsque la contrainte déviatorique est faible, ou la vitesse de déformation basse, il serait sans doute indiqué d'ajouter à la loi de comportement une expression, même simplifiée, pour ce mécanisme. On peut ici suggérer une équation du type:

$$\dot{\epsilon}_s = A_5 \left(\frac{\sigma}{G}\right) \times f(T), \quad (5-13)$$

où $f(T)$ est une fonction de la température T et A_5 un facteur structural fonction de la dimension des grains. Malheureusement, le résultat serait d'alourdir encore plus une loi qui peut déjà paraître, dans certains cas, très élaborée et plutôt encombrante pour l'ingénieur, sans probablement en augmenter le potentiel.

Les lois citées au tableau 5.2 reposent sur des modèles cinématiques de comportement relativement rigoureux. Cependant, comme l'ont souligné certains, ces modèles ne sont pas absous, mais servent plutôt à rationnaliser des processus actifs particulièrement complexes (Hirth et al., 1968; Weertman et al., 1970a et 1970b). En fait, c'est par une approche statistique que l'on réussit à faire ressortir la tendance générale du comportement qualitatif (Dorn, 1968). Les lois fondamentales, formulées par les physiciens, servent habituellement à

relier la vitesse moyenne de déplacement des dislocations aux contraintes déviatoriques (Nabarro et al., 1968; Weertman et al., 1968; Kuhlman-Wilsdorf, 1970). Les relations contrainte-déformation ne sont que des extrapolations, utiles à l'ingénieur, de ces lois micro-analytiques. Elles sont d'ailleurs généralement simplifiées et épurées à cette fin (Frost et al., 1982).

Rappelons également la notion de contrainte effective ($\sigma_{\text{eff}} = \sigma_{\text{app}} - \sigma_o$) adoptée par plusieurs auteurs (Weertman et al., 1970b; Wallner, 1983). Evans et al. (1979) croient à ce propos qu'une loi du type $\dot{\epsilon} \propto f(\sinh \sigma_{\text{eff}})$ serait apte à décrire le comportement des matériaux cristallins, et ce pour tous les mécanismes de déformation. Le problème repose alors sur la détermination judicieuse de la contrainte seuil σ_o . Cette approche serait sans doute intéressante à vérifier dans le cas du sel.

Notons aussi que les lois précitées ne font intervenir que la contrainte déviatorique et la température, dans l'expression de $\dot{\epsilon}_s$, négligeant par le fait même l'évolution des variables associées à l'état microstructural, S_i , du matériau (Frost et al., 1982). Cette hypothèse sur la constance de S_i semble toutefois acceptable en phase stationnaire de fluage.

Ajoutons enfin que la normalisation des paramètres des équations constitutives constitue un aspect important au niveau de l'uniformité des résultats, et que l'utilisation de constantes judicieuses, telles G , T_m et autres, apparaît comme un élément essentiel dans la formulation d'une loi constitutive générale (voir chapitre 18 de Frost et al., 1982; aussi Evans et al., 1979).

5.13 Le fluage transitoire

Les cartes des mécanismes de déformations, qui viennent d'être présentées succinctement, sont construites pour l'état stationnaire de fluage. Pourtant, comme il a été démontré, certains mécanismes présentés peuvent (et doivent) inclure une phase transitoire de fluage, correspondant à la période d'écrouissage, où la structure évolue de celle due à la déformation élastique instantanée vers la configuration stationnaire du fluage secondaire, (Weertman et al., 1970a et 1970b; Frost et al., 1982). Il est sans doute utile de revenir brièvement sur cette phase de fluage, qui peut être incorporée dans la loi globale de comportement.

Comme dans le cas du fluage secondaire, plusieurs mécanismes ont été proposés afin d'expliquer physiquement ce qui se produit en phase transitoire. Mentionnons les théories de saturation ("exhaustion"), d'écrouissage ("work-hardening") et de glissement dévié ("cross slip"), qui se résument toutes essentiellement à une réduction graduelle des possibilités offertes au déplacement des dislocations, par la présence ou la création d'obstacles de toutes sortes. Ces théories conduisent à diverses lois, généralement semi-empiriques, souvent similaires aux lois phénoménologiques présentées aux précédents chapitres. Mentionnons par exemple les lois suivantes:

- i) Loi de puissance logarithmique, ou de saturation (Mott et al., 1948; Lad et al., 1955):

$$\dot{\epsilon} \propto (\ln Bt)^n, \quad (5-14)$$

où B et n sont des constantes.

ii) Loi parabolique (Andrade, 1910; Cottrell, 1952):

$$\dot{\epsilon} \propto B t^n, \quad (5-15)$$

iii) Loi logarithmique:

$$\dot{\epsilon} \propto \ln(t), \quad (5-16)$$

iv) Loi exponentielle ("strain - hardening"):

$$\dot{\epsilon} \propto A_6 e^{-B(\sigma-h\epsilon)}, \quad (5-17)$$

où A_6 , B et h sont des constantes.

v) Loi de l'interaction des dislocations:

$$\dot{\epsilon} \propto A_7 \ln(1+Bt), \quad (5-18)$$

où A_7 et B sont des constantes.

Plus de détails sur ces formulations sont données dans les références suivantes: Garofalo (1965), McClintock et al. (1966), Nabarro (1967), Weertman et al. (1970a et 1970b), Cruden (1971a et 1971b).

Il apparaît toutefois qu'aucune des théories proposées ne soit véritablement adéquate, la phase transitoire de fluage semblant mal comprise pour le sel (Munson et al., 1979; Wallner, 1984). La tendance actuelle est en fait basée sur le principe (vérifié expérimentalement) que les fluages primaire et secondaire découlent essentiellement des mêmes mécanismes de mouvement des dislocations, puisqu'il semble que la densité des dislocations mobiles n'affecte pas la relation taux de déformation-contrainte (Li, 1968; aussi Garofalo, 1965; Poirier, 1972; Carter et al., 1978; Evans et al., 1979; Herrmann et al., 1980 et 1983). On exprime alors le fluage primaire en fonction des expressions précédemment établies pour le fluage secondaire (voir Webster et al., 1969; Frost et al., 1982); Munson et al. (1979) ont ainsi proposé la formule suivante:

$$\dot{\epsilon}_t = F \dot{\epsilon}_s \quad (5-19)$$

$$\text{avec } F = e^{A(1 - \epsilon_p / \epsilon_{ta})}, \text{ si } \epsilon_p \leq \epsilon_{ta} \quad (5-20)$$

$$\text{et } F = 1, \text{ si } \epsilon_p > \epsilon_{ta} \quad (5-21)$$

Dans les équations précédentes, ϵ_p est la déformation de fluage transitoire, ϵ_{ta} , la déformation de fluage transitoire totale et A, une constante variant de 3.2 à 20°C à 0.7 à 100°C. La déformation totale de fluage transitoire peut être évaluée à l'aide de l'équation qui suit:

$$\epsilon_{ta} = K \left(\frac{\sigma}{G}\right)^m \quad (5-22)$$

où K et m sont des constantes, m étant approximativement 3.0. Ce modèle de fluage primaire respecte la cinétique des réactions de premier ordre, conformément aux principes de base qui régissent le mouvement des dislocations (Dawson et al., 1983).

Dans un autre ordre d'idées, on considère souvent la phase de fluage primaire comme une élasticité retardée. Handin et al. (1979) ont cependant démontré qu'une partie du fluage primaire n'était pas récupérable, donc plastique, ce qui est en accord avec la théorie du mouvement des dislocations (aussi Finnie et al., 1959).

5.14 L'écoulement plastique du sel polycristallin

Nous avons jusqu'ici discuté des mécanismes de déformation plastique qui interviennent dans le cristal, (ou le grain). En pratique, l'ingénieur doit cependant considérer le sel comme un agrégat de grains d'orientations aléatoires, ce qui complique la compréhension

des processus physiques de déformation en terme des micromécanismes (Orowan, 1967; Stein, 1968; Carter et al., 1970; Dreyer, 1972; Hardy, 1982; Bunge, 1985).

La frontière intergranulaire apparaît comme une région de transition entre les cristaux d'orientations diverses, qui se joignent de manière à ce qu'il y ait continuité de la matière (Garofalo, 1965; Hirth et al., 1968). En terme de continuum, McClintock et al. (1966) réfèrent à une zone de désordre maximum de la structure, où l'on retrouve une distribution atomique moins dense et un lien ionique plus faible (aussi Stokes, 1966). La frontière est un défaut structural qui agit comme un obstacle au mouvement des dislocations (Stoloff et al., 1963; McClintock et al., 1966; Armstrong, 1968). Bien qu'elles peuvent avoir des surfaces courbes, les frontières semblent le plus souvent planes afin de minimiser l'énergie de surface (voir chap. 19 de Hirth et al., 1968, consacré à ce sujet).

Par ailleurs, il a été spécifié qu'il existe, de façon générale, six systèmes de glissement distincts, associés aux familles des plans (110) et des directions <110>, qui est le système majeur du sel à température ambiante. De ces six systèmes, seulement deux sont réellement indépendants (Stokes, 1966; Hirth et al., 1968; Hardy, 1982). Un système de glissement est indépendant des autres lorsque son activation produit une variation de forme du cristal qui ne peut être reproduite par aucune autre combinaison de glissements sur ces autres systèmes. Groves et al. (1963) proposent une méthode pour vérifier la dépendance des systèmes de glissement à l'intérieur des cristaux.

Selon la théorie classique de la plasticité (théorie de von Mises; voir Hirth et al., 1968; Barber, 1985), cinq systèmes de glissement indépendants sont requis (nécessaires et suffisants) afin qu'un matériau polycristallin soumis à une contrainte déviatorique quelconque se déforme de façon plastique continue, sans variation de volume. Dans le sel, cinq systèmes de glissement indépendants devraient donc être disponibles pour qu'il y ait déformation plastique parfaite, et que les grains puissent se déformer indépendamment de leur orientation. Comme ces cinq systèmes ne seront généralement pas disponibles (selon l'état de contrainte et de température), il peut y avoir glissement intergranulaire, fracturation et création de vides microstructuraux, d'où fragilité apparente du comportement (figure 5.38; aussi Stokes et al., 1966; Herrmann et al., 1980). Groves et al. (1963) soulignent toutefois que, même pour les conditions où cinq systèmes de glissement indépendants ne seraient pas aisément activés, il peut y avoir une certaine ductilité selon le champ de contrainte appliqué et l'état de fracturation du matériau.

Lorsque le matériau se déforme plastiquement, les traces de plans de glissement à la surface des cristaux déformés peuvent être observées. Ce sont des bandes résultant de l'aboutissement des dislocations à la surface des grains (van Vlack, 1980; Palissy, 1980).

Lorsque la température est plus élevée, d'autres systèmes de glissement sont activés plus facilement (familles de plans {001} et {111}, dans les directions $\langle 110 \rangle$), de sorte qu'on obtient les cinq systèmes indépendants nécessaires à la plasticité générale, d'où une

ductilité accrue (Groves et al., 1963; Stokes, 1966; Hirth et al., 1968). Une augmentation de la température peut aussi favoriser le glissement dévié des dislocations (Groves et al., 1963).

Il est intéressant de rappeler qu'une augmentation de la contrainte moyenne, σ_m (à déviateur constant), semble avoir certains effets similaires à une hausse de température sur la relation contrainte-déformation du sel polycristallin (voir chapitre 2 et 3; aussi Aladag et al., 1970). On observe ainsi que lorsque l'on accroît la contrainte de confinement, on réduit la fragilité du matériau et on augmente sa ductilité (Barber, 1985). On peut se demander si le fait de solliciter le sel à forte contrainte de confinement ne permettrait pas d'activer les autres systèmes de glissement, de façon à tendre vers la plasticité parfaite? De même, quel peut-être l'effet d'une pression importante sur le glissement dévié ou sur la diffusion des dislocations à travers les frontières intergranulaires? Ces interrogations sont actuellement sans réponses probantes.

On sait par ailleurs qu'une température élevée facilite la polygonisation, qui est un processus de restauration permettant de soulager les concentrations de contraintes qui peuvent se développer dans la structure granulaire. Alors, est-ce que par similarité, une forte contrainte moyenne ne permettrait pas d'étendre ces phénomènes à température ambiante (voir Groves et al., 1963; Fontaine et al., 1969; Aladag et al., 1970)? L'introduction de σ_m aux cartes de mécanismes de déformation est discutée à la section 17.4 de Frost et Ashby (1982); ce point particulier du comportement du sel nécessitera sans aucun doute des études expérimentales plus élaborées.

D'autre part, le glissement intergranulaire permet aux grains de s'ajuster aux contraintes déviatoriques, lorsque l'accommodation ne peut se faire entièrement à l'intérieur des grains (Stokes, 1966). Pour plusieurs auteurs, la déformation entre les grains serait de type visqueuse Newtonienne, c'est-à-dire qu'il y a dépendance linéaire entre le taux de déformation et la contrainte appliquée, comme c'est le cas pour le fluage de diffusion (Garofalo, 1965; Langer, 1984; Langdon, 1985). Cependant, Lüthy et al. (1979), qui ont approfondi le phénomène du glissement intergranulaire ("grain boundary sliding"; GBS) et ont tenté d'introduire ce mécanisme sur les cartes de déformations, pour les métaux C.F.C. (voir figure 5.39) et ont proposé la loi de fluage suivante:

$$\dot{\epsilon}_{GBS} = A \cdot \frac{Gb}{KT} \left[\frac{b}{d} \right]^m \left[\frac{\sigma}{G} \right]^2 f(T) \quad (5-23)$$

où $\dot{\epsilon}_{GBS}$ est le taux de déformation par glissement intergranulaire et A, m et K, des constantes.

On note, sur cette équation, que la dépendance entre le taux de déformation et le diamètre des grains est le même que pour l'écoulement par diffusion (N-H ou C). Le mécanisme GBS serait dominant lorsque la contrainte est plus élevée que celle qui génère l'écoulement par diffusion, mais moindre que celle associée à la polygonisation et ce, à toutes températures. Pour le sel, cette plage d'action pourrait être particulièrement importante, pour les conditions de sollicitations déjà définies (figure 5.28).

Le fluage intergranulaire est fonction de plusieurs facteurs. En général, le lien est plus résistant lorsque la taille des grains diminue (Van Vlack, 1980), que l'enchevêtrement du réseau augmente (Dreyer, 1972; Serata, 1978b), que la teneur en impuretés ou en éléments secondaires est accrue (Stoloff et al., 1963; Serata, 1978b), que la contrainte moyenne est augmentée (Dragon et al., 1978) ou que l'humidité est faible (Langer, 1979).

Usuellement, les liens intergranulaires n'affaiblissent pas les matériaux polycristallins (Palissy, 1980). Ainsi, la limite d'écoulement intergranulaire serait, selon McClintock et al. (1966), plus élevée que celle d'un monocristal, principalement à cause des impuretés et de l'enchevêtrement à basse température (voir aussi Van Vlack, 1980, Palissy, 1980). En ce sens, les résultats de Handin et al. (1979) indiquent une dépendance plus forte de la déformation envers le déviateur de contraintes pour les monocristaux que pour le sel polycristallin (n passe de 5.5 à 4.2, dans $\epsilon = (\sigma^n)$); l'énergie d'activation semble aussi décroître parallèlement. D'autres chercheurs, tel Hardy (1982), ont observé que le sel polycristallin était plus sujet à l'écrouissage. Cela pourrait être relié à l'incompatibilité de la déformation des grains adjacents (Stokes, 1966).

Le sel polycristallin apparaît plus fragile que les monocristaux (Ghandi et al., 1979). Ceci rejoint les conclusions de Armstrong (1968), qui affirme que, puisque les frontières intergranulaires limitent le mouvement des dislocations, elles contribuent à écrouir le matériau et ce, en dépit du fait qu'elles facilitent le processus de diffusions (à faible taux de déformation) et les instabilités microstructurales.

Cette contribution des frontières intergranulaires à la résistance à l'écoulement plastique semble cependant s'effacer à mesure que la température augmente. À haute température, ces frontières deviennent plutôt des zones de faiblesse, en raison des mouvements par diffusion atomique (Van Vlack, 1980).

Le sel polycristallin peut donc avoir un comportement global différent de celui des monocristaux et ce, même si les mécanismes intragranulaires qui agissent sont les mêmes (Dorn, 1968; Hardy, 1982; Langer, 1983). Le comportement d'un matériau polycristallin est, en ce sens, plus complexe que celui du cristal, à cause des effets reliés aux frontières intergranulaires. Il est alors difficile d'étendre directement au cas d'un matériau polycristallin, les conclusions tirées du comportement des monocristaux (Stein, 1968). L'orientation aléatoire des grains fait que la déformation plastique dans les matériaux granulaires n'est pas distribuée de façon homogène (Hirth et al., 1968; Weertman et al., 1970b). Toutefois, d'une façon générale, on considère que la courbe contrainte déformation des polycristaux représente une moyenne du comportement individuel des grains (Weertman et al., 1970b; Bunge, 1985).

Dans un autre ordre d'idées, certains chercheurs ont tenté d'extrapoler les conclusions préliminaires issues des études sur les émissions acoustiques, (AE), reliées à la déformation plastique des monocristaux, au cas du sel polycristallin. Cependant, certaines difficultés supplémentaires ont ici été soulevées. Ainsi, s'il est possible de croire que l'origine des émissions micro-acoustiques dans les monocristaux provient du mouvement des dislocations, ces émissions

peuvent provenir de multiples sources dans le sel granulaire. Par exemple, il semble possible (et même probable) que les mouvements intergranulaires, l'initiation et la propagation des microfissures et même la fracturation mégascopique, provoquent une certaine activité micro-sismique, difficile à dissocier de l'activité correspondant aux phénomènes observés sur les monocristaux (Hardy, 1982).

Il n'est donc pas surprenant qu'on ait eu un succès moindre avec cette technique pour déceler la limite élastique du sel polycristallin, qui ne semble de toute façon pas très bien définie. Cependant, Hardy (1982) a observé une relation entre le taux d'émissions acoustiques et la contrainte appliquée (figure 5.40), ou le taux de déformation (figure 5.41), pendant des essais de fluage. On constate que le taux d'émissions acoustiques (AER) est très faible lorsque la contrainte axiale est inférieure à 400 psi (≈ 2.75 MPa) en compression uniaxiale, et que celui-ci est moins important pendant la phase de recouvrance que pendant le fluage. Ces interactions ne sont malheureusement pas expliquées, à ce jour.

D'autres auteurs ont tenté d'utiliser les AE afin d'étudier le comportement *in situ* des cavités excavées dans le sel (Albright et al., 1984; Gehle et al., 1984). Cependant, la nature ponctuelle et localisée des émissions rend l'analyse des résultats problématique. Dürr et al. (1984) ont néanmoins cru déceler une certaine relation entre la déformation stationnaire des piliers de mine et la fréquence du signal AE. Ils y voient une méthode complémentaire pour instrumenter les structures souterraines dans le sel (nous en rediscuterons au chapitre 8).

5.15 Conclusions

L'approche micro-analytique présentée dans ce chapitre permet une meilleure compréhension des mécanismes qui régissent le comportement rhéologique du sel. Bien qu'invoquée par plusieurs auteurs (citons Höfer et al., 1971; Varo et al., 1977; Baar, 1977; Butcher, 1980), cette approche n'est cependant pas, à l'heure actuelle, la réponse ultime à toutes les questions reliées à la rhéologie du sel, en raison de l'incertitude et de l'imprécision associées à son domaine d'application (Frost et al., 1982). Pour l'ingénieur, qui doit formuler un modèle de comportement général, les lois basées sur les mécanismes de déformations peuvent paraître d'une lourdeur excessive, avec des paramètres qu'il est difficile de déterminer à partir d'essais usuels. C'est sans doute pour cette raison que plusieurs auteurs complètent leur analyse par des modèles rhéologiques mécaniques (dont il est question au prochain chapitre) et/ou par une analyse phénoménologique, dont les lois empiriques s'ajustent aisément aux courbes expérimentales, mais qui rendent hazardeuses toute extrapolation pour des conditions aux limites différentes de celles propres aux essais en laboratoire (voir discussion de Garofalo, 1965; Morlier, 1966; Hunsche, 1984; Langer, 1982 et 1984).

Néanmoins, l'étude des micromécanismes rationalise l'importance accordée à l'historique et au cheminement des contraintes et des déformations, en regard du comportement rhéologique du sel.

CHAPITRE 6

MODÉLISATIONS PAR ANALOGIE MÉCANIQUE6.1 - Introduction

En rhéologie, les substances matérielles sont généralement classifiées selon leur mode de déformation. Afin de faciliter l'identification de ces modes, on fait appel à des analogies qui sont, dans la grande majorité des cas, d'origine mécanique. En d'autres mots, un parallèle est établi entre la réaction des substances aux contraintes et celle d'éléments mécaniques aux forces. Ces éléments mécaniques, assemblés en série et/ou en parallèle, constituent les modèles rhéologiques des substances.

L'identification des modes de déformations découle du fait qu'il existe, au départ, trois substances fondamentales que l'on peut décrire comme suit (Reiner, 1960; Lama et al., 1978; Gill, 1983):

- i) Le solide parfaitement élastique (solide de Hooke) - Cette substance se déforme instantanément, sous l'effet de la charge appliquée, et ce, proportionnellement aux contraintes qui y sont générées. Les déformations sont de plus entièrement récupérables. L'analogie mécanique est le ressort; les équations rhéologiques sont:

$$s_{ij} = 2G e_{ij} \quad (6.1)$$

$$\text{et } \sigma_m = 3K \epsilon_m \quad (6.2)$$

où s_{ij} est le déviateur de contrainte, e_{ij} , le déviateur de déformation, G , le module de rigidité, σ_m , la contrainte moyenne,

ϵ_m , la déformation moyenne et K, le module de compressibilité hydrostatique. La figure 6.1 présente le rhéogramme de cette substance; la constante du ressort, k, devient 2G ou 3K suivant qu'on modélise les variations de forme à volume constant ou les variations de volume à forme constante.

- ii) Le liquide parfaitement visqueux (substance de Newton) - Cette substance se déforme dans le temps, de façon irréversible, à un taux proportionnel à la contrainte. L'analogie mécanique est le piston-amortisseur. Les équations rhéologiques sont:

$$s_{ij} = 2 \eta \dot{e}_{ij} \quad (6.3)$$

$$\text{et } \sigma_m = 3 \eta_v \epsilon_m \quad (6.4)$$

où les paramètres η et η_v sont des coefficients de viscosités caractérisant respectivement les variations de forme à volume constant et les variations de volume à forme constante. La constante du piston amortisseur, N, montré à la figure 6.2 avec le rhéogramme, devient donc 2η ou $3\eta_v$ selon le cas.

- iii) Le solide parfaitement plastique (substance de St-Venant) - Cette substance se déforme seulement au-delà d'une certaine contrainte seuil, de façon à ce qu'il soit impossible d'augmenter la contrainte au-delà du seuil. La déformation est irréversible. L'analogie mécanique est le bloc ou le patin. Les équations rhéologiques sont, dans le cas des variations de formes à volume constant:

$$\text{si } s_{ij} < s_0 \quad (6.5)$$

$$e_{ij} = 0$$

et si $s_{ij} = s_o$ (6.6)

$e_{ij} \neq 0$

où s_o représente la contrainte seuil. Dans le cas des variations de volume à forme constante, on a, similairement:

si $\sigma_m < \sigma_{mo}$ (6.7)

$\epsilon_m = 0$

et si $\sigma_m = \sigma_{mo}$ (6.8)

$\epsilon_m = 0$

où σ_{mo} est la contrainte seuil. L'analogie s'établit en considérant que les contraintes seuils s_o et σ_{mo} sont les frottements statique, (σ_o), générés par le bloc ou le patin montré à la figure 6.3.

À partir des substances fondamentales qui précèdent, et de quelques autres moins utilisées (mentionnons: le patin au frottement proportionnel au déplacement pour l'écrouissage, les butées directionnelles et le régulateur du taux de déformation), il est possible de construire des substances matérielles complexes, par un accouplement judicieux de ces éléments de base. Cela peut ainsi permettre d'élaborer une loi de comportement qui n'est pas reliée à des conditions particulières d'essai, dans la mesure où les contraintes et les déformations sont exprimées en termes appropriées, soient: τ_{oct} et γ_{oct} pour les variations de forme, et σ_m et ϵ_m pour les variations de volume (Serata et al., 1980a; Gioda, 1981).

Parmi les substances matérielles modélisées les plus connues, on peut rappeler les substances illustrées à la figure 6.4 et dont les équations de variation de forme à volume constant suivent:

- Maxwell:

- relations contrainte-déformation:

$$\dot{\gamma}_{oct} = \frac{\dot{\tau}_{oct}}{2G} + \frac{\tau_{oct}}{2\eta} \quad (6.9)$$

- équation de fluage:

$$\gamma_{oct} = \frac{\tau_{oct}}{2} \left(\frac{1}{G} + \frac{t}{\eta} \right) \quad (6.10)$$

- Kelvin:

- relation contrainte-déformation:

$$\tau_{oct} = 2G \gamma_{oct} + 2\eta \dot{\gamma}_{oct} \quad (6.11)$$

- équation de fluage:

$$\gamma_{oct} = \frac{\tau_{oct}}{2G} \left\{ 1 - e^{-(G/\eta)t} \right\} \quad (6.12)$$

- Zener:

- relation contrainte-déformation: $\tau_{oct} = 2\eta_1 G_2 \dot{\gamma}_{oct} + 2G_1 G_2 \gamma_{oct}$ $\quad (6.13)$

$$2\eta_1 G_2 \dot{\gamma}_{oct} + 2G_1 G_2 \gamma_{oct} = \eta_1 \dot{\tau}_{oct} + (G_1 + G_2) \tau_{oct}$$

- équation de fluage:

$$\gamma_{oct} = \frac{\tau_{oct}}{2G_1} \left(1 - e^{-(G_1/\eta_1)t} \right) + \frac{\tau_{oct}}{2G_2} \quad (6.14)$$

- Burgers:

- relation contrainte-déformation: $\tau_{oct} = 2\eta_1 \ddot{\gamma}_{oct} + 2G_1 \dot{\gamma}_{oct}$ $\quad (6.15)$

$$2\eta_1 \ddot{\gamma}_{oct} + 2G_1 \dot{\gamma}_{oct} = \frac{\eta_1}{G_2} \ddot{\tau}_{oct} + \left(\frac{G_1}{G_2} + \frac{\eta_1}{\eta_2} + 1 \right) \dot{\tau}_{oct} + \frac{G_1}{\eta_2} \tau_{oct}$$

- équation de fluage:

$$\gamma_{oct} = \frac{\tau_{oct}}{2G_2} + \frac{\tau_{oct}}{2\eta_2} t + \frac{\tau_{oct}}{2G_1} \left\{ 1 - e^{-(G_1/\eta_1)t} \right\} \quad (6.16)$$

À partir de ces équations et des rhéogrammes correspondants, il est facile de déterminer la valeur des paramètres rhéologiques (voir Reiner, 1960, Gnirk et al., 1964; Langer, 1979; Gill, 1983).

La figure 6.5 montre plusieurs autres combinaisons typiques des substances fondamentales. Il serait possible d'élaborer pour chacune la relation contrainte-déformation ainsi que l'expression de la déformation dans le temps pour une expérience de fluage.

Les substances qui ne comportent pas de seuil, sont appelées viscoélastiques. Lorsqu'elles en comportent un, elles sont appellées élastoviscoplastiques ou viscoplastiques. Les sections qui suivent portent sur les modèles rhéologiques utilisés pour le sel.

6.2 - Modèles viscoélastiques

Comme pour la plupart des roches, le comportement du sel peut être décrit mathématiquement à partir d'un modèle rhéologique adéquat (Morlier, 1966; Orowan, 1967; Asszoni et al., 1979). La modélisation du sel est en outre facilitée par un comportement généralement considérée comme uniforme (Serata et al., 1980a). De tous les modèles proposés, nous présentons au tableau 6.1, les modèles viscoélastiques, recensés dans la littérature et utilisés pour représenter le comportement rhéologique des matériaux, et plus particulièrement la roche et le sel.

Il faut ici noter que ces modèles mécaniques sont proposés pour des essais de fluage, alors que la contrainte est maintenue constante dans le temps. Comme le comportement du sel est non linéaire, il est évident que les valeurs des paramètres mesurés pendant de tels essais ne

peuvent pas être extrapolées directement à d'autres conditions de chargement (Peleg, 1968; Hardy, 1982).

Ajoutons que l'on observe une grande variabilité des paramètres associés à ces modèles mécaniques, pour des essais sur un même sel, et, à plus fortes raisons, sur des sels différents (Hardy, 1982).

6.3 - Modèles viscoplastiques et contrainte seuil

Les modèles viscoplastiques (ou élasto-viscoplastiques) sont des modèles dans lesquels sont incorporés un ou plusieurs seuils, représentés par des patins ou des blocs de frottement. Le comportement du matériau devient alors différent lorsque la contrainte de cisaillement octaédrique est supérieure ou non au seuil. Le tableau 6.2, ainsi que les figures 6.6 à 6.9 (auxquels correspondent les tableaux 6.3 et 6.4), présentent certains des modèles que l'on retrouve dans la littérature. Cette liste n'est certes pas exhaustive, mais tente de reproduire l'essentiel des modèles rhéologiques mécaniques, avec seuils, proposés pour le sel.

Il est bon de souligner l'effort particulier de Serata et de ses collaborateurs, qui ont proposé au fil des ans, un modèle rhéologique qui a évolué avec l'apport de nouvelles données expérimentales, relatives à des essais en laboratoire et *in situ*. Les modèles de Serata apparaissent d'ailleurs parmi les seuls (avec ceux de Winkel et al., 1972 et de Hardy, 1982) qui font intervenir les deux aspects de la rhéologie de premier ordre, c'est-à-dire la variation de volume à forme constante et la variation de forme à volume constant.

Dans les tableaux 6.3 et 6.4, certaines des valeurs types des paramètres rhéologiques des modèles de Serata sont présentées, pour du sel et pour quelques autres roches (son modèle serait valable pour tous les types de roche).

Il faut insister sur le fait que plusieurs auteurs, ayant étudié le comportement du sel en laboratoire, ont identifié la présence d'un seuil à l'écoulement plastique associé au fluage stationnaire, comme c'est le cas pour certains alliages métalliques (Taub, 1982; Dyson et al., 1983). Par exemple, Morlier (1966) a estimé que pour une contrainte de compression uniaxiale inférieure à 25% de Co, le sel ne montrait pas de fluage secondaire, mais qu'au-delà de ce seuil, le taux de fluage demeurait constant dans le temps.

La quantification de la valeur du seuil est une question qui a soulevée (et qui soulève encore) certaines interrogations. Essentiellement, deux écoles de pensée s'affrontent ici. La première, dont Serata (1964 et 1968) apparaît être à l'origine, affirme que le seuil de plasticité du sel (exprimé en τ_{oct}) est généralement supérieur à 500 psi (3.5 MPa). Par contre, un autre groupe, inspiré par Baar (1970 et 1977) croit plutôt que le seuil de plasticité, s'il existe, doit être très faible (on parle de moins de 1 MPa; voir aussi Odé, 1968).

Le tableau 6.5 présente quelques-unes des valeurs de contrainte seuil qui peuvent être retracées dans la littérature sur le sel. Comme le démontrent les données présentées sur ce tableau, la façon d'exprimer la (ou les) contrainte(s) seuil semble avoir évolué parallèlement à la

compréhension du comportement rhéologique du sel. On s'accorde généralement, de nos jours, pour affirmer que le seuil de plasticité ne peut s'exprimer simplement par une valeur numérique, mais qu'il doit en réalité être exprimé en fonction de divers facteurs, parmi lesquels la contrainte moyenne et la température sont habituellement considérées (voir discussion de Dorn, 1968, et Stein, 1968 sur les effets de la température). Il est donc nécessaire de traiter le seuil comme un critère d'écoulement variable, plutôt que comme une limite élastique, qui ne serait fonction que du déviateur de contraintes (voir figures 6.10 à 6.13).

L'historique des déformations peut aussi affecter le critère d'écoulement plastique, tel que montré à la figure 6.14 pour la compression biaxiale. Ainsi, pour un matériau avec écrouissage, la surface d'écoulement, représentée dans le plan Q-P (ou τ_{oct} - σ_m), serait normalement gonflée à mesure que la déformation plastique augmente, selon le cheminement de contraintes. Par contre, dans d'autres cas, la roche peut être ramollie par la déformation ("strain softening"), d'où une surface d'écoulement qui se résorbe (figure 6.12 et 6.14; voir aussi Dragon et al., 1979; Butcher, 1980). Certains ont de plus montré expérimentalement qu'une période de fluage de courte durée permettait de rehausser le seuil de plasticité du sel sollicité en compression uniaxiale; cet écrouissage est typique des résultats obtenus sur le sel en laboratoire (voir par exemple Dreyer, 1972; Serata, 1978; Guessous, 1984).

La valeur du seuil de plasticité semble également sensible à d'autres facteurs, d'ordre microstructuraux, tels la compositions et la teneur en impuretés (Stoloff et al., 1963; Stein, 1968) et le diamètre des grains (Stokes, 1966; Hirth et al., 1968; Armstrong, 1968b; Weertman et al., 1970b; Hardy, 1985).

Soulignons enfin que, comme c'est le cas pour le seuil d'écoulement plastique, plusieurs autres paramètres (éléments) des modèles rhéologiques mécaniques peuvent être fonction de l'historique des contraintes et des déformations (figure 6.13), de même que des conditions environnementales (température, humidité, etc.) qui caractérisent l'essai auquel le sel est soumis (Williams et al., 1979; Duddeck et al., 1982).

L'existence possible d'un seuil à l'écoulement plastique du sel nous ramène à la notion de la contrainte effective, déjà présentée, qui est la contrainte appliquée déphasée de la contrainte seuil (Li, 1968; Evans et al., 1979). Comme les analogies mécaniques semblent indiquer l'existence d'un seuil, il serait sans doute intéressant d'en étudier plus formellement l'introduction dans une équation de comportement non linéaire, pour le sel.

CHAPITRE 7

RUPTURE7.1 - Introduction

Nous avons jusqu'ici discuté du comportement mécanique général du sel sans toutefois aborder, de façon plus spécifique, les processus conduisant à la ruine des éprouvettes, ou des éléments structuraux. Dans ce chapitre, le phénomène de la rupture est traité succinctement, en relation avec les informations des chapitres précédents.

Le comportement à court-terme qui conduit, de façon générale, à une rupture de type fragile, est d'abord envisagé sous le jour de la relation contrainte-déformation. Les effets particuliers des divers facteurs d'influence, tels la vitesse de chargement et la contrainte moyenne, sont rappelés, et un critère de rupture à court-terme est présenté.

La rupture différée, pendant un essai de fluage, est ensuite étudiée sous le jour du fluage tertiaire. Divers mécanismes pouvant conduire à cette phase de fluage accélérée sont exposés, et quelques formulations de critères de rupture différée sont citées.

7.2 - Rupture à court-terme

Le comportement du sel à court-terme, comme celui de la majorité des roches (Paterson, 1978; Jaeger et al., 1979; Goodman, 1980; Farmer, 1983; Bieniawski, 1967 et 1984), est particulièrement influencé par la

valeur de la contrainte moyenne σ_m , à déviateur constant. En particulier, les résistances à l'écoulement plastique et à la rupture y sont directement reliées (figures 7.1 et 7.2).

La rupture est du type fragile (pratiquement sans déformations plastiques) lorsque la contrainte de confinement est nulle, ou très faible, comme c'est le cas dans un essai de traction axiale, à température ambiante (Stokes, 1966; Serata, 1968 et 1978b). Ce type de rupture est souvent relié à une instabilité intergranulaire du matériau, qui n'est pas sans rappeler la théorie de propagation instable des fissures de Griffith (1924) (voir aussi Stokes, 1966; Weertman et al., 1970b; Singh et al., 1971; Paterson, 1978; Jaeger et al., 1979; Serata et al., 1980a; Hardy, 1982). La résistance à la rupture croît avec la contrainte moyenne (à déviateur constant; Serata et al., 1968; Wawersik et al., 1976; Krenk, 1978; Hardy, 1982; Langer, 1982). Comme on l'a déjà mentionné, le comportement du sel devient rapidement ductile à mesure que l'on augmente la contrainte de confinement.

Plusieurs critères de rupture ont été proposés pour le comportement du sel à court-terme; ceux-ci sont fréquemment inspirés de travaux similaires sur des roches dures et fragiles (Jaeger et al.; 1979, Hoek et al., 1980). La figure 7.3 illustre le critère utilisé par Butcher (1980). Ce critère peut s'écrire de la façon suivante:

- si $\sigma_m > |a_3|$, on a:

$$f_1(\sigma_e, \sigma_m) = 0 = \sigma_e - (a_1 + a_2) + a_1 \left(1 - \frac{\sigma_m}{a_3}\right)^2 \quad (7.1)$$

- si $\sigma_m \leq |a_3|$, on a:

$$f_1(\sigma_e, \sigma_m) = 0 = \sigma_e - (a_1 + a_2) \quad (7.2)$$

où a_1 , a_2 et a_3 sont des constantes, et σ_e , la contrainte équivalente de von Mises, égale à $(\sigma_1 - \sigma_3)$ en compression triaxiale.

À titre d'exemple, Butcher (1980) a déterminé que pour un sel du Nouveau-Mexique, les constantes prennent les valeurs approximatives suivantes: $a_1 = -61.7$ MPa, $a_2 = -3.3$ MPa, et $a_3 = -44.0$ MPa. Une forme simplifiée de ce critère a également été adoptée par Wallner (1983).

Comme la résistance à la rupture est fonction de la vitesse d'application de la charge ou du taux de déformation (figure 7.4; voir aussi Adachi et al., 1969; Langer, 1982 et 1984), Butcher (1980) a élaboré une procédure dont l'application permet l'abstraction du temps. Selon ces résultats, les effets de la contrainte moyenne s'estompent au-delà d'une certaine valeur, qui serait d'environ 44.0 MPa pour le sel utilisé. La grandeur de la résistance devient alors constante.

La plupart des autres critères de rupture proposés prennent généralement une forme inspirée du critère de Drucker-Prager, en fonction des trois contraintes principales, soit:

$$F = \alpha I_1 + \sqrt{J_2} - k = 0 \quad (7.3)$$

$$\text{ou} \quad F = 3 \alpha \sigma_m + \sqrt{\frac{3}{2} r_{oct}} - k = 0 \quad (7.4)$$

où I_1 est le premier invariant de contraintes, J_2 , le deuxième invariant des déviateurs de contraintes, α et k des constantes. Pour Albrecht et al. (1980), $\alpha = 0.112$ et $k = 1.52 - 0.0046 T$, où T est la température en degré K. Le critère de Drucker-Prager est toutefois limitatif puisqu'il néglige la non linéarité de l'effet de la contrainte moyenne

sur la courbe enveloppe de résistance, exprimée dans le plan $\tau_{oct} - \sigma_m$, reconnue par plusieurs (Butcher, 1980; Wallner, 1983; Langer, 1983; Mraz et al., 1983).

Mentionnons également le critère de rupture utilisé par Preece et al. (1983), qui tient compte du niveau de la déformation et de la contrainte moyenne:

$$\varphi = 0 = A_1 (e_{ij} - A_2 - f(\sigma_m)) \quad (7.5)$$

avec $f(\sigma_m) = b$, pour $\sigma_m \geq 6$ MPa

et $f(\sigma_m) = A_3 \sigma_m$, pour $\sigma_m < 6$ MPa

où A_1 , A_2 , A_3 et b sont des constantes.

Rappelons enfin les travaux de Passaris (1982) qui a étudié le comportement du sel soumis à des chargements cycliques à basse fréquence. Les résultats de cette recherche, présentés au chapitre 2 du présent texte, montrent que le sel est affaibli par ces essais cycliques de compression uniaxiale, et ce conformément au comportement général des roches (Lama et al., 1978; Jaeger et al., 1979). Passaris note de plus qu'une période d'attente entre chaque cycle augmente la limite d'endurance du sel. De même, si le déchargement n'est pas complet pendant les cycles successifs, la limite d'endurance est abaissée.

7.3 - Rupture différée

Pendant un essai de fluage, l'intensité de la contrainte déviatorique qui conduit à la ruine de l'éprouvette peut être passablement plus faible que celle qui produit la rupture à court-terme. Ce phénomène est appelé fatigue statique; le temps devient ici le

facteur prépondérant qui contrôlera la rupture du matériau (tel que montré par Griggs (1936) sur une roche sédimentaire).

Les théories de rupture différée, que l'on peut associer à la phase tertiaire de fluage sur le rhéogramme général présenté aux chapitres 3 et 4, ont fait l'objet de multiples études, en particulier pour les métaux. Examinons brièvement les théories de bases, qui sont à l'origine des formulations usuelles pour la rupture différée des matériaux.

La rupture des matériaux cristallins trouve sa source dans les déformations plastiques locales de la structure. Ceci est vérifié pour tous les types de rupture, qu'elle soit fragile, ductile ou même par fatigue cyclique, dynamique ou non (Odqvist, 1974). Comme la déformation plastique des matériaux ductiles est directement reliée aux mouvements des dislocations, le fluage tertiaire est souvent associé à un changement plus ou moins continu de la microstructure du matériau, dû à la coalescence des dislocations, qui génère des vides dans la structure cristalline, d'où une détérioration progressive du matériau soumis à une contrainte déviatrice constante (Kuhlman-Wilsdorf, 1970; Odqvist, 1974).

Il semble que la première théorie de rupture par fluage soit basée sur le principe d'une rupture totalement ductile, par une réduction de l'aire de la section du matériau soumis à une contrainte uniaxiale de traction (théorie de Hencky-Hoff; figure 7.6a; Odqvist, 1974). Cependant, certaines évidences expérimentales ont permis de démontrer que les processus réels qui conduisent à la rupture différée sont dus aux effets conjoints de l'écoulement visqueux et de la

détérioration du matériau (théorie de Robinson-Kachanov). Rabotnov (1969) a ainsi démontré qu'il existe, à cet effet, un couplage indissociable entre le fluage ductile des matériaux et leur dégradation par la formation progressive de vides intragranulaires et intergranulaires, qui conduisent à une réduction progressive de l'aire effective qui reprend les efforts (voir aussi Garofalo, 1965; McClintock et al., 1966; Odqvist, 1974).

Le temps de rupture, t_r , exprimé en fonction de la contrainte déviatorique appliquée, est souvent présenté selon l'une ou l'autre des équations qui sont présentées ci-après.

Il y a d'abord l'équation basée sur la théorie de la rupture ductile (Webster et al., 1969; Ghandi et al., 1979):

$$t_r = \frac{1}{m \dot{\epsilon}_s} \quad (7.6)$$

où m est une constante. Pour la loi de fluage Bailey-Norton (Hult, 1966; McClintock et al., 1966), cette équation devient:

$$t_r = \frac{B}{\sigma^m} \quad (7.7)$$

où σ est la contrainte déviatorique maintenue, B et m sont des constantes. Pour la loi de Eyring-Soderberg, utilisée par Nabarro (1967) pour les métaux à haute température et par Stravogin et al. (1974) pour le sel, l'équation de la théorie de la rupture ductile devient:

$$t_r = t_0 e^{-\alpha \sigma} \quad (7.8)$$

où t_0 et α sont des constantes.

La formulation de Hencky-Hoff (rupture ductile) a été adoptée par plusieurs auteurs, dont Ladanyi (1972) pour le permafrost, Ladanyi et al. (1979) pour la glace, et Carter et al. (1978) pour la roche. On postule dans ce cas que la déformation limite de la phase stationnaire de fluage a une valeur constante. Cela a cependant été infirmé pour plusieurs types de roche (Lama et al., 1978).

La théorie des dommages cumulatifs a par ailleurs été utilisée pour caractériser la rupture différée du sel par Nair et al. (1974). Ces derniers ont en fait proposé une forme d'équation qui combine les théories de Kachanov et de Hoff, de façon assez similaire au critère proposé par Hult (1966) et Odqvist (1974) (figures 7.6 et 7.7).

Quelques autres théories ont été utilisées, avec plus ou moins de succès, pour la roche. L'essentiel de ces dernières repose toutefois sur les théories de base précitées.

À la lumière de l'information contenue dans les chapitres et sections qui précédent, on doit admettre que ces critères de rupture, définis strictement en fonction du déviateur de contrainte, s'appliquent difficilement au sel, dont le comportement est très dépendant de la contrainte moyenne. Un critère de rupture différé pour le sel devrait plutôt être exprimé en fonction du déviateur et de la contrainte moyenne, tel que suggéré par Ottosen et al. (1979), Wawersik et al. (1980), Potts et al. (1980), Herrmann et al. (1981), et Wallner (1984).

On peut cependant se demander, en regard du peu de connaissance que l'on a généralement des mécanismes réels qui conduisent à la rupture, s'il est vraiment utile d'alourdir à ce point une formulation mathématique qui représente, en fait, un état qui ne doit jamais être

atteint. En ce sens, un critère plus conservateur, et plus simple, peut être fort acceptable (voir Langer, 1984).

Il peut être intéressant d'ouvrir ici une parenthèse afin de regarder d'un peu plus près la nature des micromécanismes qui peuvent conduire à la rupture différée du sel. Comme ce fut le cas pour les mécanismes de déformation, il semble qu'il faille à nouveau se pencher sur les travaux de Ashby et de son équipe afin de trouver une présentation rationnelle des mécanismes de rupture des matériaux cristallins, propre à une utilisation d'ingénieur (voir Ashby et al., 1979; Ghandi et al, 1979). Ceux-ci ont en effet proposé une série de cartes des mécanismes de fracture pour divers matériaux, dont les métaux, les céramiques et le sel, et qui ne sont pas sans rappelées les "deformation mechanism maps" présentées au chapitre 5 (figures 7.8 à 7.11).

Sur ces cartes, présentées dans le plan des contraintes et de la température normalisées, on peut voir les champs couverts par les divers mécanismes pour certains matériaux, dont le NaCl, le MgO et le KCl.

Ces auteurs ont cependant souligné que, bien que l'allure générale de ces cartes soit similaire pour les matériaux avec les mêmes structures cristallographiques et le même type de lien atomique, celles-ci sont affectées par des facteurs secondaires, tels la pureté du matériau, sa porosité et la taille des grains.

Ces cartes ne tiennent pas compte non plus de l'effet de la contrainte moyenne sur la rupture différée des matériaux.

La formulation de lois de comportement reliées aux divers mécanismes de rupture est par ailleurs un sujet très complexe, qu'il ne semble pas utile d'approfondir ici. Plus d'informations sont cependant disponibles dans certains ouvrages spécialisés, dont le chapitre 21 de Hirth et al. (1968).

On peut, d'autre part, mentionner que Wallner (1984) a montré expérimentalement le peu d'influence qu'exerce le cheminement des contraintes sur la valeur de la contrainte de rupture. D'après ces résultats, les essais conduits dans les mêmes conditions résultent en un même point de rupture sur le diagramme contrainte-taux de déformation, montré à la figure 7.12. Ce même auteur a proposé un critère de résistance à long-terme, montré aux figures 7.13 et 7.14. Ces figures sont particulièrement révélatrices en ce qu'elles font ressortir les effets combinés des contraintes déviatoriques et de confinement sur le taux de fluage qui conduit à la ruine de l'éprouvette de sel.

CHAPITRE 8

COMPORTEMENT DES CAVITÉS IN SITU8.1 - Introduction

L'exploitation souterraine des dépôts (diapiriques ou stratiformes) de sel date de plus d'un millénaire, notamment en Pologne et en Autriche. Certaines de ces mines très anciennes sont d'ailleurs encore en exploitation aujourd'hui, comme par exemple la mine de sel de Wieliczka (Pologne). À Strassfurt, en Allemagne, la première mine de potasse (sylvinite) a été inaugurée il y a maintenant plus de cent ans (Baar, 1977).

À travers les âges, on a fréquemment observé la convergence progressive des parois, dans les cavités créées à même les dépôts de sel. Au fur et à mesure que les principes de la mécanique des roches se sont raffinés, les ingénieurs ont tenté de développer des méthodes visant à prédire le comportement de ces cavités.

Nous avons vu, dans les chapitres qui précèdent, les principales caractéristiques du comportement rhéologique du sel, telles que mesurées par divers essais en laboratoire. Les questions reliées à l'échantillonage, à la préparation des éprouvettes, à l'historique des déformations et au cheminement de contraintes ont été énumérées; leur ascendance sur le comportement du sel s'est révélée être très importante. Dans ce chapitre, nous abordons, à travers diverses mesures de déplacement exécutées *in situ*, ce qui est souvent considéré comme un meilleur reflet du comportement mécanique réel (non remanié) du sel massif.

Il sera à nouveau question de l'existence d'un seuil à écoulement plastique du sel et de son effet sur le comportement des cavités, tel qu'observé et/ou modélisé. De même, l'effet de l'écrouissage du sel et l'influence majeure du cheminement des contraintes seront encore mentionnés, en relation, cette fois, avec le comportement du sel massif, autour d'excavations souterraines.

D'autres aspects de la rhéologie du sel *in situ* seront aussi abordés. Ainsi, outre les mesures de convergence, certaines mesures de contraintes dans le massif seront citées, avec l'interprétation des divers auteurs. La redistribution des contraintes autour de l'excavation, les émissions acoustiques enregistrées en place, les effets de la forme et de la dimension des cavités, seront tour à tour mentionnés succinctement, selon les informations contenues dans la littérature. Diverses conclusions issues de modélisations numériques seront également présentées succinctement.

Comme les perceptions et les concepts associés au comportement des cavités dans le sel *in situ* sont fort nombreux et très diversifiés, le présent chapitre présente plusieurs éléments de réflexion disparates en première analyse. Cependant, comme c'est le cas avec le comportement du sel en laboratoire, une loi constitutive appropriée permet de rationaliser les observations qui suivent.

8.2 - Mesure des déplacements à proximité des cavités souterraines

Suite aux travaux précurseurs de Lees (1931), et plus tard de Snyder et al. (1960), une foule d'auteurs ont publié ou analysé des

résultats de mesures de composantes de déplacement de points à proximité de cavités souterraines dans le sel; citons: Barron et al. (1963), Zahary (1965), Hedley (1967), Coolbaugh (1967), King (1973), Starfield et al. (1973), Dreyer (1973), Baar (1974, 1977), Serata (1978a et 1982a), Passaris (1979), Mogharrebi et al. (1980), Bérest (1981), Prij et al. (1981), Hardy (1982), Boucly (1982a), Cook (1983), Mraz et al. (1983), Bérest et al. (1983), Thoms et al. (1983b), Dürr et al. (1984), Vouille et al. (1984), Wallner (1984). Les figures 8.1 à 8.10 sont tirées de ces ouvrages.

D'une façon générale, les mesures de déplacement effectuées *in situ* au pourtour des cavités de sel ont la même tendance. On remarque d'abord un déplacement marqué lors des premiers jours, qui se réduit progressivement par la suite, de façon assez similaire à l'évolution de la déformation pendant les essais de fluage en laboratoire (Gilbert et al., 1981; Hardy, 1982). La présence, ou l'absence, d'une phase stationnaire du taux de déplacement ne fait cependant pas l'unanimité et demeure souvent subjective à l'analyse des données précitées.

Un élément important à considérer sur les figures 8.1 à 8.10, ainsi que sur d'autres résultats de mesures de convergence *in situ* non présentés ici, est l'identification problématique d'une phase stationnaire du taux de déformation du sel à proximité des excavations. Comme nous l'avons déjà mentionné dans les chapitres qui précèdent, les essais en laboratoire permettant difficilement de statuer sur l'existence d'une phase de fluage stationnaire pour les conditions de sollicitation usuelles, en raison d'une période d'observation trop courte et de mesures à la limite de la précision de l'équipement.

Certaines mesures en places, effectuées à grande échelle, pendant de longues périodes (pouvant excéder une dizaine d'années) permettent cependant d'affirmer que le fluage stationnaire est un concept compatible avec plusieurs observations (voir par exemple Hedley, 1967; Baar, 1977; Serata, 1978b; Passaris, 1979; Bérest, 1981; Cook, 1983; Wallner, 1984, Dürr et al., 1984).

L'instrumentation de piliers de mine a par ailleurs permis de tirer d'autres informations complémentaires sur le comportement du sel in situ. Potts (1964) et McClain (1964) ont ainsi observé que le cœur des piliers, malgré un surcroit de charge par rapport à la périphérie, ne subit pratiquement aucune déformation latérale. Ce phénomène est particulièrement marqué pour les piliers très larges. McClain (1964) de même que Starfield et al. (1973) ont relié cela à la contrainte de confinement radiale présente au cœur des piliers.

De leur côté, Hunsche et al. (1983) ont observé que le taux de déformation latérale du pilier, mesuré au pourtour extérieur, excédait de beaucoup la moitié du taux de déformation axiale, ce qui donne l'apparence de dilatance dans le matériau (coefficient de Poisson > 0.5). Nous reviendrons sur ce phénomène qui pourrait être expliqué par la recouvrance de surface ("stress relief creep"; Baar, 1977) et par le comportement du sel en sollicitation uniaxiale.

Un écoulement marqué du sel à la jonction du pilier et du toit (et du plancher) a été observé par Bradshaw et al. (1970), Starfield et al. (1973) et Hunsche et al. (1983). Ceci est en accord avec les observations faites en laboratoire sur des piliers modèles (Bradshaw et al., 1964).

8.3 - Effets de la lithologie

Le comportement des cavités excavées dans le sel est tributaire de la lithologie des matériaux qui entourent et constituent le dépôt. Cette interaction entre les couches adjacentes et la cavité est surtout marquée pour les couches de surplomb, dans les dépôts stratifiés (Herrmann et al., 1983). Il a été démontré expérimentalement, en laboratoire, sur des modèles, que la redistribution de contraintes autour des cavités (voir section 8.8) pouvait engendrer la rupture en flexion des couches élastiques en surplomb, plusieurs années après l'excavation de la cavité (Thompson et al., 1964). De façon plus générale, la rigidité des couches supérieures peut atténuer la convergence des parois de la cavité, par une reprise de la charge, qui renforce la structure et réduit les contraintes agissant directement sur le dépôt de sel (Thompson et al., 1964; Bérest, 1981; Wallner, 1984).

Par contre, la présence d'entrelits d'insolubles (schiste, shale, argile, silt, etc.) dans le sel stratiforme peut faciliter le décollement des couches et peut causer une flexion excessive des matériaux en surplomb (Baar, 1973 et 1977; Serata, 1974). La stabilité de l'ouvrage dépend alors de la longueur de la portée libre. La faible résistance en tension du sel et des matériaux adjacents peut ainsi être la cause d'une rupture fragile. Serata (1978b) a d'ailleurs démontré l'étroite relation qui existe entre la flexion des couches du toit et le processus de rupture de celui-ci.

La présence d'insolubles peut aussi affecter le comportement des piliers. Lomenick et al. (1969) ont par exemple observé que les

insolubles peuvent agir comme un réducteur de friction, lorsqu'ils sont situés en couches stratifiées à proximité des extrémités des piliers. Il s'ensuit une perte de résistance qui serait reliée à la réduction du confinement à la jonction pilier-toit (ou pilier-plancher). La disposition et l'angle de ces entrelits, par rapport à l'axe principal de chargement, joue alors un rôle important (Dinis da Gama, 1979).

De façon plus générale, la présence des insolubles dans le dépôt affecte de façon globale le comportement du sel-massif, de sorte que celui-ci est régi par les propriétés moyennes de l'ensemble (Baar, 1977; Dinis da Gama, 1979).

8.4 - Cycles de chargement

Les cavernes de stockage, qui contiennent des gaz (gaz naturel, air comprimé) ou des liquides pressurisés, peuvent être soumises à des fluctuations de pression interne, selon l'utilisation du réservoir. Ces cycles de chargement et déchargement partiel peuvent affecter le comportement du sel. Pour Serata et al. (1980a), un chargement cyclique de la cavité devrait augmenter la résistance du sel, si le déviateur produit excède la contrainte seuil de cisaillement octaédrique, et que la roche réagit de façon viscoplastique. Cet écrouissage apparent serait dû au déplacement du seuil de plasticité et relié à l'historique des déformations. Évidemment, Baar (1977) ne partage pas cet avis: pour celui-ci, les cycles de chargement *in situ* n'affecteront nullement le comportement du sel massif, puisque le matériau ne sera pas écroui.

Rappelons par ailleurs que Passaris (1982) a montré que le sel pouvait être affaibli par la fatigue statique. La fréquence, l'amplitude et le nombre de cycles seront ici les facteurs déterminants à cet égard.

Pour ce qui a trait à la stabilité structurale de la caverne, la fréquence d'application du déviateur pourrait également être un critère important, dans la mesure où les charges générées peuvent se superposer, lorsque l'intervalle de temps entre les pics est inférieur au temps de retardement (dû à la "mémoire" du sel). Les cycles thermiques peuvent aussi contribuer à ce processus, lorsqu'ils interagissent avec les cycles des contraintes mécaniques (Serata et al., 1980b).

8.5 - Écrouissage in situ

Comme la majorité des informations sur le comportement rhéologique du sel est issue d'essais effectués en laboratoire, sur des éprouvettes préparées à partir de carottes prélevées par forage, il est normal que l'on retrouve dans la littérature plusieurs équations du comportement rhéologique du sel dont les paramètres sont ainsi déterminés. L'interprétation qui en découle respecte donc l'allure des équations constitutives ainsi vérifiées en laboratoire, qu'elles soient d'origines phénoménales ou microanalytiques. Certains auteurs ont ainsi extrapolé directement aux conditions *in situ* les formulations reposant sur les théories précitées, qui postulent généralement un écrouissage marqué du sel (voir par exemple: Bradshaw et al., 1964; Serata, 1964 et 1968; Zahary, 1965; Hedley, 1967; Lomenick et al., 1969; Hofer et al., 1971; Ottosen et al., 1979; Dinis da Gama, 1979; Herrmann et al., 1983).

Par contre, Baar (1970, 1973, 1974 et 1977) s'est formellement élevé contre une telle pratique, alléguant qu'aucun écrouissage ne caractérisait le comportement du sel *in situ*. Selon ce dernier, la phase transitoire des courbes de déplacement mesurées *in situ* serait reliée au fluage de recouvrance ("stress relief creep" - voir aussi Mraz, 1984), qui découle du relâchement des contraintes au pourtour de l'excavation. Ceci donnerait l'apparente similitude entre les courbes de fluage d'essais sur des éprouvettes testées en laboratoire et les mesures effectuées *in situ* (aussi Gilbert et al., 1981).

Il a d'ailleurs été démontré, à l'aide d'une modélisation numérique, qu'une loi de fluage stationnaire de type Bailey-Norton résulte en une réduction progressive du taux de déplacement des parois, d'où une phase transitoire apparente (Prij et al., 1981); nous reviendrons sur ce sujet dans les sections qui suivent.

Baar fait donc une importante distinction entre l'état transitoire mesuré en place, et l'écrouissage d'une éprouvette rechargée, ayant déjà derrière elle un historique de déformations complexe, dû à l'échantillonnage et à sa préparation. On ne peut nier, à la lumière des informations des chapitres précédents, que deux cheminements de contraintes aussi différents que celui des échantillons prélevés *in situ*, usinés et testés en laboratoire, et celui du sel massif excavé sous le champ des contraintes naturelles, peuvent générer des réponses (comportement rhéologique) fort différentes, pour des contraintes déviatoriques initiales dont l'ampleur paraît similaire (aussi Williams et al., 1979; Borm, 1983).

Il est bon de souligner que Mraz (1978 et autres), qui oeuvre comme concepteur dans les mines de potasse depuis plusieurs d'années, ne semble pas croire non plus à l'écrouissage du sel *in situ*, à grande profondeur. Celui-ci base plutôt ses méthodes de conception sur les principes de la plasticité générale, avec une limite d'écoulement bien définie, fonction de la contrainte moyenne. Lorsque la contrainte déviatorique excède le seuil de plasticité (inférieur à 5 MPa), le sel répond selon un critère de Prandtl (voir aussi Dusseault et al., 1983).

8.6 - Recouvrance de surface

Barron et al. (1963) ont observé, suite à l'analyse de mesures de convergence des parois d'un puits dans le sel, que le matériau près de la cavité ne semblait pas se comporter tout à fait selon la même loi que celui situé plus profondément dans le massif. Ceux-ci ont alors cru à une altération locale des propriétés du matériau, qui se produirait près de la surface, ce qui expliquerait le déplacement excessif des parois, dû à une instabilité structurale superficielle. Des observations similaires ont également été mentionnées par Potts (1964), qui a constaté une zone altérée au pourtour de piliers. On retrouve d'ailleurs fréquemment dans la littérature des résultats expérimentaux, *in situ*, qui font état de phénomènes de surface semblables à ceux décrits ici (McClain, 1964; Zahary, 1965; Serata, 1968 et 1970; Baar, 1970). On fait alors mention d'un taux de déplacement rapide lors des jours qui suivent l'excavation, qui est accompagné par une fragmentation

locale de surface (désquamation ou écaillage), ainsi que par des bruits (craquements) importants (Coolbaugh, 1967; Baar, 1970, 1973 et 1977; Langer, 1983). En ce sens, Hunsche et al. (1984) rapportent un taux de déformation radiale supérieur au taux de déformation axiale, pour des piliers *in situ*, chargés artificiellement; ce phénomène est surtout marqué au cours des premiers jours d'observation.

On explique généralement ce phénomène en se référant au comportement uniaxial du sel en laboratoire. Dans ce cas, alors que la contrainte de confinement est faible ou inexistante, le sel réagi de façon fragile et dilatante à l'application d'une contrainte. Par analogie, le matériau situé près de la paroi se voit enlever la composante radiale de la contrainte (σ_r), de sorte que la contrainte principale mineure est réduite à zéro. Le sel peut se comporter alors de façon fragile près de la paroi; sa résistance serait, dans ces conditions, fonction de la force du lien intergranulaire. La désagrégation progressive du matériau aux parois serait la cause de l'écaillage (Serata, 1970; Serata et al., 1980a). Certaines activités de surface, tel la pénétration de gaz comprimé dans le réseau de fissures, pourraient amplifier le processus de désquamation locale (Serata et al., 1980b).

Baar (1973, 1974 et 1977) a pour sa part une interprétation quelque peu différente de ce phénomène de surface. Pour celui-ci, ce serait plutôt l'excavation qui serait directement la cause de la recouvrance, par une suppression de σ_r à contrainte moyenne constante, à court-terme. Ceci n'est pas identique à l'application d'une contrainte

déviatorique, qui produit la déformation sur une éprouvette en laboratoire. La différence provient essentiellement du cheminement de contraintes divergeant entre les deux cas. Le phénomène de recouvrance de surface est très rapide, et permet une réduction du déviateur de contraintes dans la zone affectée.

Autour des piliers, la désquamation ou fracturation de surface serait un signe sécuritaire par rapport à la ruine de l'ouvrage, puisqu'elle confirmerait la déformation plastique du noyau, qui jouit d'une contrainte de confinement supérieure, d'où une plus grande ductilité (Baar, 1970 et 1977).

Mraz (1978 et 1980), qui adhère globalement à cette même conception de la recouvrance de surface, nuance cependant les énoncés de Baar. Pour Mraz, la séquence d'excavation est très importante, vu la rapidité du phénomène. Comme les opérations de minage sont progressives, en regard de la lente avance du front d'excavation, la recouvrance se fait de façon graduelle, avec une transition vers une phase stationnaire de fluage. Les propriétés du matériau près de la surface peuvent de plus être altérées par le cheminement de contraintes générée par l'excavation.

Indépendamment de l'interprétation que l'on en fait, le phénomène de déplacement pseudo-instantanné des parois démontre qu'une observation rigoureuse du comportement *in situ* peut être compromise par la difficulté de mesurer la déformation à très court-terme qui suit de près l'excavation (Gnirk et al., 1964).

8.7 - Champs de contraintes

La grande majorité des auteurs consultés considère le champ de contraintes naturelles dans le massif de sel comme étant isotrope (Gnirk et al., 1964; Coolbaugh, 1967; Baar, 1977; Krenk, 1978; Mraz, 1978; Thoms et al., 1979; Potts et al., 1980; Mogharrebi et al., 1980; Prugger et al., 1980; Bérest, 1981; Prij et al., 1981; Wagner et al., 1982). Le caractère visqueux du sel serait responsable, compte tenu de l'importance de la période géologique, de l'état hydrostatique de contraintes, dont l'ampleur serait égale au poids des terres. On évalue généralement à une livre par pieds de profondeur la charge unitaire verticale de surplomb (Thompson et al., 1964; Carter, 1976; Munson, 1979; Ghaboussi et al., 1981; Bérest et al., 1983). La symétrie de la convergence de certaines cavités circulaires semble confirmer l'hypothèse de l'isotropie du champ de contrainte préalable dans le plan de la section droite de ces cavités (Barron et al., 1963; Passaris, 1979; Serata et al., 1980b).

La taille des sous-grains, formés par polygonisation, démontre de plus que la contrainte déviatorique maximale, dans les dépôts de sel étudiés par Carter et al. (1982), n'excède pas 1.5 MPa à grande profondeur. En estimant que ce déviateur soit celui qui agit actuellement dans le massif, comme le voudraient les conclusions de Eggeler et al. (1981), on peut être justifié de supposer l'isotropie du champ de contraintes naturelles (voir aussi Serata et al., 1960).

La présence d'un seuil de contrainte de cisaillement octaédrique pourrait cependant entraîner une certaine variation dans la distribution des contraintes naturelles dans le massif de sel. Serata (1978b) a délimité les valeurs extrêmes que pouvaient prendre la contrainte latérale, en l'absence de forces tectoniques, tel que montré à la figure 8.11. Cela pourrait conduire à une anisotropie marquée, selon la profondeur et la valeur des paramètres rhéologiques qui caractérisent le comportement du sel (la contrainte seuil étant fonction de l'historique des déformations, elle devient fonction des paramètres rhéologiques de la substance). En pratique toutefois, Serata et al. (1980a) affirment que la contrainte latérale, ou horizontale (σ_L), est inférieure à 1,20 fois la contrainte verticale (σ_z) pour les dépôts de sel à grande profondeur, mais qu'elle est toujours supérieure à cette dernière. Ceci impliquerait bien sûr que malgré le temps, le sel conserve en mémoire une partie des efforts antérieurs. Cette conception ne paraît cependant pas jouir de la faveur des autres chercheurs, dont les articles ont été consultés, sauf peut-être Hardy (1982), qui a soulevé la possibilité des contraintes résiduelles stockées par le sel. L'échelle de temps est cependant bien différente.

Fossum (1977) a, de son côté, adopté une relation du type $\sigma_L = K \sigma_z$, avec $K = 0,8$ et $\sigma_z = \gamma \cdot Z$ (γ étant le poids propre du matériau surplombant le point considéré et Z , la profondeur), sans toutefois expliquer plus avant l'origine de cette relation. Hardy (1982) adopte aussi cette formulation, avec K variant de 0,8 à 1,0 en l'absence de contraintes résiduelles, sans préciser non plus l'origine et la signification du paramètre K .

Mentionnons également les travaux de Gilbert et al. (1981) qui ont mesuré, à partir d'une inclusion rigide (soutènement en béton), la contrainte tangentielle qui se développait autour d'une cavité percée dans le sel à une profondeur de 326 m. Ils ont observé que celle-ci était nettement inférieure à σ_z , la composante verticale des contraintes naturelles. L'interprétation d'un tel procédé peut cependant causer certaines difficultés, car elle nécessite une bonne connaissance de la loi de comportement du matériau en place (Peleg, 1968).

Côme (1983) cite, d'autre part, des mesures par fracturation hydraulique qui montrent un champ de contraintes naturelles anisotrope, avec un rapport σ_z/σ_L de près de 0.60. Ces résultats apparaissent toutefois uniques, selon la littérature consultée, et ne sont d'ailleurs que très peu documentés.

La relation linéaire entre l'ampleur des contraintes naturelles (considérées ici isotropes) et la profondeur, explique la croissance du taux de convergence des parois de cavités plus profondes (Barron et al., 1963; Serata, 1968; Albrecht et al., 1980; Serata et al., 1980a et 1980b; Potts et al., 1980; Bérest, 1981; Thoms et al., 1983a et 1983b). De même, la charge initiale sur les piliers semble aussi proportionnelle à la profondeur, ainsi qu'au taux de défruitemment, c'est-à-dire la fraction du volume du minerai exploité relativement au volume total du minerai. Toutes les théories de calcul des charges dans les piliers vérifient cette affirmation (Bieniawski, 1984).

8.8 - Redistribution de contraintes

La conception optimale et sécuritaire des cavités souterraines dans le sel, qu'elles soient percées ou créées par dissolution, requiert une connaissance relativement précise du champ de contraintes qui se développera autour de ces excavations. La répartition des contraintes et des déformations qui s'en suivent, telles que prédictes par la modélisation, est directement reliée à la loi de comportement choisie pour caractériser le sel.

L'adoption d'un modèle de comportement viscoélastique linéaire conduit, dans le cas des galeries souterraines, excavées dans un milieu isotrope, homogène et incompressible, avec un état initial de contraintes hydrostatique, à un champ de contraintes stationnaire qui se formera instantanément (Hult, 1966; Zienkiewicz, 1968). La répartition des contraintes et des déformations peut alors être déterminée par analogie élastique, à l'aide de méthodes de résolution appropriées, telle le principe de correspondance (Gnirk et al., 1964; Gill, 1983). Pour une galerie non soutenue, le fluage permet l'écoulement du matériau, sans toutefois modifier le champ de contraintes dans le temps. Par contre, l'installation d'un soutènement conduit à un transfert graduel de la charge sur celui-ci, ce qui engendre une redistribution des contraintes dans le massif (figure 8.12; aussi Ladanyi, 1980; Gilbert et al., 1981). Il faut néanmoins admettre qu'en pratique, il y aurait, même dans le cas d'une cavité non soutenue, une certaine redistribution de contraintes pendant les opérations d'excavations, puisque la galerie ne peut être créée instantanément (Potts, 1976;

Fossum, 1977; Ghaboussi et al., 1981). L'excavation de galeries adjacentes pourrait aussi avoir un effet similaire (Mraz et al., 1983).

La non linéarité du comportement contrainte-déformation du sel va cependant invalider les premiers énoncés du paragraphe précédent. Comme certains paramètres du sel semblent être fonction du niveau de contraintes, et de la déformation, on assiste à une redistribution des contraintes autour de la cavité, due à la continuité du champ de déformations (Hult, 1966; Nair et al., 1974; Ladanyi, 1980; Potts et al., 1980; Prugger et al., 1980; Ghaboussi et al., 1981; Cook, 1983).

Spence et al. (1973) ont en effet montré que dans une structure hyperstatique, telle un cylindre à paroi épaisse, l'application de forces aux frontières engendre une redistribution de contraintes, associée à un état transitoire de comportement de celle-ci, pour une loi de comportement non linéaire. Pendant la phase de redistribution, une partie des efforts assumés par les éléments du corps les plus sollicités sont graduellement transférés vers les zones initialement moins chargées (Barnes et al., 1967). L'état de contrainte dans la structure tend alors assymptotiquement vers un état stationnaire, à un temps où la déformation instantanée (supposée élastique et linéaire) serait négligeable par rapport aux déformations différées (Calladine, 1969).

Il existe, à cette fin, une méthode permettant d'évaluer, de façon approximative, le temps nécessaire pour atteindre l'état stationnaire de contraintes; ce temps correspond à la période de redistribution des contraintes (Calladine, 1969; Huneault, 1984).

Comme Barnes et al. (1967) l'on souligné, la redistribution des contraintes dans une structure a peu d'effet sur la forme de la courbe

déformation-temps du rhéogramme, pour des forces extérieures maintenues constantes, d'où l'ambiguité à distinguer l'écrouissage du matériau (fluage transitoire) et la phase transitoire des déformations différées de la structure. En fait, pendant la phase de redistribution, l'écoulement observé résulte des conditions de contraintes variables et du comportement intrinsèque du matériau. L'état stationnaire de la structure est associée au fluage stationnaire du matériau (ϵ_s) et à l'état de contrainte stationnaire (Prij et al., 1981); une structure hyperstatique, dont le matériau qui le compose est en phase stationnaire de fluage, peut donc avoir un comportement transitoire, relié à la redistribution des contraintes (aussi Wallner, 1984).

Il est difficile d'extrapoler les résultats d'essais de fluage (contraintes constantes) aux conditions naturelles des structures *in situ*, en raison du cheminement des contraintes différent (Barnes et al., 1967; Calladine, 1969). On peut cependant, afin de dissocier fondamentalement l'écrouissage du matériau de la phase transitoire associée à la redistribution des contraintes, poser dans l'analyse un temps équivalent \bar{t} , de sorte qu'en phase stationnaire de contraintes pour la structure, on aura:

$$\frac{d\epsilon}{d\bar{t}} = A \text{ fct } (\sigma) \quad (8.1)$$

où A est une constante.

La valeur d'une telle approche est cependant limitée au domaine d'application d'une loi de consolidation ("time-hardening").

Certaines recherches par modélisation analytique ou numérique ont été effectuées sur des structures hyperstatiques, pour clarifier le

phénomène. On a ainsi pu constater que, dans certaines structures, tel le cylindre à paroi épaisse, il semble exister un point où le niveau des contraintes déviatoriques, σ_e , demeure à peu près constant dans le temps, malgré la redistribution (Marriott et al., 1964; Calladine, 1969; Huneault, 1984).

On remarque aussi que l'ampleur et la vitesse avec laquelle agit la redistribution dépend fortement des paramètres de la loi constitutive, comme l'exposant n pour une loi de puissance du type Bailey-Norton, et de la température (Barnes et al., 1967; Calladine, 1969; Prij et al., 1981; Huneault, 1984). La section 8-10 du présent chapitre nous permettra de revoir avec un plus de détails ces éléments d'information.

Par ailleurs, le phénomène de redistribution de contraintes autour de la cavité peut aussi être imputable à l'introduction d'un seuil d'écoulement plastique au comportement du sel, lorsque celui-ci est excédé par le déviateur de contraintes généré par l'excavation (Serata, 1968 et 1982b; Dreyer, 1972; Langer, 1979; Nguyen et al., 1981; Wallner, 1984).

La figure 8.13 illustre, à partir d'une analyse numérique, la redistribution des contraintes autour d'un trou cylindrique dans un sel montrant un comportement viscoplastique.

À la figure 8.14, on peut distinguer les zones du comportement du sel autour d'une cavité, en fonction de l'état de contraintes dans le massif, pour un sel au comportement élastoviscoplastique non linéaire. On voit ainsi qu'à proximité de la paroi, là où la contrainte principale mineure est faible, et le déviateur initial élevé, le sel se comporte de

façon fragile. Puis, à mesure que l'on s'éloigne de la paroi, la contrainte radiale augmente de sorte que le sel devient ductile et tend à s'écouler de façon plastique. Au-delà de cette région, on a la zone élastique, lorsque la contrainte de cisaillement octaédrique est sous le seuil d'écoulement plastique; cette zone peut être très éloignée ou inexiste dans le cas d'un seuil négligeable.

La dimension de la zone d'écoulement plastique autour de la cavité varie en fonction du temps (Gilbert et al., 1981). La répartition des contraintes dans cette zone, suite à une période initiale de stabilisation, que Baar (1977) a appelée recouvrance de surface ("stress relief creep"), évolue de façon à ce que la contrainte tangentielle (σ_θ) maximale s'éloigne progressivement de l'excavation et que la contrainte déviatorique équivalente (σ_e) diminue à la paroi (Marriott et al., 1964; aussi Serata et al., 1980a et 1980b; Potts et al., 1980; Ghaboussi et al., 1981), jusqu'à ce que l'état stationnaire soit atteint. Dans la zone plastique, la répartition des contraintes et la migration du pic de σ_θ , pourraient être comparées, de façon analogique, au mouvement d'un cône de rabattement de la nappe phréatique autour d'un puits pompé, avec un taux d'écoulement qui serait fonction de la ductilité du matériau (Mraz, 1978 et Mraz et al., 1983). L'étendue de la zone plastique est proportionnelle au déviateur de contraintes engendré par l'excavation, donc à la contrainte moyenne initiale pour un champ de contraintes hydrostatique (Langer, 1979; Serata et al., 1980b; Mraz, 1984). Dans la zone plastique, la contrainte de cisaillement maximale, égale à la moitié de la différence entre les contraintes tangentielle et radiale selon la plasticité

générale de Prandtl augmente avec la contrainte moyenne. Le déplacement de la paroi pourrait permettre une dissipation progressive de l'invariant J_2 (ou de r_{oct}) autour de la cavité, de sorte que le déviateur à la paroi diminue assymptotiquement, comme nous l'avons mentionné (figure 8.19; Baar, 1977; Ghaboussi et al., 1981; Chabannes, 1983; Langer, 1983). L'étendue de la zone plastique varie de plus avec la valeur du seuil de contrainte de cisaillement octaédrique (King, 1971).

Le seuil d'écoulement plastique est aussi une forme de non linéarité de la relation contrainte-déformation. Comme on l'a vu, les déformations dans une structure statiquement indéterminée donnent naissance à un réarrangement des contraintes, qui donne l'apparence d'une phase transitoire de fluage (Hult, 1966). Cette phase transitoire peut apparaître aux observateurs comme une phase de fluage primaire avec écrouissage du matériau, identiquement à ce que l'on observe en laboratoire.

D'autre part, la recouvrance de surface, qui engendre une desquamation aux parois et une désagrégation du matériau, va changer la forme effective de l'excavation (Hardy, 1982). Pour Coolbaugh (1967), les cavités oblongues (rectangulaires ou elliptiques) réagissent comme des cavités circulaires, dont le diamètre est équivalent à la largeur de l'excavation. Cette vision des choses a aussi été adoptée par Ghaboussi et al. (1981). Ceci est bien sûr valable pour des conditions hydrostatiques de contraintes naturelles dans le massif (voir aussi Serata et al., 1960).

Mraz et al. (1983) considèrent pour leur part le phénomène de recouvrance comme la source principale de la redistribution des contraintes autour d'une cavité unique (Dusseault et al., 1983). Le modèle plastique de Mraz ne permet cependant pas d'expliquer l'évolution des contraintes autour de la cavité autrement.

L'étendue de la zone plastique, en plus de dépendre de l'ampleur de la détérioration aux parois, peut aussi être amplifiée par une hausse de la température ambiante (Serata et al., 1980b).

Dans un autre ordre d'idées, la redistribution des contraintes autour des cavités souterraines peut constituer une source de difficultés pour la mesure des contraintes en place. Les méthodes usuelles, par carottage, en plus de modifier l'état de contraintes et de déformations par remaniement, ne permettent pas d'obtenir directement les contraintes sans d'abord connaître la loi de comportement du matériau (Baar, 1977; Serata, 1978b). La mesure de la déformation des trous de forage est de plus fortement reliée au fluage de recouvrance; le temps initial de mesure peut alors devenir très important.

Baar (1977) et Serata (1978a et 1978b) semblent convenir qu'une méthode basée sur l'essai dilatométrique *in situ* peut s'avérer une façon adéquate pour de telles mesures. Un tel appareil, le "Serata Stressmeter" (un dilatomètre à palpeurs) a d'ailleurs permis à Serata (1978b) de confirmer ses hypothèses quant à la distribution des contraintes autour d'une cavité. Une connaissance de la loi de comportement demeure cependant nécessaire à l'interprétation de ces essais.

8.9 - Corrélation entre le comportement in situ et le résultat des essais en laboratoire

Plusieurs auteurs utilisent le résultat d'essais en laboratoire afin de prédire le comportement des cavités excavées dans les massifs de sel (Zahary, 1965; Russell, 1978; Krenk, 1978). La différence des conditions aux frontières (géométriques, temporelles ou environnementales) constitue cependant un obstacle à une relation directe entre les deux comportements (Serata, 1964; Starfield et al., 1973). Pour cette raison, certains n'utilisent les résultats d'essais en laboratoire qu'en tant que concept, afin de définir la loi générale de comportement. Les paramètres doivent par contre être déterminés à partir d'essais en place. Pour ces auteurs, le comportement global du sel in situ est assez similaire à ce qui se produit en laboratoire, où l'on observe un écrouissage marqué du sel (Serata, 1974 et 1978b; Herrmann et al., 1983; Tammemagi et al., 1983).

Par opposition à cette ligne de pensée, quelques auteurs ne croient pas qu'il soit possible d'utiliser les essais usuels en laboratoire pour décrire le comportement des cavités dans le sel (McClain, 1964; Cook, 1983). En cela, ils rejoignent les conclusions de Baar (1970 et 1977). Pour celui-ci, il existe, comme on l'a déjà écrit, une différence importante entre des échantillons prélevés, entreposés et machinés pour produire des éprouvettes qui sont rechargées en laboratoire, et les variations du champ de contraintes qui font suite au percement d'une excavation souterraine, alors que le déviateur est dû à la suppression de la contrainte normale et de cisaillement à la paroi.

La recouvrance de surface, qui altère le comportement du sel, ne peut être effacée simplement par un chargement déviatorique et/ou hydrostatique en laboratoire, sur une éprouvette préparée à partir d'un échantillon prélevé par forage. Ce qui est alors observé est le comportement d'un matériau qui subit un cheminement de contraintes et un historique de déformations très différents du sel massif au pourtour de l'excavation. Baar (1977) cite le cas de diverses cavités dont la conception structurale reposait sur le principe d'un écouissage *in situ*, similaire aux observations en laboratoire, et qui se sont avérées instables (Baar réfère ici à des ruptures soudaines qui ont dégénérées en désastres, causant de nombreuses pertes de vie).

Guessous et al. (1984) ont étudié la représentativité des essais sur du sel prélevé *in situ* par forage et testés en laboratoire. Ils ont montré que l'effet de l'échantillonnage est non négligeable sur les propriétés à court terme et qu'il varie selon l'état de contrainte existant. Lorsque le matériau est peu chargé, celui-ci peut-être écroui par le prélèvement, alors qu'il peut être endommagé s'il est extrait d'une zone fortement sollicitée. Ils ont également observé, suite à une modélisation numérique, que le forage engendre une concentration de contraintes aux arêtes, qui provoque une augmentation significative de la contrainte déviatorique, lors du prélèvement.

D'autres dangers sont également présents lorsque l'on désire utiliser les informations extraites d'essais sur des éprouvettes pour prédire le comportement du sel dans le massif excavé. Les effets d'échelle (Dreyer, 1973 et 1984; Hardy, 1982), le remaniement des échantillons (Obert, 1962) et la représentativité des échantillons sont

tous des facteurs de divergence qui compliquent l'analyse des résultats (voir aussi Mogharrebi et al., 1980; Horseman et al., 1984). De plus, le comportement en place est influencé par des facteurs propres aux activités minières et à la réalisation des excavations, ainsi qu'à la lithologie globale du massif (Baar, 1970).

Mentionnons enfin que certains auteurs, tel Dusseault et al. (1983), utilisent les résultats d'essais en laboratoire en omettant toutefois la phase transitoire de fluage. Le dimensionnement des cavités souterraines, pour fins d'entreposage à long terme de résidus nucléaires, est d'ailleurs généralement basé exclusivement sur le fluage stationnaire du sel, en incorporant ou non le fluage transitoire en tant que déformation pseudo-instantannée (Wallner, 1984; Munson et al., 1984).

8.10 - Simulations

L'analyse des contraintes, des déformations et des déplacements autour de cavités excavées dans un matériau viscoplastique, au comportement rhéologique non linéaire, présente de multiples difficultés. Certaines solutions analytiques ont été développées à cette fin pour des cas simples, avec des géométries idéalisées, des lois constitutives réduites et des conditions aux frontières particulières (voir par exemple: Serata et al., 1960; Hult, 1966; Ayers, 1969; Odqvist, 1974; Ladanyi, 1976 et 1980; Hardy, 1982; Chabannes, 1983; Mraz, 1984).

Pour les cas réels, avec des géométries, des conditions de chargement et des lithologies complexes, des méthodes de solution numérique peuvent être utilisées. Pour le sel, la méthode des éléments finis (FEM) semble offrir le plus grand potentiel; elle est d'ailleurs, et de loin, celle qui est la plus employée. Une description de la méthode n'étant pas présentée dans ce texte, le lecteur peut se référer aux nombreux ouvrages sur celle-ci (Zienkiewcz, 1977; Dhatt et al., 1981) et sur ses applications (Goodman, 1976; Gudehus, 1977; Serata et al., 1980a et 1980b; Gioda, 1981; Tammemagi et al., 1983; Wallner, 1984, etc.). Dans ce qui suit, nous allons citer et commenter succinctement des éléments d'information ainsi que certaines conclusions qui émanent des nombreux travaux de modélisation par FEM, afin d'apporter un éclairage complémentaire sur ce qui pourrait être le comportement du sel autour des excavations souterraines.

Notons d'abord qu'une analyse élastique des cavités excavées permet d'estimer la borne supérieure du champ des contraintes dans le massif, à proximité de celles-ci (Hardy, 1982; Chabannes, 1983). Par opposition, une analyse élasto-plastique résulte en une borne inférieure au champ des contraintes déviatoriques, ainsi qu'une sous-estimation notable des déformations permanentes du matériau. Le comportement réel du sel serait situé entre ces deux extrêmes.

Par ailleurs, la vitesse de création de la cavité influence la solution obtenue lors de l'analyse par FEM. Il semble ainsi qu'une cavité créée plus rapidement génère une solution conservatrice en surestimant les déplacements aux parois (Serata et al., 1980b). Une excavation séquentielle permet une redistribution des contraintes et une

solution plus réduite (Fossum, 1977). À long terme cependant, la solution ne devrait pas dépendre de ce facteur (Ghaboussi et al., 1981).

Dans un autre ordre d'idées, l'adoption d'une loi de comportement dont la déformation différée correspond exclusivement à une loi de fluage stationnaire engendre une réponse transitoire du massif au pourtour de l'ouverture (Prij et al., 1981; Hardy, 1982; Chabannes, 1983). Ce phénomène est dû, comme on l'a déjà mentionné, à la redistribution des contraintes qui se produit autour de la cavité, qui découle directement de la non linéarité de la relation contrainte-déformation du sel et de la continuité du champ des déplacements. Dans un tel cas, la phase du taux de déformation stationnaire de la structure sera atteinte assymptotiquement lorsque la répartition des contraintes dans le massif sera constante. Si l'on ajoute une phase transitoire au comportement du matériau, sans forme d'une loi d'écrouissage, la phase de déformation stationnaire de la structure ne sera atteinte que lorsque les deux conditions suivantes sont satisfaites: i) le matériau a atteint la phase stationnaire de fluage, et ii) l'état des contraintes est stationnaire (Hult, 1966; Calladine, 1969; Hardy, 1982).

Lorsque la loi de comportement rhéologique du matériau ne comprend pas de phase stationnaire au fluage mais uniquement une phase transitoire, l'état global des contraintes (τ_{oct} , σ_m) tendra néanmoins vers un état stationnaire, suite à la redistribution des contraintes dans le massif autour de l'ouverture. Il n'y aura cependant pas de phase stationnaire au taux de déformation du matériau à proximité de la cavité (Hult, 1966; Huneault, 1984).

Les paramètres incorporés dans la formulation mathématique de la loi de comportement ont une énorme influence sur la réponse obtenue. Par exemple, si l'on adopte une loi du type Bailey-Norton pour le comportement du matériau, on remarque aux figures 8-15 et 8-16 que la valeur de l'exposant n et de la contrainte naturelle P_0 in situ affectent grandement les résultats de la modélisation (voir aussi Ayers, 1969; Prij et al., 1981). La forme de la cavité joue également un rôle déterminant à ce niveau, comme le montre la figure 8-17.

Avant de terminer cette brève section, il faut souligner la nature qualitative des quelques informations qui précèdent, telles qu'obtenues à l'aide des analyses par FEM (Preece et al., 1983). Nonobstant la polyvalence et la puissance de la méthode soulignées par plusieurs (Serata, 1978b; Williams et al., 1979; Tammemagi et al., 1983; Wallner, 1984), celle-ci n'apparaît certes pas comme infaillible. Outre le fait qu'elle soit laborieuse, complexe et onéreuse à manipuler et à utiliser (Morgan et al., 1981), la méthode ne peut produire de résultats valables qu'en fonction des éléments d'entrées qui lui sont fournis. En ce sens, la loi de comportement revêt beaucoup d'importance. Il apparaît nécessaire de bien cerner et de bien évaluer celle-ci afin de tirer la meilleure part possible des outils mathématique et informatique mis à la disposition du concepteur. Et à ce niveau, il demeure, à n'en pas douter, encore passablement de travail à réaliser.

Une loi constitutive adéquate devrait permettre de reproduire et d'expliquer qualitativement et quantitativement le comportement du sel en place, autour des excavations souterraines, tel que décrit de façon sommaire dans le présent chapitre.

RÉFÉRENCES

- ADACHI, T., SERATA, S., SAKURAI, S., "Determination of underground stress field based on inelastic properties of rocks", Proc. 11th US Symp. on Rock Mech., Berkeley, pp. 293-328 (1969).
- AIYER, A.K., "An analytical study of the time-dependent behaviour of underground openings", Ph.D. thesis, University of Illinois, 241 pages, (1969).
- AFROUZ, A., HARVEY, J.M., "Rheology of rocks within the soft to medium strength range", Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 11, pp. 281-290, (1974).
- ALADAG, E., DAVIS, L.A., GORDEN, R.B., "Cross slip and the plastic deformation of NaCl single and polycrystals at high pressure", Phil. Mag., Vol. 21, pp. 469-478, (1970).
- ALBRECHT, H., LANGER, M., WALLNER, M., "Thermomechanical effects and stability problems due to nuclear waste disposal in salt rock", Proc. Rockstore, Stockholm, pp. 801-809, (1980).
- ALBRIGHT, J., PEARSON, C., "Microseismic activity observed during depressurization of an oil storage cavern in rock salt", Proc. 3rd Conf. on Acoustic Emission/Microseismic Activity in Geological Structures and Materials, pp. 199-210, (1984).
- AMELINCKX, S., "The direct observations of dislocation nets in rock salt single crystals", Phil. Mag., Vol. 1, pp. 269-290, (1956).
- ANDRADE, E.N.C., "On the viscous flow in metals and allied phenomena", Proc. Roy. Soc., Ser. A, Vol. 84, pp. 1-12, (1910).
- ANDRADE, E.N.C., "The concept of creep", tiré de Creep and Recovery, 38th National Metals Cong., Cleveland, Am. Soc. Metal., pp. 176-198, (1957).
- ARMSTRONG, R.W., "Grain boundary strengthening and the polycrystals deformation rate", tiré de Dislocation Dynamics, édité par Rosenfield A.R., McGraw-Hill, pp. 293-309, (1968).
- ASHBY, M.F., "A first report on deformation mechanism maps". Acta Metal., Vol. 20, pp. 887-897, (1972).
- ASHBY, M.F., GANDHI, C., TAPLIN, D.M.R., "Fracture mechanism maps and their construction for F.C.C. metals and alloys". Acta Metal., Vol. 27, pp. 699-729, (1979).

- ASSZONYI, C., RICHTER, R., "The Continuum Theory of Rock Mechanics", Trans Tech Pub., (1979).
- BAAR, C.A., "Correct interpretation of data for better understanding of salt pillar behaviour in mines", Proc. 3rd Symp. Salt., Vol. 2, pp. 280-289, (1970).
- BAAR, C.A., "Analysis of time-dependent deformation of openings in salt media", Discussion, Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 10, pp. 251-254, (1973).
- BAAR, C.A., "Creep in model pillars of Saskatchewan potash", Discussion, Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 11, pp. 291-293, (1974).
- BAAR, C.A., "Applied Salt Rock Mechanics I", Elsevier Sci. Pub., (1977).
- BARBER, D.J., "Dislocations and microstructures", tiré de Preferred Orientation in Deformed Metals and Rocks, Wenk, H.R. ed., Academic Press Inc., pp. 149-182, (1985).
- BARNES, J.F., CLARK, J.M., CLIFTON, T.E., "An experiment in stress redistribution caused by creep", Journ. Strain Analysis, Vol. 2, No. 4, pp. 280-289, (1967).
- BARRON, K., TOEWS, N.A., "Deformation around a mine shaft in salt", Proc. 2nd Can. Rock Mech. Symp., Ottawa, pp. 115-136, (1963).
- BEREST, P., "Stabilité des cavités de stockage d'hydrocarbure dans le sel", Rev. Française de Géot., No. 16, pp. 5-10, (1981).
- BEREST, P., NGUYEN MINH, D., "Comportement mécanique des cavités profondes de stockage d'hydrocarbures dans le sel", Proc. 5th Cong. Int. Soc. Rock Mech., Melbourne, Vol. 2, Section D, pp. 227-231, (1983).
- BIENIAWSKI, Z.T., "Mechanism of brittle fracture of rock", Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 4, pp. 395-430, (1967).
- BEINIAWSKI, Z.T., "Rock Mechanics Design in Mining and Tunnelling", A.A. Balkena, (1984).
- BORM, G., "Analysis of creep and relaxation around and underground opening in rock salt" (en allemand), Proc. 5th Cong. Int. Soc. Rock Mech., Melbourne, Vol. 2, Section D, pp. 23-28, (1983).
- BOUCLY, P., "Comportement mécanique des cavités dans le sel; état actuel de nos connaissances", Revue de l'Inst. Français du Pétrole, Vol. 37, No. 4, pp. 455-486, (1982a).

- BOUCLY, P., "Expérience in situ et modélisation du comportement des cavités salines utilisées pour le stockage de gaz". Rev. Française de Géot., No. 18, pp. 49-57, (1982b).
- BRADSHAW, R.L., BOEGLY, W.J., EMPSON, F.M., "Correlation of convergence measurements in salt mines with laboratory creep test data", Proc. 6th US Symp. on Rock Mech., Rolla, pp. 501-514, (1964).
- BRADSHAW, R.L., LOMENICK, T.F., "Rheology of salt in mine workings". Geology Technology Gulf Coast Salt, Sch. Geoscience. L.S.U., pp. 109-123, (1970).
- BRANSTETTER, L.J., PREECE, D.S., "Numerical studies of laboratory triaxial creep tests", Proc. 24th US Symp. on Rock Mech., pp. 37-51, (1983).
- BUERGER, M.J., "Translation gliding in crystals of the NaCl structural type", Amer. Mineralogist, Vol. 15, pp. 174-187, pp. 226-238, (1930).
- BUNGE, H.J., "Physical properties of polycrystals", tiré de Preferred Orientation in Deformed Metals and Rocks, Wenk, H.R. ed., Academic Press Inc., pp. 507-526, (1985).
- BUTCHER, B.M., "An elastic-plastic mechanical constitutive description for rock salt triaxial compression", SAND80-1935. Sandia National Laboratories, 44 p., (1980).
- CAHN, R.W., "Recovery and recrystallisation", tiré de Physical Metallurgy, édité par R.W. Cahn, Elsevier, Sc. Pub., pp. 1129-1198, (1970).
- CALLADINE, C.R., "Time-scales for redistribution of stress in creep of structures", Proc. Roy. Soc., A-309, pp. 363-375, (1969).
- CARTER, N.L., "Steady state flow of rocks". Rev. Geophys. Space Phys., Vol. 14, No. 3, pp. 301-360, (1976).
- CARTER, N.L., HANSEN, F.D., "Creep or rocksalt". Tectonophysics, Vol. 92, pp. 275-333, (1983).
- CARTER, N.L., HANSEN, F.D., SENSENY, P.E., "Stress magnitudes in natural rock salt", J. Geophys. Res., Vol. 87, No. B11, pp. 9289-9300, (1982).
- CARTER, N.L., HEARD, H.C., "Temperature and rate dependent deformation of halite", Am. J. Sci., Vol. 269, Oct., pp. 193-249, (1970).
- CARTER, N.L., KIRBY, S.H., "Transient creep and semibrittle behavior of crystalline rocks", Pure Applied Geophys., Vol. 116, pp. 807-839, (1978).

- CHABANNES, C.R., "An evaluation of the time-dependent behavior of solution mined caverns in salt for the storage of natural gas". M.Sc. thesis, Penn. State University. 139 p., (1983).
- CHRISTY, R.N., "Creep of silver bromide at high temperature", *Acta Metal.*, Vol. 2, pp. 284-293, (1954).
- CHRISTY, R.N., "Creep of sodium chloride and sodium bromide at high temperature", *Acta Metal.*, Vol. 4, pp. 441-443, (1956).
- COBLE, R.L., "A model for boundary diffusion controlled creep in polycrystalline materials", *Journ. Applied Phys.*, Vol. 34, pp. 1675-1682, (1963).
- COME, B., "Mécanique des roches et évacuation des déchets radioactifs en formation géologique". *Rev. Française de Géot.*, No. 25, pp. 17-26, (1983).
- CONSTANTINESCU, M., CRISTESCU, N., "Creep of rock-like materials". *Int. Journ. Engng. Sci.*, Vol. 21, No. 1, pp. 45-49, (1983).
- COOK, R.F., "Long-term closure of a shaft excavation through evaporite deposits", *Proc. 1st Int. Potash Tech. Cong.*, Saskatoon, pp. 275-281, (1983).
- COOLBAUGH, M.J., "Special problems of mining in deep potash". *Trans. AIME (S.M.E.)*, Vol. 238, pp. 323-329, (1967).
- COSTIN, L.S., WAWERSIK, W.R., "Creep heeling of fractures in rock salt", *Sandia Nat. Lab.*, SAND80-0392, 23 p., (1980).
- COTTRELL, A.H., "The time laws of creep". *Journ. Mech. Phys. Solids*, Vol. 1, pp. 53-63, (1952).
- CRUDEN, D.M., "The form of the creep law for rock under uniaxial compression". *Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 8, pp. 105-126, (1971a).
- CRUDEN, D.M., "Single increment creeps experiments on rock under uniaxial compression". *Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 8, pp. 127-142, (1971b).
- DASH, W.C., TWEET, A.G., "Observing dislocations in crystals". *Sci. Amer.*, Vol. 205, No. 4, pp. 107-116, (1961).
- DAWSON, P.R., "Constitutive models applied in the analysis of creep of rock salt", SAND-79-0237, Sandia National Laboratories, New Mexico, (1979).

- DAWSON, P.R. & MUNSON, D.E., "Numerical simulation of creep deformations around a room in a deep potash mine". Int. Journ., Rock Mech. Min. Sci., Vol. 20, No. 1, pp. 33-42, (1983).
- DHATT, G., TOUZOT, G., "Une présentation de la méthode des éléments finis", Les Presses de l'Université Laval, (1981).
- DINIS DA GAMA,C., "Rheologic behavior of heterogeneous salt rocks", Proc. 4th Int. Cong. Rock Mech., Montreux, Vol. 1, pp. 107-113, (1979).
- DORN, J.E., "Low temperature dislocation mechanisms", tiré de Dislocation Dynamic, édité par Rosenfield, A.R., McGraw-Hill, pp. 27-55, (1968).
- DRAGON, A., MROZ, Z., "A model for plastic creep of rock like materials accounting for the kinetics of fracture", Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 16, pp. 253-259, (1979).
- DREYER, W., "The Science of Rock Mechanics; Part I, The Strength Properties of Rock", Trans Tech Pub., (1972).
- DREYER, W.E., "Results of recent studies on the stability of crude oil and gas storage in salt caverns", Proc. 4th Int. Symp. on Salt, pp. 65-92, (1973).
- DREYER, W.E., "Crude oil storage in a system of salt caverns", Proc. 1st Conf. on the Mech. Behavior of Salt (Sept. 1981), Trans Tech Pub., pp. 629-660, (1984).
- DUDDECK, H.W., NIPP, H.K., "Time and temperature dependent stress and displacement fields in salt domes". Proc. 23rd US Symp. on Rock Mech., Berkeley, pp. 596-603, (1982).
- DÜRR, K., MEISTER, D., "Evaluation of pillar deformation and stability in a salt mine, utilizing acoustic emission, mine survey and rock deformation data", Proc. 3rd Conf. on Acoustic Emission/Micro-seismic Activity in Geological Structures and Materials (Oct. 1981), pp. 283-302, (1984).
- DUSSEAUULT, M.B., MRAZ, D., "Salt rock constitutive behavior", Proc. 1st Potash Tech. Conf., Saskatoon, pp. 311-319, (1983).
- DYSON, B.F., MCLEAN, M., "Particles-coarsening, σ_0 and tertiary creep", Acta Metal., Vol. 31, pp. 17-27, (1983).
- EGGELER, G., BLUM, W., "Coarsening of the dislocation structure after stress reduction during creep of NaCl single crystals". Phil. Mag. A, Vol. 44, pp. 1065-1084, (1981).

- EVANS, W.J., HARRISON, G.F., "Comparison between the sinh and effective stress equations for secondary creep ratio", Materials Science and Engineering, Vol. 37, pp. 271-281, (1979).
- FARMER, I., "Engineering Behavior of Rocks", Chapman & Hall, (1983).
- FARMER, I.W., GILBERT, M.J., "Time-dependent strength reduction of rock salt", Proc. 1st Conf. on the Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981), Trans Tech Pub., pp. 3-18, (1984).
- FINE, J., TIJANI, S.M., VOUILLE, G., BOUCLY, P. "Détermination expérimentale de quelques paramètres élastoviscoplastiques des roches", Proc. 4th Int. Cong. Rock Mech., Montreux, Vol. 1, pp. 139-143, (1979).
- FINNIE, I., HELLER, W.R., "Creep of Engineering Materials". McGraw-Hill, (1959).
- FISHER, R.M., SALLY, J.S., "High-speed dislocations". Discussion tirée de Dislocation Dynamics, édité par Rosenfield, A.R., McGraw-Hill, pp. 617-620, (1968).
- FONTAINE, G., HAASEN, P., "Hydrostatic pressure and plastic deformation of the alkali halides", Phys. Stat. Sol., Vol. 31; pp. K76-K70, (1969).
- FOSSUM, A.F., "Visco-plastic behaviour during the excavation phase of a salt cavity", Int. Journ. Num. & Analytical Met. in Geomechanics, Vol. 1, pp. 45-55, (1977).
- FRANK, F.C., READ, W.T., "Multiplication processes for slow moving dislocations", Phys. Rev., Vol. 79, pp. 722-723, (1950).
- FRIEDMAN, M., DULA, W.F., GANGI, A.F., GAZONAS, G.A., "Structural petrology of experimentally deformed synthetic rocksalt", Proc. 1st Conf. Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981), Trans Tech Pub., pp. 19-36, (1984).
- FROST, H.J., ASHBY, M.F., "Deformation-Mechanism Maps - The Plasticity and Creep of Metals and Ceramics", Pergamon Press, (1982).
- GANGI, A.F., PARRISH, D.K., HANDIN, J., "Transient and steady-state deformation of synthetic rocksalt", Proc. 1st Conf. Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981), Trans Tech Pub., pp. 37-51, (1984).
- GAROFALO, F., "Fundamentals of Creep and Creep-Rupture in Metals", Macmillan, (1965).
- GEHLE, R.M., THOMS, R.L., "Analysis of a cavern near the flank of a salt dome", Proc. 6th Int. Symp. on Salt, Toronto, preprints, 13 p. (1983).

- GEHLE, R.M., THOMS, R.L., "Monitoring cyclic load effects on rock salt in situ", Proc. 3rd Conf. on Acoustic Emission/Microseismic Activity in Geological Structures and Materials, (Oct. 1981), pp. 339-345, (1984).
- GERA, F., "Reviews of salt tectonics in relation to the disposal of radioactive wastes in salt formation", Bull. Geol., Soc. Amer., Vol. 83, pp. 3551-3574, (1972).
- GEVANTMAN, L.H., "Physical Properties Data for Rock Salt", National Bureau of Standards Monograph 167, US Dept. of Commerce, Chap. 3, pp. 102-203, (1981).
- GHABOSSI, J., RANKEN, R.E., HENDRON, A.J., "Time-dependent behavior of solution caverns in salt", Proc. ASCE, J. Geol. Eng. Div., Vol. 107, No. GT10, pp. 1379-1401, (1981).
- GHANDI, C., ASHBY, M.F., "Fracture-mechanism maps for materials which cleave: F.C.C., B.C.C. and H.C.P. metals and ceramics", Acta Metal., Vol. 27, pp. 1565-1602, (1979).
- GILBERT, M.J., FARMER, I.W., "A time-dependent model for lining pressure based on strength concepts", Proc. Int. Symp. on Weak Rock, Tokyo, pp. 137-142, (1981).
- GILL, D.E., "Rhéologie des roches et des massifs rocheux", cours 6.603, non publié, Ecole Polytechnique de Montréal, (1983).
- GIODA, G., "A finite element solution to non-linear creep problems in rocks", Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 18, pp. 35-46, (1981).
- GNIRK, P.F., JOHNSON, R.E., "The deformation behavior of a circular mine shaft situated in a viscoelastic medium under hydrostatic stress", Proc. 6th US Symp. on Rock Mech., Rolla, pp. 231-259, (1964).
- GOODMAN, R.E., "Methods of Geological Engineering in Discontinuous Rocks", West Publishing, (1976).
- GOODMAN, R.E., "Introduction to Rock Mechanics", John Wiley & Sons, (1980).
- GOTTSTEIN, G., MECKING, H., "Recrystallization", tiré de Preferred Orientation in Deformed Metals and Rocks, Wenk, H.R. ed., Academic Press Inc., pp. 183-218, (1985).
- GRANATO, A.U., "Internal friction studies of dislocation motion", tiré de Dislocation Dynamics, édité par Rosenfield, A.R., McGraw-Hill, pp. 117-157, (1968).

- GRIFFITH, A.A., "The theory of rupture" Proc. 1st Int. Cong. Appl. Mech., pp. 55-63, (1924).
- GRIGGS, D.T., "Deformation of rocks under high confining pressures; Part I: Experiments at room temperature", Journ. Geology, Vol. 44, No. 5, pp. 541-577, (1936).
- GRIGGS, D.T., "Creep of rocks", Journ. Geology, Vol. 47, No. 3, pp. 225-251, (1939).
- GRIGGS, D.T., "Experimental flow of rocks under conditions favouring recrystallization", Bull. Geol. Soc. Amer., Vol. 51, pp. 1001-1022, (1940).
- GRIGGS, D.T., PATERSON, M.S., HEARD, H.C., TURNER, F.J., "Annealing recrystallisation in calcite crystals and aggregates", tiré de Rock Deformation, Memoir # 79 of the Geol. Soc. of America, ed. Griggs, D.T., Handin, J., pp. 21-37, (1960a).
- GRIGGS, D.T., TURNER, F.J., HEARD, H.C., "Deformation of rocks at 500° to 800°C", tiré de Rock Deformation, Memoir # 79 of the Geol. Soc. of America, ed. Griggs, D.T., Handin, J., pp. 39-104, (1960b).
- GROVES, G.W., KELLY, A., "Independent slip systems in crystals", Phil. Mag., Vol. 8, pp. 877-887, (1963).
- GUDEHUS, G. (ED.), "Finite Elements in Geomechanics", John Wiley & Sons, (1977).
- GUESSOUS, Z., "Contraintes résiduelles", Rapport interne, École Polytechnique, 82 p., (1983).
- GUESSOUS, Z., "Effets du prélèvement sous pression biaxiale sur les propriétés du sel"; Thèse de doctorat, Département de Génie civil, École Polytechnique de Montréal, 312 p., (1985).
- GUESSOUS, Z., LADANYI, B., GILL, D.E., "Effect of sampling disturbance on laboratory determined properties of rock salt", Preprint, 2nd Conf. on the Mech. Behavior of Salt, 32 p., (1984).
- HANDIN, J., CARTER, N.L., "Rheological properties of rocks at high temperature", Proc. 4th Int. Cong. Rock Mech., Montreux, Vol. 3, pp. 97-106, (1979).
- HANSEN, F.D., "Evaluation of an inelastic law for salt creep", Proc. 18th US Symp. on Rock Mech., pp. 4B5.1-4B5.5, (1977).
- HANSEN, F.D., CARTER, N.L., "Creep of rock salt at elevated temperature", Proc. 21st US Symp. on Rock Mech., Rolla, pp. 217-226, (1980).

- HANSEN, F.D., CARTER, N.L., "Creep of Avery Island rocksalt", Proc. 1st Conf. Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981), Trans Tech Pub., pp. 53-69, (1984).
- HARDY, H.R., "Theoretical and laboratory studies relative to the design of salt caverns for the storage of natural gas", Project PR-12-71 of the Pipeline Research Committee, American Gas Association, 709 p., (1982).
- HEARD, H.C., "The effect of large changes in strain rate in the experimental deformation of rocks", Journ. Geology, Vol. 71, pp. 162-195, (1963).
- HEARD, H.C., "Steady-state flow in polycrystalline halite at pressure of 2 kilobars", tiré de Flow and Fracture of Rocks, Geophys. Monogr. Ser., Amer. Geophys. Union, Vol. 16, pp. 191-210, (1972).
- HEDLEY, D.G.F., "An appraisal of convergence measurements in salt mines", Proc. 4th Can. Rock Mech. Symp., Ottawa, pp. 117-135, (1967).
- HERRMANN, W., LAWSON, H.S., "Analysis of creep data for various natural rock salt", Sandia National Laboratories, SAND-81-2567, (1981).
- HERRMANN, W., WAWERSIK, W.R., LAUSON, H.S., "A model for transient creep of southeastern New Mexico rock salt", Sandia National Laboratories, SAND-80-2172, 47 p., (1980).
- HERRMANN, W., WAWERSIK, W.R., MONTGOMERY, S.T., "Review of creep modelling for rock salt", Proc. Int. Conf. on Constitutive Laws for Eng. Materials, Theory and Applications, Toronto, preprints, (1983).
- HIRTH, J.P. & LOTHE, J., "Theory of Dislocations", McGraw-Hill, (1968).
- HOEK, E., BROWN, E.T., "Underground Excavations in Rock", The Institution of Mining & Metallurgy, (1980).
- HÖFER, K.H., KNOLL, P., "Investigations into the mechanism of creep deformation in carnallite and practical applications", Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 8, pp. 61-73, (1971).
- HÖFER, K.H., THOMA, K., "Triaxial tests on salt rocks", Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 5, pp. 195-203, (1968).
- HORSEMAN, S., PASSARIS, E., "Creep tests for storage cavity closure prediction", Proc. 1st Conf. Mech. Behavior of salt (Nov. 1981), Trans Tech Pub., pp. 119-157, (1984).
- HULT, J.A.H., "Creep in Engineering Structures", Blaisdell Pub., (1966).

- HUNEAULT, P., "Etude paramétrique d'un essai pressiométrique à long terme dans la glace". Mémoire de maîtrise, Département de Génie civil, Ecole Polytechnique de Montréal, 221 p., (1984).
- HUNSCHE, U., "Results and interpretation of creep experiments on rocksalt", Proc. 1st Conf. Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981), Trans Tec Pub., pp: 159-167, (1984).
- HUNSCHE, U, PLISCHKE, I, NIPP, H.K., ALBRECHT, H., "An in situ creep experiment using a large rock-salt pillar", Proc. 6th Int. Symp. on Salt, Toronto, Preprints, 57 p., (1983).
- ITÔ, H., "Creep of rock based on long-term experiments", Proc. 5th Int. Cong. Rock Mech., Melbourne, Section a, pp. 117-120, (1983).
- JAEGER, J.C., COOK, N.G.W., "Fundamentals of Rock Mechanics", 3^e édition, Chapman & Hall, (1979).
- JAMES, D.R., CARPENTER, S.H., "Relationship between acoustic emission and dislocation kinetics in crystalline solids", Journ. App. Phy., Vol. 42, no. 12, pp. 4685-4697, (1971).
- KAMB, W.B., "Theory of preferred crystal orientation developed by crystallisation under stress", Journ. Geology, Vol. 67, pp. 153-170, (1959).
- KAUFMANN, D.W., "Physical properties of sodium chloride in crystal, liquid, gas and aqueous solution states", tiré de Sodium Chloride, ed. D.W. Kaufmann, American Chemical Society, Monograph Series, Hafner Pub., Chap. 25, pp. 587-626, (1971).
- KAUZMANN, W., "Flow of solid metals from the stand point of the chemical rate theory", Am. Inst. Min. Eng. Trans., Vol. 143, pp. 57-83, (1941).
- KERN, H. & RICHTER, A., "Microstructure and textures in evaporites", tiré de Preferred Orientation in Deformed Metals and Rocks, Wenk, H.R. ed., Academic Press Inc., pp. 317-334, (1985).
- KING, M.S., "A method for determining the long-term strength of evaporites", CIM Bulletin, Vol. 64, No. 7, pp. 48-51, (1971).
- KING, M.S., "Creep in model pillars of Saskatchewan potash", Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 10, pp. 363-371, (1973).
- KING, M.S. et ACAR, K.Z., "Creep properties of Saskatchewan potash as a function of changes in temperature and stress", Proc. 3rd Symp. on Salt, Vol. 2, pp. 226-235, (1970).

- KRENK, S., "Internally pressurized spherical and cylindrical cavities in rock salt", Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 5, pp. 219-224, (1978).
- KUHLMANN-WILSDORF, D., "Dislocations", tiré de Physical Metallurgy, édité par R.W. Cahn, Elsevier, pp. 787-854, (1970).
- LAD, R.A. & METZ, F.I., "An experimental investigation of the effect of vacancy and F-center concentrations on the transient creep of sodium chloride single crystals", Mech. & Phys. of solids, Vol. 4, pp. 28-37, (1955).
- LADANYI, B., "An engineering theory of creep of frozen soils", Can. Geot. Journ., Vol. 9, pp. 63-80, (1972a).
- LADANYI, B., "In situ determination of undrained stress-strain behavior of sensitive clays with the pressuremeter", Can. Geot. Journ., Vol. 9, pp. 313-319, (1972b).
- LADANYI, B., "Quasi-static expansion of a cylindrical cavity in rock", Proc. 3rd Symp. Engineering Applications of Solid Mechanics, Toronto, Vol. 2, pp. 219-240, (1976).
- LADANYI, B., "Direct determination of ground pressure on tunnel lining in a non-linear viscoelastic rock", Proc. 13th Can. Rock Mech. Symp., CIM spec. Vol. 22, Toronto, pp. 126-132, (1980).
- LADANYI, B., BARTHELEMY, E., SAINT-PIERRE, R., "In situ determination of creep properties of ice covers by means of borehole creep and relaxation tests", Proc. Workshop on the Bearing Capacity of Ice Covers, Winnipeg, pp. 44-64, (1979).
- LADANYI, B., GILL, D.E., "In situ determination of creep properties of rock salt", Proc. 5th Int. Cong. Rock Mech., Melbourne, Section A, pp. 219-225 (1983a).
- LADANYI, B., GILL, D.E., "In situ measurement of creep properties of potash by a borehole dilatometer test", Proc. 1st Int. Potash Tech. Conf., Saskatoon, pp. 267-273, (1983b).
- LADANYI, B., GILL, D.E., "Determination of creep parameters of rock salt by means of a borehole dilatometer", Proc. 1st Conf. on the Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981), Trans Tech Pub., pp. 473-491, (1984).
- LAKS, H., WISEMAN, C.D., SHERBY, O.D., DORN, J.E., "Effect of stress on creep at high temperatures", Journ. Am. Soc. Mech. Eng., Vol. 24, pp. 207-213, (1956).
- LAMA, R.D., VUTUKURI, V.S., "Handbook on Mechanical Properties of Rocks", Vol. III, Trans Tech Pub., (1978).

- LANGDON, T.G., "Regimes of plastic deformation", tiré de Preferred Orientation in Deformed Metals and Rocks, Wenk, H.R. ed., Academic Press Inc., pp. 219-232, (1985).
- LANGER, M., "Rheological behaviour of rock masses", Proc. 4th Int. Cong. Rock Mech., Montreux, Vol. 3, pp. 29-62, (1979).
- LANGER, M., "Geotechnical investigation methods for rock salt", Bull. Int. Ass. of Engineering Geology, No. 25, pp. 155-164, (1982).
- LANGER, M., "La géologie de l'ingénieur peut-elle aider à résoudre le problème du stockage des déchets radioactifs" Bulletin Ass. Int. Géol. Ing., No. 28, pp. 5-16, (1983).
- LANGER, M., "The rheological behaviour of rock salt", Proc. 1st Conf. Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981), Trans Tech Pub., pp. 201-240, (1984).
- LE COMTE, P., "Creep in rock salt", Journ. of Geol., Vol. 73, No. 3, pp. 4969-484, (1965).
- LEES, J.M., "Salt-dome depositional and deformational problems", Journ. Inst. Petroleum Tech., London, Vol. 7, pp. 259-280, (1931).
- LI, J.C.M., "Kinetics and dynamics in dislocation plasticity", tiré de Dislocation Dynamics, édité par Rosenfield, A.R., McGraw-Hill, pp. 87-116, (1968).
- LINDNER, E.W., BRADY, B.H.G., "Memory aspects of salt creep", Proc. 1st Conf. on the Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981), Trans Tech Pub., pp. 241-273, (1984).
- LOMENICK, T.F., BRADSAHW, R.L., "Deformation of rock salt in openings mined for the disposal of radioactive wastes". Rock Mechanics, Vol. 1, No. 1, pp. 5-29, (1969).
- LÜTHY, H., WHITE, R.A., SHERBY, O.D., "Grain boundary sliding and deformation mechanism maps". Materials Science and Engineering, Vol. 39, pp. 211-216, (1979).
- McCLAIN, W.C., "Time dependent behavior of pillars in the Alsace potash mines", Proc. 6th US Symp. on Rock Mech., Rolla, pp. 231-259, (1964).
- McCLINTOCK, F.A., ARGON, A.S., "Mechanical Behavior of Materials", Addison-Wesley, (1966).
- MAIER, G., HUECKEL, T., "Non associated and coupled flow rules of elastoplasticity for rock like materials", Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 16, pp. 77-92, (1979).

- MARRIOTT, D.L., LECKIE, F.A., "Some observations on the deflexions of structures during creep", Proc. Inst. Mech. Engrs., Vol. 178, part 3L, pp. 115-125, (1964).
- MAXWELL, D.E., WAHI, K.K., REAUGH, J.E., HOFMAN, R., "A time-dependent creep model for salt", Proc. 5th Symp. on Salt, Vol. 1, pp. 297-303, (1978).
- MELLEGARD, K.D., PFEIFLE, T.W., SENSENY, P.E., "Constitutive behavior of saline salt from the Cleveland mine", Proc. 6th Int. Symp. on Salt, Toronto, preprints, 20 p., (1983).
- MENDELSON, S., "Dislocations and plastic flow in NaCl single crystals", Journ. of App. Phys., Vol. 33, No. 7, pp. 2175-2181, (1962a).
- MENDELSON, S., "Role of surface in plastic flow of NaCl single crystals", Journ. of App. Phys., Vol. 33, No. 7, pp. 2182-2186, (1962b).
- MICHEL, B., "Recherche sur les propriétés mécaniques du sel gemme aux mines domaniales de potasse d'Alsace", Proc. 1st Cong. Int. Soc. Rock Mech., Lisboa, pp. 595-600, (1966).
- MICHELSON, A.A., "The laws of elastic-viscous flow - Part I", Journ. Geol., Vol. 25, pp. 405-410, (1917).
- MISRA, A.K., MURRELL, S.A.F., "An experimental study of the effect of temperature and stress on the creep of rocks", Geophys. J.R. Astr. Soc., Vol. 9, pp. 509-535, (1965).
- MOGHARREBI, M., THOMS, R.L., "In situ behaviour of salt from closure of deep boreholes". Proc. 13th Can. Rock Mech. Symp., Toronto, CIM Special Volume 22, pp. 198-203, (1980).
- MONTGOMERY, S.T., "Implementation of a transient creep model for natural rock salt as a material response subroutine for SANCHO", Sandia National Laboratories, SAND-81-1163, (1981).
- MORGAN, H.S., KRIEG, R.D., MATALUCCI, R.V., "Comparative analysis of mine structural codes used in the second WIPP benchwork problem", Sandia National Laboratories Report SAND-81-1389, 167 p., (1981).
- MORLIER, P., "Le fluage des roches", supplément aux Annales de l'Institut technique du Bâtiment et des Travaux publics, No. 217 (jan. 1966), pp. 89-112, (1966).
- MOTT, N.F., "The mechanical properties of metal", Proc. Phys. Soc., Vol. 64B, London, pp. 729-741, (1951).

- MOTT, N.F., NABARRO, F.R.N., "Dislocation theory and transient creep", Proc. Cong. on the Strength of Solids, London, Phys. Soc. pp. 1-19, (1948).
- MRAZ, D., "Theoretical predictions confirmed by in situ rock behaviour in deep potash mine", Proc. 19th US Symp. on Rock Mech., Reno, pp. 468-475, (1978).
- MRAZ, D., "Plastic behaviour of salt rock utilized in designing a mining method", CIM Bulletin, Vol. 73, pp. 115-123, (1980).
- MRAZ, D., "Solutions to pillar design in plastically behaving rocks", CIM Bulletin, preprints, 37 p., (1984).
- MRAZ, D.Z., DUSSEAUT, M.B., "Method of correlation of laboratory test with in situ conditions", Proc. 6th Int. Symp. on Salt, Toronto, preprints, 24 p., (1983).
- MUNSON, D.E., "Preliminary deformation mechanism map for salt", Sandia National Laboratories, SAND-79-0076, 34 p., (1979).
- MUNSON, E.D., DAWSON, P.R., "Constitutive model for the low temperature creep of salt", Sandia National Laboratories, SAND-79-1853, 44 p., (1979).
- MUNSON, D.E., DAWSON, P.R., "A work-hardening/recovery model of transient creep of salt during stress loading and unloading", Proc. 23rd US Symp. on Rock Mech., Berkeley, pp. 299-306, (1982a).
- MUNSON, D.E., DAWSON, P.R., "A transient creep model for salt during stress loading and unloading", Sandia National Laboratories, Report SAND-82-0962, 60 p., (1982b).
- MUNSON, D.E., DAWSON, P.R., "Salt constitutive modelling using mechanism maps", Proc. 1st Conf. Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981), Trans Tech Pub., pp. 717-737, (1984).
- NABARRO, F.R.N., "Theory of Crystal Dislocations", Clarendon Press, (1967).
- NABARRO, F.R.N., CONRAD, H., "Low-speed dislocations", tiré de Dislocation Dynamics, édité par Rosenfield, A.R., McGraw-Hill, pp. 475-484, (1968).
- NADAI, A., "The influence of time upon creep: The hyperbolic sine creep law", tiré de Contributions to the Mechanics of Solids, ed. Timoshenko, S., MacMillan, pp. 155-170, (1938).
- NADAI, A., "Theory of Flow and Fracture of Solids", Vol. I, McGraw-Hill, (1950).

- NAIR, K., CHANG, C.Y., SINGH, R.D., ABDULLAH, A.M., "Time-dependent analysis to predict closure in salt cavities", Proc. 4th Int. Symp. on Salt, pp. 129-139, (1974).
- NAIR, K., SINGH, R.D., "Creep rupture criteria for salt", Proc. 4th Symp. on Salt, Houston, Vol. 2, pp. 41-49, (1974).
- NELSON, J.W., KELSALL, P.C., "Prediction of long-term creep closure in salt", Proc. 25th US Symp. on Rock Mech., pp. 1115-1125, (1984).
- NGUYEN, M.D., BEREST, P., "Modélisation d'une cavité de stockage de gaz dans le sel considéré comme matériau élastoviscoplastique - solution explicite", Rev. Française de Géol., No 16, pp. 11-15, (1981).
- OBERT, L., "Effects of stress relief and other changes in stress on the physical properties of rock", U.S. Bureau of Mines, Report of Investigation 6053, 8 p., (1962).
- OBERT, L., DUVALL, W.I., "Rock Mechanics and the Design of Structures in Rock", Wiley, (1967).
- ODE, H., "Review of mechanical properties of salt relating to salt-dome genesis". Diapirism & Diapirs, ed. Braunstein, J., O'Brien, G.D., (Paper presented at International Conference on Saline Deposits, Geological Society of America, 1962), Am. Assoc. Pet. Geol., pp. 53-78, (1968).
- ODQVIST, F.K.G., "Mathematical Theory of Creep and Creep Rupture", Clarendon Press, (1974).
- OROWAN, E., "Seismic damping and creep in the mantle", Geophys. J.R. Astr. Soc., Vol. 14, pp. 191-218, (1967).
- OTTOSEN, N.S., KRENK, S., "Nonlinear analysis of cavities in rock salt", Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 16, pp. 245-252, (1979).
- PALISSY, (BAILON, J.P., DORLOT, J.M., HAENNY, L. et RIGAUD, M.), "Des Matériaux", Editions de l'Ecole Polytechnique de Montréal, (1980).
- PARKER, E.R., "Modern concept of flow and fracture", Am. Soc. for Metals, Trans., Vol. 50, pp. 52-104, (1958).
- PASSARIS, E.K.S., "The rheological behaviour of rocksalt as determined in an in situ pressurized test cavity", Proc. 4th Int. Cong. Rock Mech., Montreux, Vol. 1, pp. 257-264, (1979).
- PASSARIS, E.K.S., "The extrinsic anisotropy of rock salt when subjected simultaneously to tensile and compressive stress fields", Proc. 5th Int. Symp. on Salt, Hambourg, Vol. 1, pp. 477-485, (1980).

- PASSARIS, E.K.S., "Fatigue characteristics of rock salt with reference to underground storage caverns", Proc. Int. Soc. Rock Mech. Symp., (Aachen), pp. 983-989, (1982).
- PATERSON, M.S., "Experimental Rock Deformation - The Brittle Field", Springer-Verlag, (1978).
- PELEG, N., "The use of high modulus inclusion for in situ stress determination in visco-elastic rocks", Technical report no. 2.68, School of Mineral & Metal. Eng., University of Minnesota (Minneapolis), for Missouri River Division Corp. of Engineers, 114 p., (1968).
- PFEIFLE, T.W., SENSENY, P.E., "Steady-state creep of rock salt in geoengineering", Proc. 23rd US Symp. on Rock Mech., Berkley, pp. 309-314, (1982).
- POIRIER, J.P., "High temperature creep of single crystal of sodium chloride", Phil. Mag., Vol. 26, pp. 713-725, (1972).
- POTTS, E.L.J., "An investigation into the design of room and pillar workings in rock salt", Trans. Inst. Min. Engrs., Vol. 124, No. 49, pp. 27-47, (1964).
- POTTS, W.H., "Development of a design procedure for shallow rock salt mine", CIM Bulletin, Vol. 69, No. 1, pp. 60-68, (1976).
- POTTS, E.L.J., THOMPSON, T.W., PASSARIS, E.K.S., HORSEMAN, S.T., "An investigation into underground gas storage in brine well cavities", Proc. 5th Int. Symp. on Salt, Hambourg, Vol. 2, pp. 105-123, (1980).
- PREECE, D.S., FOLEY, J.T., "Finite element analysis of salt caverns employed in the strategic petroleum reserve", Proc. 6th Int. Symp. on Salt, Toronto, preprints, 44 p., (1983).
- PREECE, D.S., STONE, C.M., "Verification of finite element methods used to predict creep response of leached salt caverns", Proc. 23rd US Symp. on Rock Mech., Berkley, pp. 655-663, (1982).
- PRIJ, J., MENGELOERS, J., "On the derivation of a creep law from isothermal borehole convergence", Report ECN-89, Netherland Energy Research Foundation, 51 p., (1981).
- PRUGGER, F.F., JONES, P.R., "Underground mining in Saskatchewan potash", SME-AIME Fall Meeting & Exhibit, Minneapolis, Oct. 1980, preprints # 80-347, (1980).
- RABOTNOV, Y., "Creep Problems in Structural Members", North-Holland Pub., (1969).

- REINER, M., "Deformation and Flow", H.K. Lewis, (1960).
- REYNOLDS, T.D., GLOYNA, E.F., "Creep measurements in salt mines", Proc. 4th US Symp. on Rock Mech., Penn State Univ., pp. 11-17, (1961).
- RUSSELL, J.E., "A creep model for salt", Proc. 5th Symp. on Salt, Vol. 1, pp. 349-353, (1978).
- RUSSELL, J.E., CARTER, N.L., HANDIN, J., "Laboratory testing for repository characterization", Proc. 25th US Symp. on Rock Mech., pp. 1188-1213, (1984).
- SENSENY, P.E., PFEIFLE, T.W., MELLEGARD, K.D., "A constitutive law for salt derived from laboratory data", Proc. 1st Int. Potash Tech. Conf., Saskatoon, pp. 329-335, (1983).
- SERATA, S., "Theory and model of underground opening and support system", Proc. 6th US Symp. on Rock Mech., Rolla, pp. 260-292, (1964).
- SERATA, S., "Application of continuum mechanics to design of deep potash mines in Canada", Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 5, pp. 293-314, (1968).
- SERATA, S., "Prerequisites for application of finite element method to solution cavities and conventional mines", Proc. 3rd Symp. Salt, Vol. 2, pp. 249-279, (1970).
- SERATA, S., "Utilization of stress envelopes in design of solution cavities", Proc. 4th Symp. on Salt, Houston, Vol. 2, pp. 51-64, (1974).
- SERATA, S., "Instrumentation for stress control design of deep mine entries", Proc. 19th, US Symp. on Rock Mech., Reno, pp. 495-501, (1978a).
- SERATA, S., "Geomechanical basis for design of underground salt cavities", Presented at Energy Tech. Conf. & Exhibition, Houston, Nov. 78, ASME Publication No. 78-Pet.-59, 43 p., (1978b).
- SERATA, S., "Structural relationship between mine openings and solution caverns", Solution Mining Institute meeting, preprints, 26 p., (1982a).
- SERATA, S., "Stress control methods: quantitative approach to stabilizing mine openings in weak ground", Keynote Address, Proc. 1st Int. Conf. on Stability in Underground Mining, Vancouver, August 82, preprints, 47 p., (1982b).

- SERATA, S., GLOYNA, E.F., "Principles of structural stability of underground salt cavities", *Journ. of Geoph. Res.*, Vol. 65, No. 9, pp. 2979-2987, (1960).
- SERATA, S., McNAMARA, J.F., "Numerical modelling of behavior of caverns in salt for compressed air energy storage (CAES)", Report prepared for Pacific Northwest Laboratories, No. B-82290-A-P, 85 p., (1980a).
- SERATA, S., McNAMARA, J.F., "Numerical modelling of behavior of caverns in salt for compressed air energy storage with elevated temperatures", Report prepared for Pacific Northwest Laboratories, No. B-82290-A-P, 97 p., (1980b).
- SERATA, S., SAKURAI, S., ADACHI, T., "Theory of aggregate rock behavior based on absolute three-dimensionnal testing (ATT) of rock salt", *Proc. 10th US Symp. on Rock Mech.*, Austin, pp. 431-473, (1968).
- SINGH, D.P., "A study of creep of rocks", *Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 12, pp. 271-275, (1975).
- SINGH, D.P., BAMFORD, W.E., "The prediction and measurement of the long-term strength of rock", *Proc. 1st Australia-New Zealand Conf. on Geomech.*, Melbourne, Vol. 1., pp. 37-44, (1971).
- SKROTKI, W., "An estimate of the brittle to ductile transition in salt", *Proc. 1st Conf. on the Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981)*, Trans Tech Pub., pp. 381-388, (1984).
- SMIDT, F.A., BEMENT, A.L., "Thermally activated dislocation motion and its application to the study of radiation damage", *tiré de Dislocation Dynamics*, édité par Rosenfield, A.R., McGraw-Hill, pp. 409-429, (1968).
- SNYDER, J.D., DELLWIG, L.F., "Plastic flow in Kansas salt mines at Lyons and Hutchinson", *Geol. Soc. America Bull.*, Vol. 71, p. 1848, (1960).
- SPENCE, J., HULT, J.A.H., "Simple approximations for creep relaxation". *Int. Journ. Mech. Science*, Vol. 15, pp. 741-755, (1973).
- SPRACKLING, M.T., "Dislocation mobility and work hardening in sodium chloride", *Phil. Mag.*, Vol. 27, pp. 265-271, (1973).
- SPRACKLING, M.T., "Residual stresses in quenched rock salt crystals", *Journ. Phys. D.: Appl. Phys.*, Vol. 13, pp. 503-507, (1980).
- STARFIELD, A.M., McCALIN, W.C., "Project salt vault: A case study in rock mechanics", *Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 10, pp. 641-657, (1973).

- STAUPENDAHL, G., SCHMIDT, M.W., "Field investigation of the long-term deformational behavior of a 10 000 m³ cavity of the Asse salt mine", Proc. 1st Conf. on the Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981), Trans Tech Pub., pp. 511-525, (1984).
- STEIN, D.F., "Some effects of crystal orientation and purity on the dynamical behavior of dislocations" tiré de Dislocation Dynamics, édité par Rosenfield, A.R., McGraw-Hill, pp. 453-474, (1968).
- STOKES, R.J., "Mechanical properties of polycrystalline sodium chloride", Proc. British Ceramics Society, Vol. 6, pp. 189-207, (1966).
- STOLOFF, N.S., LEZIUS, D.K., JOHNSTON, T.L., "Effects of temperature on the deformation of KCl-KBr alloys", Journ. App. Phys., Vol. 34, No. 11, pp. 3315-3322, (1963).
- STRAVOGIN, A.N., LODUS, E.V., "Creep and the time dependence of the strength in rocks", Soviet Mining Science, Vol. 10, No. 6, pp. 653-658, (1974).
- SVALSTAD, D.K., "Canister-scale analyses of a nuclear waste emplacement at two potential nuclear waste repository sites in bedded salt", Proc. 24th US Symp. on Rock Mech., pp. 837-848, (1983).
- TAMMEMAGI, H.Y. FOSSUM, A.F., SENSENY, P.E., "Thermo-mechanical modelling and salt mining", Proc. 6th Int. Symp. on Salt, Toronto, preprints, 27 p., (1983).
- TAUB, A.I., "Threshold stresses in amorphous alloys-I. Flow", Acta Metal., Vol. 30, pp. 2117-2127, (1982).
- THOMPSON, E., RIPPERGER, E.A., "An experimental technique for the investigation of the flow of halite and sylvinit", Proc. 6th US Symp. on Rock Mech., Rolla, pp. 467-488, (1964).
- THOMS, R.L., GEHLE, R.M., "Room convergence monitoring with an EDM in the Avery Island salt mine. Proc. 24th US Symp. on Rock Mech., pp. 849-856, (1983a).
- THOMS, R.L., GEHLE, R.M., "Borehole tests to predict cavern performance", Proc. 6th Int. Symp. on Salt, Toronto, Preprints, 16 p., (1983b).
- THOMS, R.L., MOGHARREBI, M., "Borehole closure in salt domes", Proc. 20th US Symp. on Rock Mech., Austin, pp. 407-414, (1979).
- TIJANY, S.M., "Synthèse des résultats expérimentaux relatifs à la rhéologie du sel de Tersanne", Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, Centre d'Etudes de Mécanique des Roches, Rapport # R81/7, 47 p., (1981).

- TIJANY, S.M., VOUILLE, G., "Le sel gemme en tant que liquide visqueux", Proc. 5th Int. Cong. Rock Mech., Melbourne, Vol. 2, Section D, pp. 241-246, (1983).
- VAN VLACK, L.H., "Materials Science for Engineers", Addison-Wesley, (1970).
- VAN VLACK, L.H., "Element of Materials Science and Engineering", Addison-Wesley, (1980).
- VARO, L., PASSARIS, E.K.S., "The role of water in the creep properties of halite", Conf. on Rock Engineering, New Castle upon Tyne, April 1977, pp. 85-100, (1977).
- VERRALL, R.A., FIELDS, R.J., ASHBY, M.F., "Deformation-mechanism maps for LiF and NaCl", J. Amer. Ceramic Soc., Vol. 60, No 5-6, pp. 211-216, (1977).
- VOUILLE, G., TIJANI, S.M., DE GRENIER, F., "Experimental determination of the rheological behavior of Tersanne rock salt", Proc. 1st Conf. Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981), Trans Tech Pub., pp. 407-420, (1984).
- WAGNER, R.A., LOKEN, M.C., TAMMEMAGI, H.Y., "Thermomechanical room region analysis of four potential nuclear waste repository sites in salt", Proc. 5th Int. Cong. on Rock Mech., Melbourne, Vol. 2, Section E, pp. 167-171, (1983).
- WAGNER, R.A., MELLEGARD, K.D., SENSENY, P.E., "Influence of creep law form on the predicted deformations in salt", Proc. 23rd US Symp. on Rock Mech., Berkley, pp. 684-691, (1982).
- WALLNER, M., "Stability calculations concerning a room and pillar design in rock salt" (en allemand), Proc. 5th Cong. Int. Soc. Rock Mech., Melbourne, Vol. 2, Section D, pp. 9-15, (1983).
- WALLNER, M., "Analysis of thermomechanical problems related to the storage of heat producing radioactive waste in rock salt". Proc. 1st Conf. Mecha. Behavior of Salt (Nov. 1981). Trans Tech Pub., pp. 639-763, (1984).
- WAWERSIK, W.R., CALLENDER, J.F., WEAVER, B., DROPEK, R.K., "Preliminary determination of mechanical properties on rock salt from Southeastern New Mexico", Proc. 17th US Symp. on Rock Mech., Salt Lake City, pp. 5C6.1-5C6.7, (1976).
- WAWERSIK, W.R., HANNU, D.W., "Mechanical behavior of New Mexico rock salt in triaxial compression up to 200°C", J. Geop. Res., Vol. 85, No. B-2, pp. 891-900, (1980).

WEBSTER, G.A., COX, A.P.D., DORN, J.E., "A relationship between transient and steady-state creep at elevated temperatures", Metal. Sci. Journ., Vol. 3, pp. 221-225, (1969).

WEERTMAN, J., KRAFT, J., "High-speed dislocations", tiré de Dislocation Dynamics, édité par Rosenfield, A.R., McGraw-Hill, pp. 609-617, (1968).

WEERTMAN, J., WEERTMAN, J.R., "Mechanical properties strongly temperature-dependent", tiré de Physical Metallurgy, édité par R.W. Cahn, Elsevier, pp. 983-1010, (1970a).

WEERTMAN, J., WEERTMAN, J.R., "Mechanical properties mildly temperature-dependent", tiré de Physical Metallurgy, édité par R.W. Cahn, Elsevier, pp. 921-981, (1970b).

WILLIAMS, J.R., HOCKING, G., "Couple thermo-mechanical analysis of salt cavities", Proc. 20th US Symp. on Rock Mech., Austin, pp. 415-422, (1979).

WINKEL, B.V., GERSTLE, K.H., KO, H.Y., "Analysis of time-dependent deformations of openings in salt media", Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 9, pp. 249-260, (1972).

ZAHARY, G., "Roch mechanics at International Minerals & Chemical Corporation (Canada) Limited", Proc. 3rd Can. Symp. on Rock Mech., Toronto, pp. 1-17, (1965).

ZIENKIEWICZ, D.C., "Continuum mechanics as an approach to rock mass problems", tiré de Rock Mechanics in Engineering Practice, de Stagg K.G., Zienkiewicz, O.C., John Wiley, pp. 237-273, (1968).

ZIENKIEWICZ, O.C., "The Finite Element Method in Engineering Science", McGraw-Hill, (1977).

TABLEAU 5-1

ÉNERGIE D'ACTIVATION DU SEL GEMME EN FONCTION DE LA TEMPÉRATURE

Températures	Énergie d'activation kcal/mole	Auteurs	Remarques
$\leq 0,5 T_m$	15 à 20	Heard, 1972	
$> 0,5 T_m$	30	Heard, 1972	Polygonisation
$\leq 0,8 T_m$			
$\approx 20^\circ\text{C}$	10,64 à 12,0	Herrmann et al., 1981	
$\approx 20^\circ\text{C}$	10,0	Munson et al., 1982b	
$\approx 20^\circ\text{C}$	11,55	Hardy, 1982	
$\approx 27^\circ\text{C}$	12,0	Branstetter et al., 1983	
$\approx 20^\circ\text{C}$	11,55 à 12,9	Chabannes, 1983	Varie selon le site de provenance
27°C	12,9	Hunsche, 1984	Polygonisation
23°C	15,0	Langer, 1984	Glissement des dislocations
400°C	26,0	Langer, 1984	Glissement des dislocations
30°C	12,0	Langer, 1984	Polygonisation
700°C	65,0	Langer, 1984	Polygonisation

TABLEAU 5-2

MICROMÉCANISMES DE DÉFORMATION DU SEL GEMME ET
LOIS DE FLUAGE SECONDAIRE CORRESPONDANTES

Mécanismes	Lois de fluage	Auteurs	Remarques
Montée des dislocations	$\dot{\epsilon}_s = A_1 e^{-(Q/RT)} \left(\frac{\sigma}{G}\right)^{n_1}$	Mellintock et al., 1966 Nabarro, 1967 Heard, 1972 Carter, 1976 Munson, 1979 Munson et al., 1979 Langer, 1979 Wallner, 1983 Hunsche, 1984	$n_1 = 5,5$ $A_1 = 1,22 \times 10^{22} \text{ sec}^{-1}$ $n_1 = 5,5$ $n_1 \approx 5 (4 \text{ à } 7)$ $n_1 = 4,93 \text{ à } 5,6$
Glissement des dislocations	$\dot{\epsilon}_s = \dot{\epsilon}_0 e^{-\left(\frac{\sigma - \sigma_0}{RT}\right)} e^{-(Q/RT)}$	Ashby, 1972 Munson, 1979 Munson et al., 1982b	
	$\dot{\epsilon}_s = 2(B_1 e^{-Q_1/RT} + B_2 e^{-Q_2/RT}) \times \sinh \left[C_1 \left(\frac{\sigma - \sigma_0}{G} \right) \right]$	Munson et al., 1979 Wallner, 1983	$B_1 = 1,47 \times 10^7 \text{ sec}^{-1}$ $B_2 = 1,49 \times 10^{-1} \text{ sec}^{-1}$ $\sigma_0 = 20,7 \text{ MPa}$ $B_1 = 2,15 \times 10^7 \text{ sec}^{-1}$ $B_2 = 6,62 \times 10^{-1} \text{ sec}^{-1}$ $Q_1 = 27 \text{ Kcal/mole}$ $Q_2 = 12,9 \text{ kcal/mole}$ $\sigma_0 = 20 \text{ MPa}$
	$\dot{\epsilon}_s = A e^{-Q/RT} \sinh (B\sigma_s)$	Li, 1968 Heard, 1972 Langer, 1979	
Écoulement par diffusion	$\dot{\epsilon}_s = \left(\frac{\sigma}{R} \right)^m D \times d^m$	Carter, 1976 Langer, 1984	$m = -2$ pour type N.H. $m = -3$ pour type C. D - facteur de diffusion
	$\dot{\epsilon}_s = \frac{\sigma}{d^2} \left[1 + \frac{C_2}{d} \frac{D_B}{D_D} \right] f(T)$ où $f(T)$ est une fonction de la température D_B : diffusion de volume D_D : diffusion de frontière	Ashby, 1972 Munson, 1979	
Indéfini	$\dot{\epsilon}_s = A_2 e^{-Q_2/RT} \left(\frac{\sigma}{G} \right)^{n_2}$	Munson et al., 1979 Munson et al., 1982b Wallner, 1983 Langer, 1984	$A_2 = 6,57 \times 10^{12} \text{ sec}^{-1}$ $n_2 = 5$ $A_2 = 1,7 \times 10^{14} \text{ sec}^{-1}$ $n_2 = 5$

TABLEAU 6-1

QUELQUES MODÈLES RHÉOLOGIQUES PROPOSÉS POUR PRÉSENTER
LE COMPORTEMENT VISCOÉLASTIQUE DES ROCHES

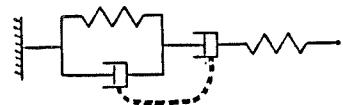
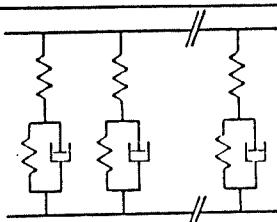
Modèles	Auteurs	Remarques
Burgers	Obert, 1964	Sel; incompressible
Burgers	Gnirk et al., 1964	Sel; incompressible
Burgers	Morlier, 1966	Charbon
Zener	Morlier, 1966	Roches dures
Burgers	Hult, 1966	Métaux
	Orowan, 1967	Burgers impliquant une inter-relation entre les deux pistons; diverses roches
	Orowan, 1967	Modèles de Zener en parallèles; diverses roches
	Orowan, 1967	Modèles de Zener en série; diverses roches
Burgers	Peleg, 1968	Sel naturel et artificiel; calcite
Burgers	Afrouz et al., 1974	Roches à faible résistance; incompressibles
Poynting-Thompson	Asszoni et al., 1979	Roches; incompressibles
Burgers	Passaris, 1979	Sel; basé sur des essais in situ à faible profondeur; incompressible; $\eta_2 = f(\epsilon)$

TABLEAU 6-1 (SUITE ET FIN)

QUELQUES MODÈLES RHÉOLOGIQUES PROPOSÉS POUR PRÉSENTER
LE COMPORTEMENT VISCOÉLASTIQUE DES ROCHES

Modèles	Auteurs	Remarques
	Dinis de Gama, 1979	Sel; incompressible
Burgers généralisés pour variation de forme et Zener pour variation volumique	Hardy, 1982 (voir figures 6.3 et 6.4)	<p>Sel artificiel en compression uniaxiale (3 unités Kelvin en fluage et 2 unités Kelvin en recouvrance)</p> <p>Sel artificiel et naturel en compression uniaxiale et triaxiale à long terme</p>
Burgers généralisé	Itô, 1983	<p>Roches granitiques incompressibles; l'unité Kelvin représente le mouvement des dislocation et l'unité Maxwell représente la diffusion</p>
Maxwell généralisé	Born, 1983	Sel; incompressible

TABLEAU 6-2

QUELQUES MODÈLES RHÉOLOGIQUES PROPOSÉS POUR PRÉSENTER LE COMPORTEMENT ÉLASTOVISCOPLASTIQUE DES ROCHES

Modèles	Auteurs	Remarques
	Morlier, 1966	Roches poreuses;
Schofield-Scott-Blair	Coolbaugh, 1967	Sel; substance incompressible
	Winkel et al., 1972	Sel; variation volumique élastique
Schofield-Scott-Blair	Lama et al., 1978	Diverses roches; incompressibles
	Williams et al., 1979 et Fine et al., 1979	Incompressible; recouvrance est fonction du temps d'application de la contrainte; G_1 et η_1 sont fonctions de T et σ
Bingham	Fine et al., 1979 et Boucly, 1982a	Sel; incompressible
	Fine et al., 1979, et Nguyen et al., 1981	Sel; incompressible
Serata, 1968 (voir figure 6.6)	Hendin et al., 1979	Sel; incompressible; $\eta_1 = f(T)$
Schofield-Scott-Blair modifié	Langer, 1979 et 1984	
Serata, 1968 (figure 6.6)	Gioda, 1981	Roches; paramètres fonctions de l'historique de σ et ϵ ; incompressible
Schofield-Scott-Blair modifié	Boucly, 1982a	Sel; incompressible
	Boucly, 1982a, 1982b	Sel; incompressible
	Duddeck et al., 1982	Paramètres fonctions de σ et T ; η_1 = glissement des dislocations; η_2 = polygonisation; G_k/η_k = constante

TABLEAU 6-3

PROPRIÉTÉS TYPIQUES DU SEL NATUREL,
SELON SERATA (1978), SERATA ET McNAMARA (1980a)
(VOIR FIGURE 6-6)

	Unités	En laboratoire		Paramètres déterminés in situ
		Sel rigide	Sel faible	
G_1	10^6 psi	2.3	1.000	1.5
G_2	10^6 psi	0.75	0.30	0.5
G_3	10^6 psi	1.00	0.50	0.2
η_2	10^6 psi-j	3.47	1.70	2.5
η_3	10^6 psi-j	2.10	1.0	1.5
η_4	10^6 psi-j	3.2	1.4	2.0
K	10^6 psi	6.0	2.0	4.0
G_2^*	10^6 psi	4.0	2.0	3.0
η_2^*	10^6 psi-j	12.5	6.25	9.0
K_o	psi	750	600	700
K_A	psi	60	30	117
α	1/psi	0.0030	0.0015	0.0015

K_A : valeur de K_o lorsque σ_m tend vers zéro

α : coefficient de courbure de la surface d'écoulement (voir figure 6-12)

psi-j = psi-jour

TABLEAU 6-4

 PROPRIÉTÉS TYPIQUES DE CERTAINES ROCHES
 SELON SERATA (1982a)
 (VOIR FIGURE 6-7)

Symbole	Unités	Halite	Calcaire	Anhydrite
Élasticité et ductilité				
G_1	10^6 psi	1.5	2.0	3.2
G_2	10^6 psi	1.0	160	400
G_2'	10^6 psi	0.5	--	--
G_3	10^6 psi	0.75	80	85
V_2	10^6 psi-jour	0.01	0.25	0.70
V_2'	10^6 psi-jour	2.0	--	--
V_3	10^6 psi-jour	0.70	0.30	0.26
V_4	10^6 psi-jour	1.4	3.0	0.5
n	1	2.61	2.0	2.0
K_o	psi	700	8000	19000
K_1	10^6 psi	3.0	3.75	11.0
K_2	10^6 psi	3.0	100	100
D_2	10^6 psi	9.0	1000	1000
Fracturation et rupture				
K_A	psi	100	100	10
K_{1A}	10^6 psi	0.3	--	--
α	10^{-3} psi $^{-1}$	1.5	0.2	0.09

- n: exposant de la loi de puissance pour la viscoplasticité
 K_A : valeur de K_o si σ_m tend vers 0 (sans confinement)
 K_{1A} : valeur de K_1 sans confinement
 α : coefficient de courbure de la surface d'écoulement (voir figure 6-12)

TABLEAU 6-5

SEUILS à L'ÉCOULEMENT DU SEL RAPPORTÉS DANS LA LITTÉRATURE

Seuils, MPa	Auteurs	Remarques
4,83	Serata et al., 1960	Limite élastique en élastoplasticité
10,3	Serata, 1964	Transition élastoplastique
10,3	Coolbaugh, 1967	Potasse de la Saskatchewan
2,75 et 6,20	Stokes, 1966	Varie en fonction de T et du diamètre des grains
6,2	Serata et al., 1968	Sel de Louisiane
5,5	Adachi et al., 1969	Halite
4,5 \pm 0,35	Serata, 1970	Fonction de la pression de confinement jusqu'à $\sigma_3 = 10,3$ MPa
0,3 à 0,5	Baar, 1970	Potasse et halite; indépendante de la contrainte moyenne; équivalente à celle des cristaux restaurés
6,0 à 10,0	Carter et al., 1970	Halite; cristaux restaurés; influencée par $\dot{\epsilon}$ et T
3,5	King, 1971	Fonction de $\dot{\epsilon}$ et T; valeur basée sur des mesures in situ
$a - b e^{-c\sigma_m}$ (varie de 4.8 à 7.9)	Winkel et al., 1972	Potasse; $a = 7,9$ MPa; $b = 6,9$ MPa (voir figures 6-9 et 6-10)
7,3	Dreyer, 1972	Effet marqué de la minéralogie; isotropie du seuil pour le sel

TABLEAU 6-5 (SUITE)

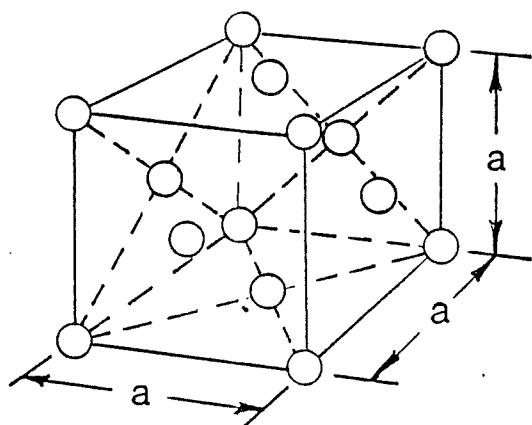
SEUILS à L'ÉCOULEMENT DU SEL RAPPORTÉS DANS LA LITTÉRATURE

Seuils, MPa	Auteurs	Remarques
0,7 à 1,0	Baar, 1973 et 1977	Halite, potasse et carnallite; peut-être amplifié par des cycles de chargement préalables
4,5 à 4,8 $K_o = K_a + (K_B + K_A)$ $\cdot (1 - e^{\alpha \sigma_m})$ pour $\sigma_m > 3,4$ MPa (voir figures 6-11 à 6-13)	Serata, 1978b Serata et al., 1980a	Effet de la composition minéralogique des impuretés et de la taille des grains sur K_o
0,37 Co	Ottosen et al., 1979	Le seuil est aussi la résistance à long terme
1,0 à 5,0	Handin et al., 1979	Difficile à déterminer précisément
0,7	Waversik et al., 1980	
1,5	Mraz, 1980	Potasse; limite d'élasticité à 27°C
3,0 à 4,0	Tijani, 1981	Double de la cohésion; limite d'écoulement sans fluage secondaire
6,0	Bérest, 1981	Double de la cohésion; les critères de plasticité de Tresca et von Mises sont satisfaits; indépendant de σ_m
0,5 à 1,5	Hansen et al., 1982	Par considération de la taille des sous-grains (polygonisation)
3,8 à 5,6	Vouille et al., 1982	Double de la cohésion; pour des températures de 80°C (3,8 MPa) à 30°C (5,6 MPa)

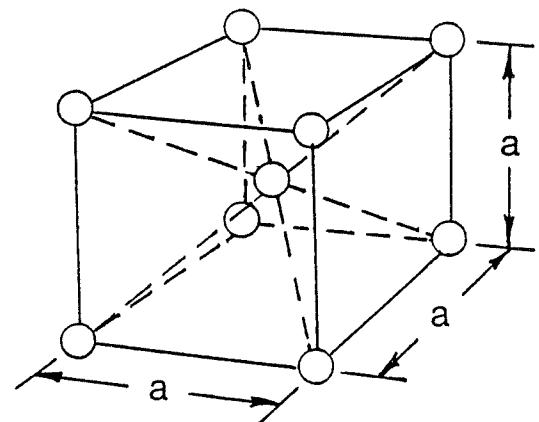
TABLEAU 6-5 (SUITE ET FIN)

SEUILS à L'ÉCOULEMENT RAPPORTÉS DANS LA LITTÉRATURE

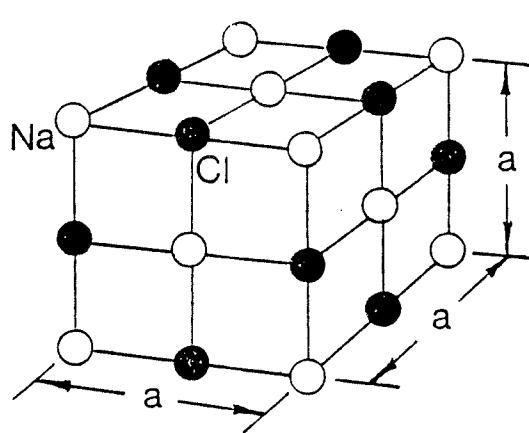
Seuils, MPa	Auteurs	Remarques
2,8	Vouille et al., 1982	Double de la cohésion; essai de tension triaxiale
4,2	Vouille et al., 1982	Double de la cohésion; essais de compression triaxiale
$F = 0 = - K\sigma_1 - (1 - K)\sigma_2 + \sigma_3 - 2c$	Vouille et al., 1982	Tresca généralisé K: constante c: cohésion
< 1,0	Hardy, 1982	Monocristaux de sel; pas de seuil défini pour le sel polycristallin



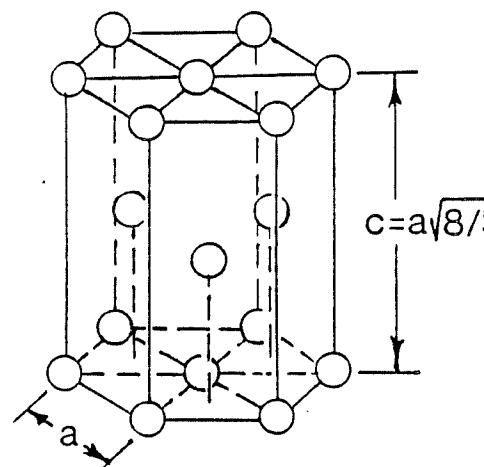
Cubique à faces centrées
(C.F.C.)



Cubique centrée
(C.C.)



Chlorure de sodium



Hexagonale compacte
(H.C.)

Figure 5-1: Unités cristallographiques typiques (d'après McClintock et Argon, 1966).

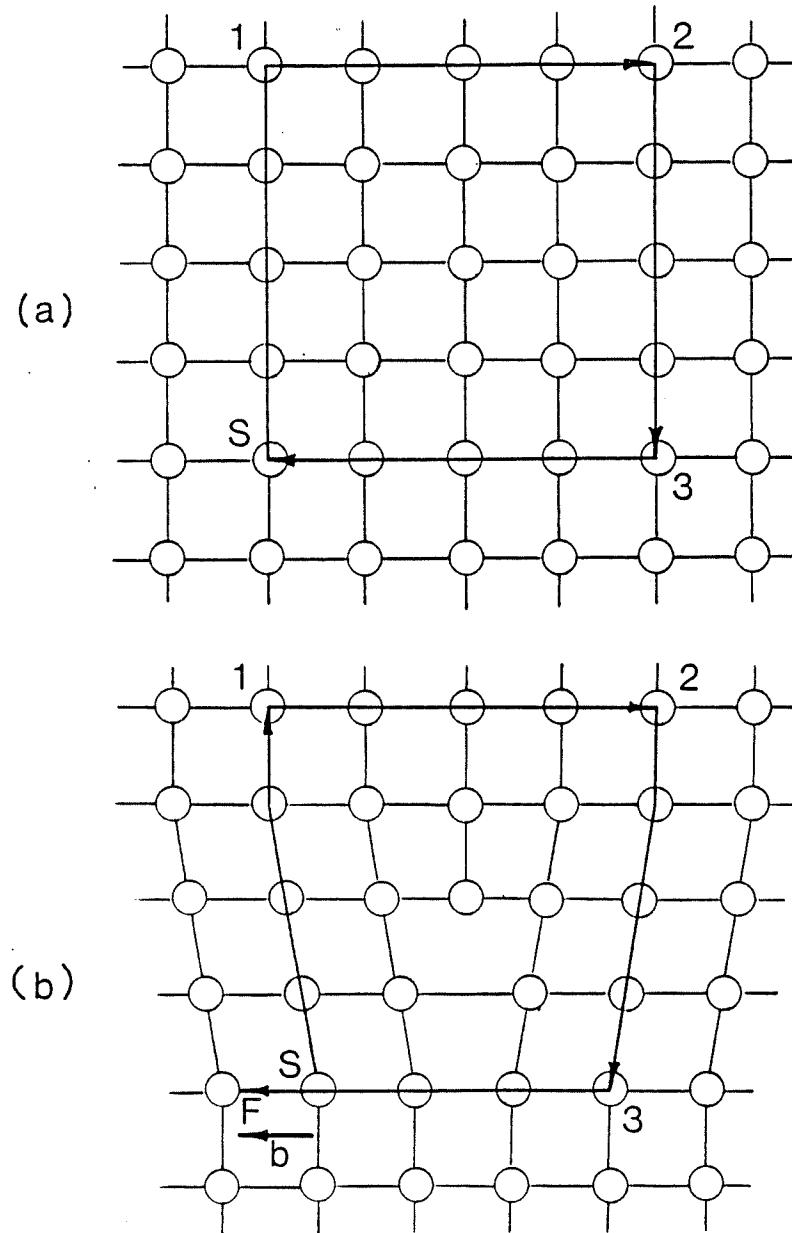


Figure 5-2: Dislocation-coin et son vecteur de Burgers, \vec{b} , dans un cristal cubique (d'après Hirth et Lothe, 1968).

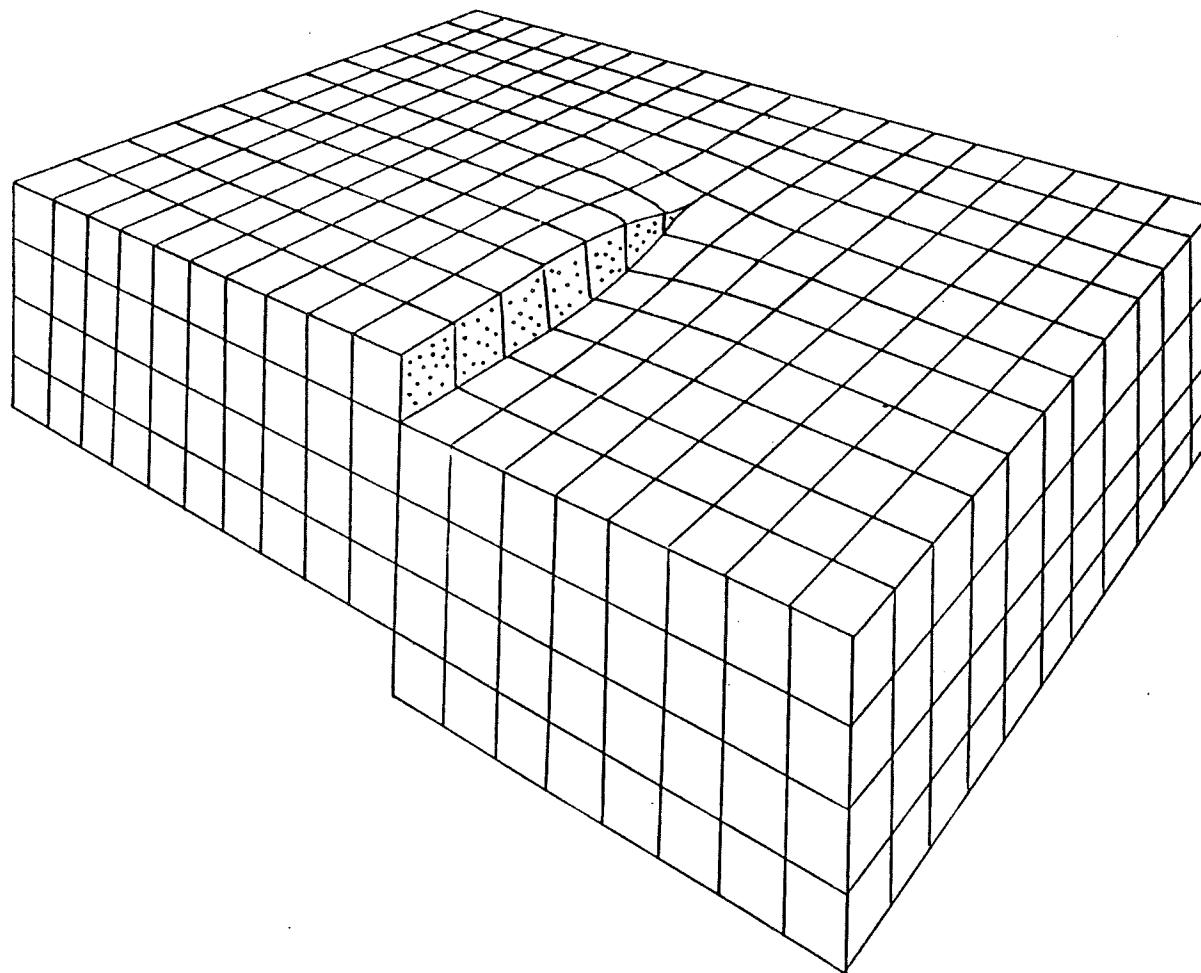


Figure 5-3: Dislocation-vis dans un cristal cubique (d'après Hirth et Lothe, 1968).

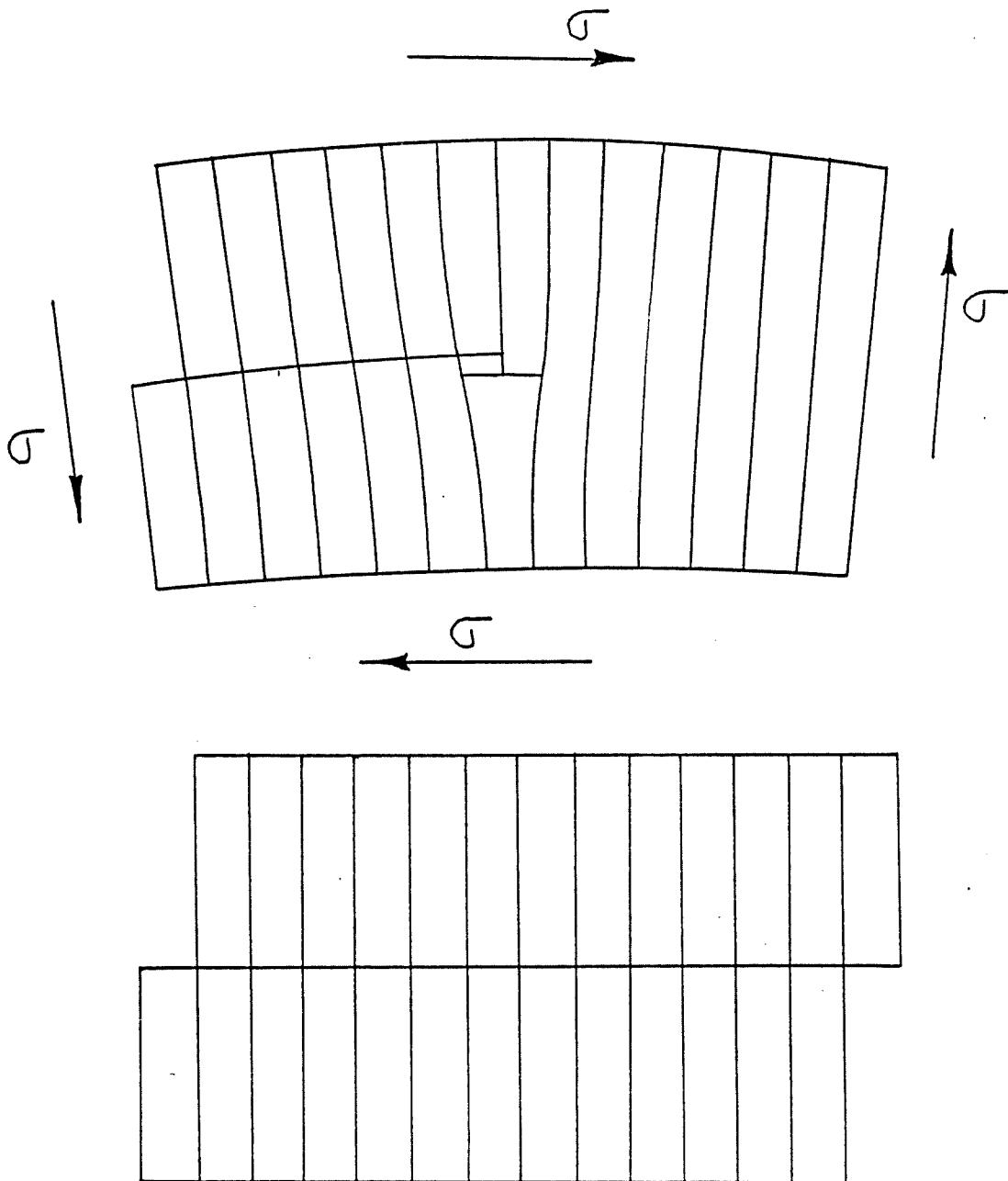


Figure 5-4a: Glissement d'une dislocation-coin à travers un cristal (d'après McClintock et Argon, 1966).

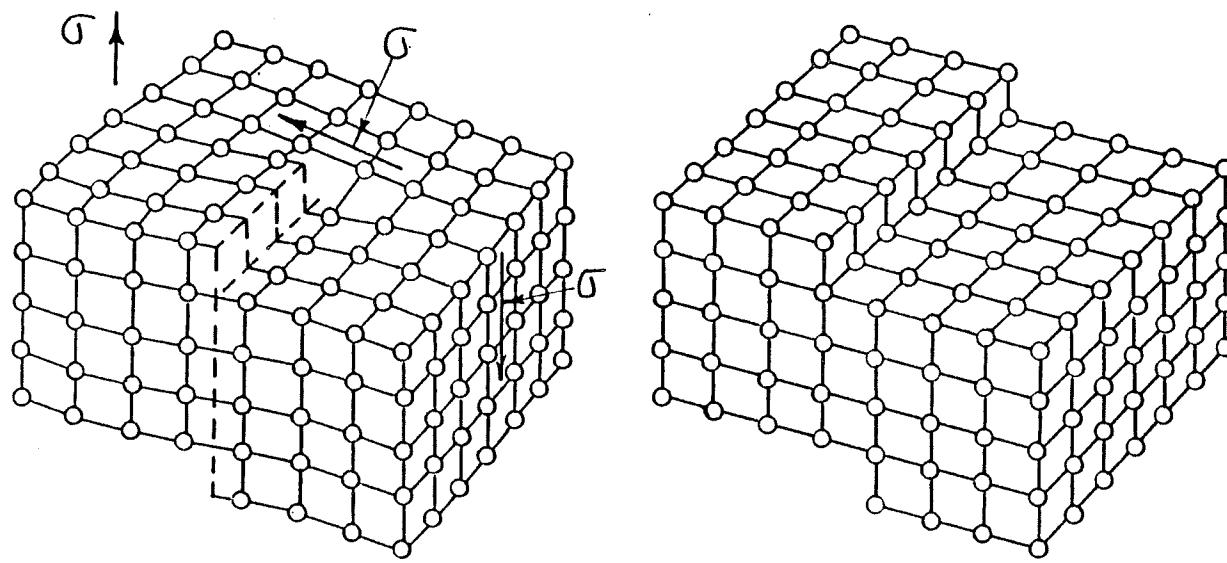


Figure 5-4b: L'effet du glissement d'une dislocation-vis à travers un cristal (d'après McClintock et Argon, 1966).

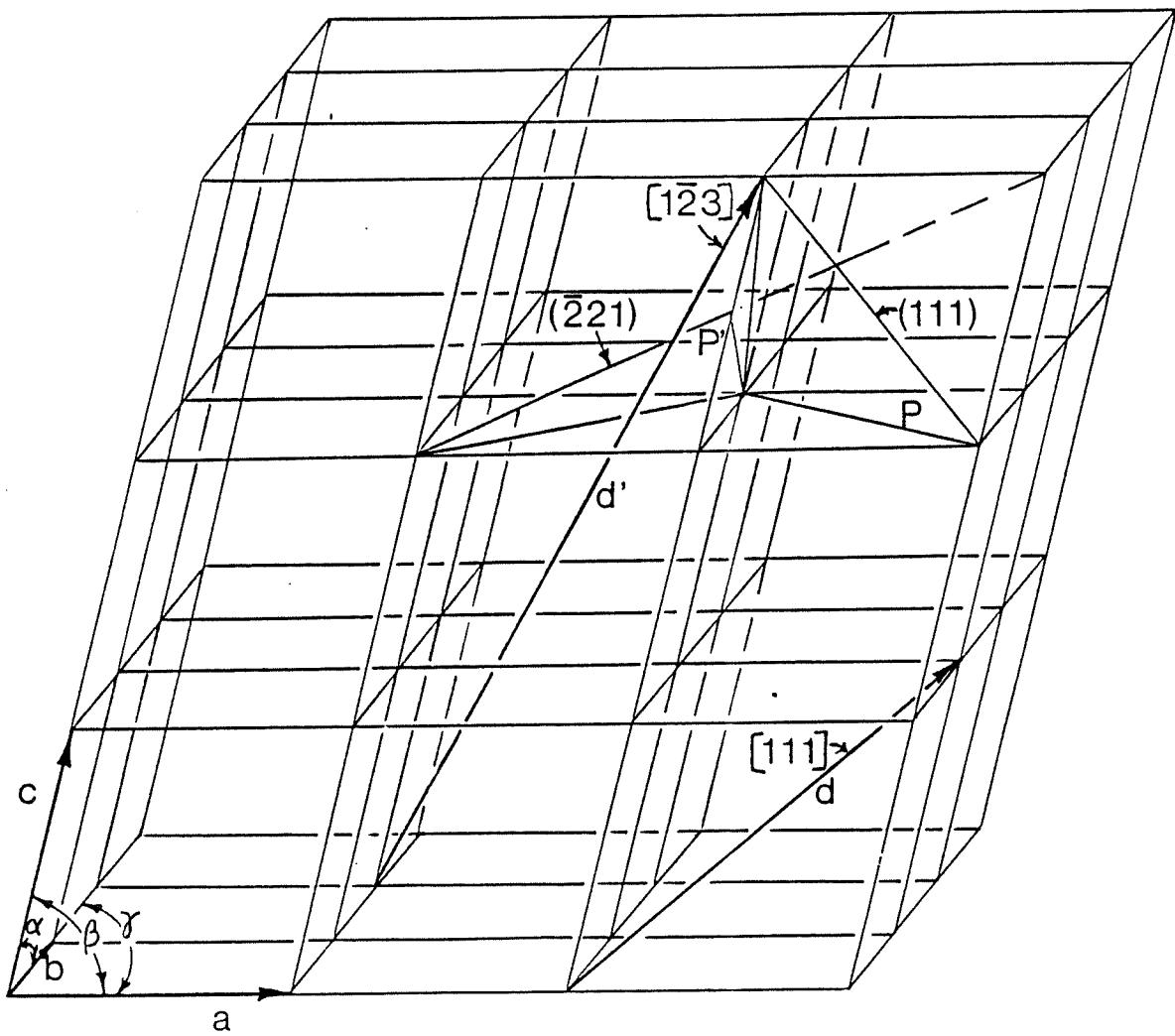


Figure 5-5: Notation de Miller pour caractériser vectoriellement la structure cristallographique spatiale (d'après McClintock et Argon, 1966).

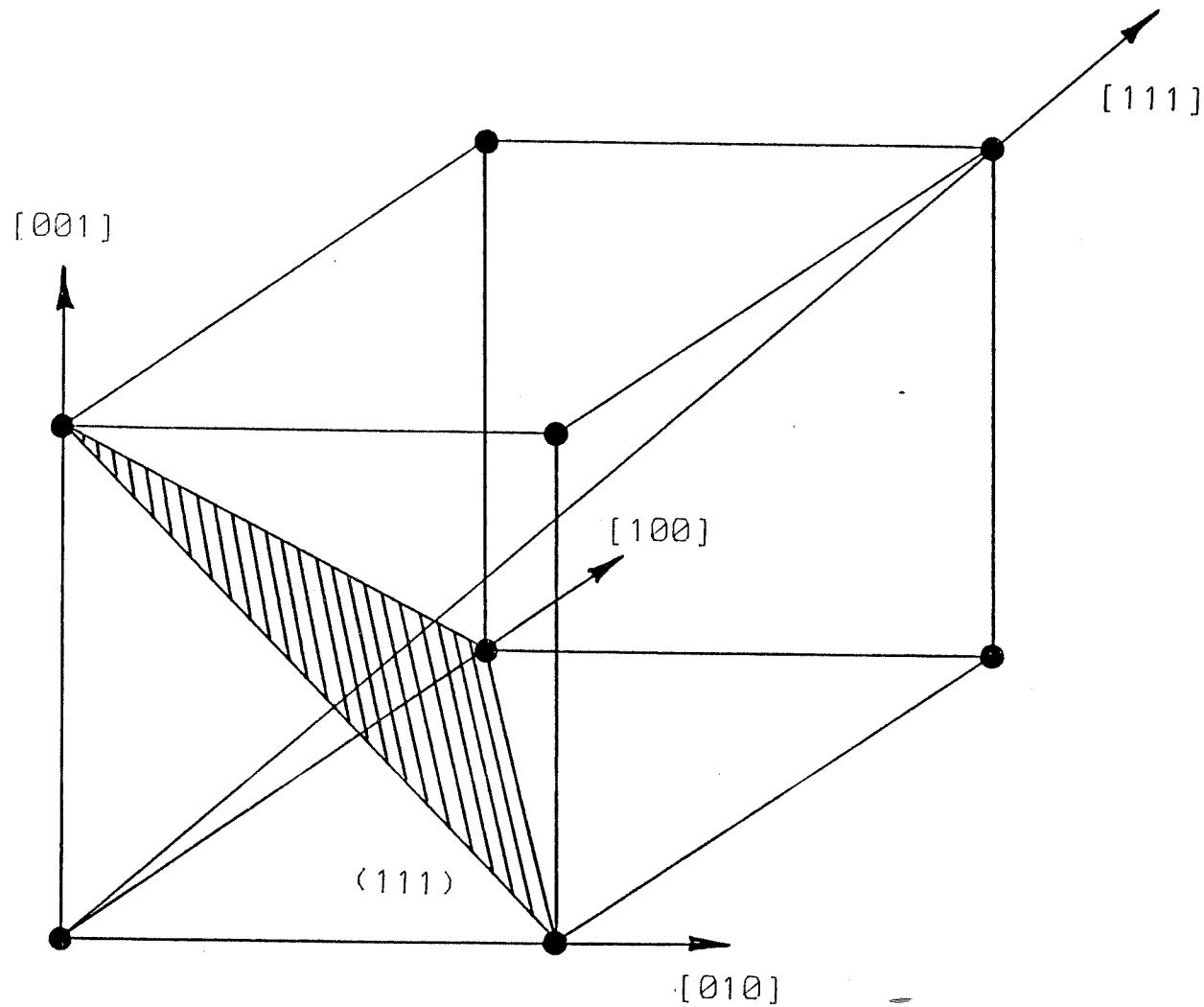


Figure 5-6: Cellule isométrique unitaire et certains plans et directions selon la notation de Miller (d'après Hardy, 1982).

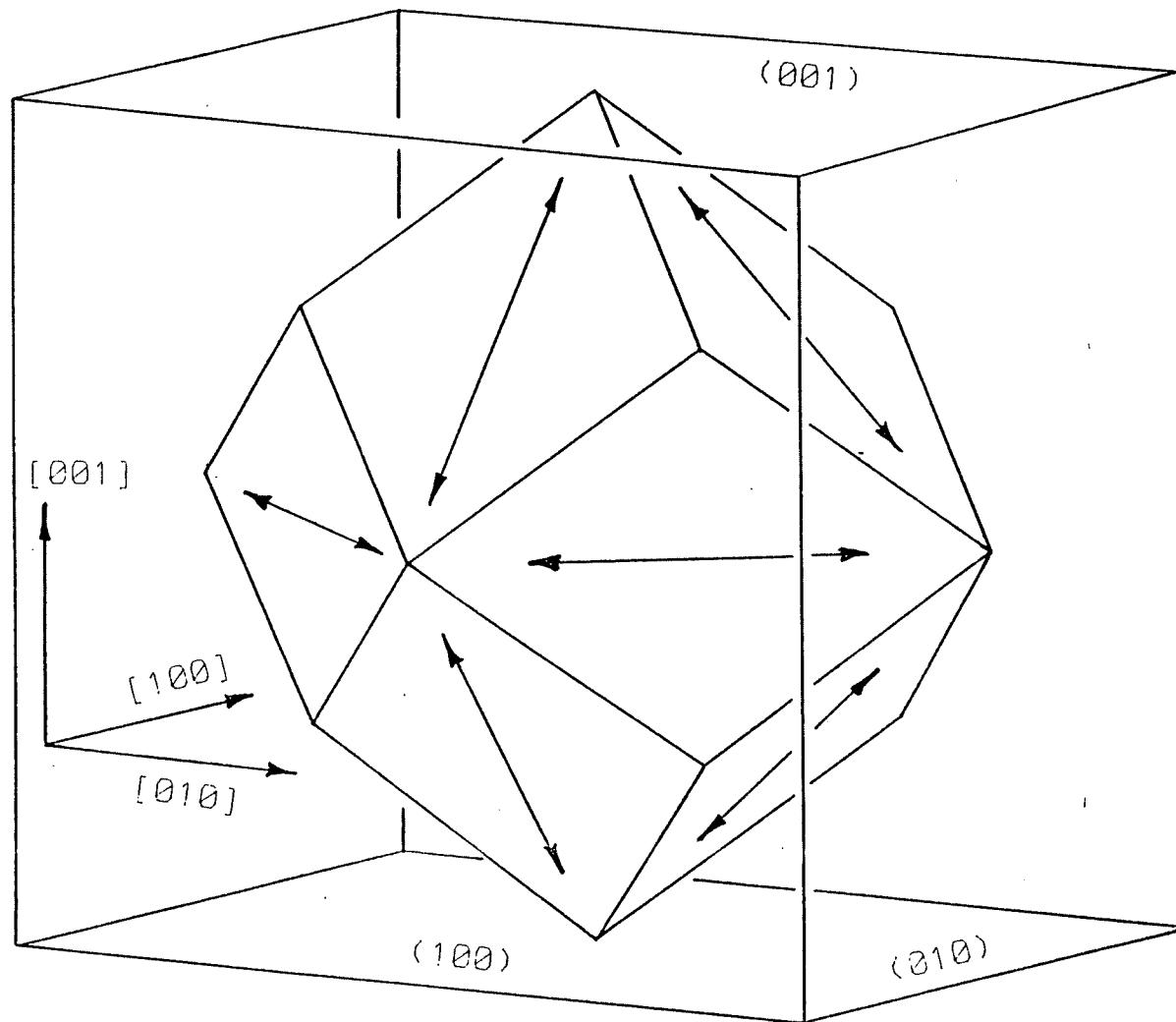


Figure 5-7: Plans cristallographiques du NaCl; les faces du cube représentent les plans de clivage et les doubles flèches montrent les six combinaisons de glissement associées au système $(110) <110>$ (d'après Baar, 1977).

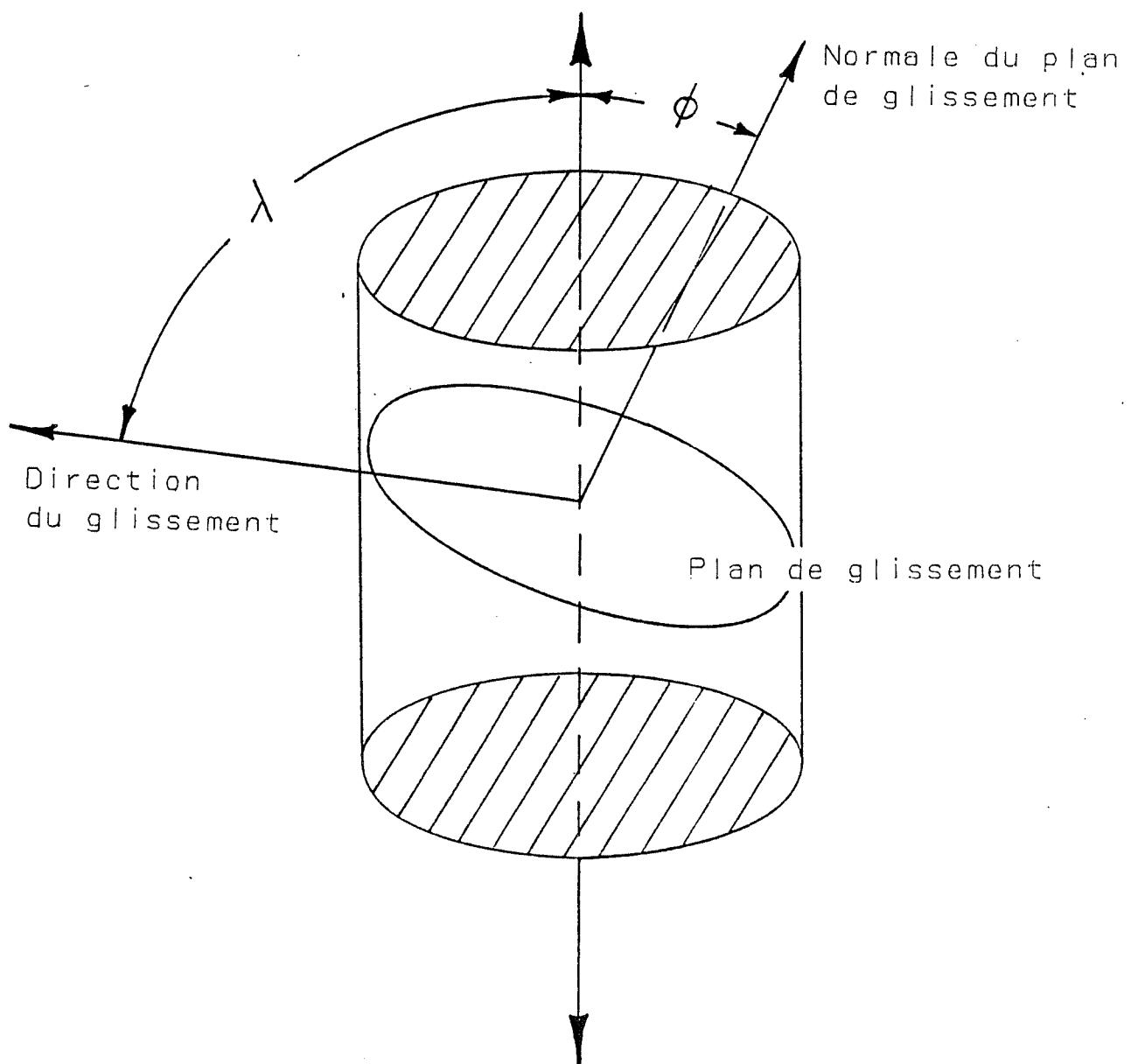


Figure 5-8: Contrainte de cisaillement résolue (d'après Van Vlack, 1980).

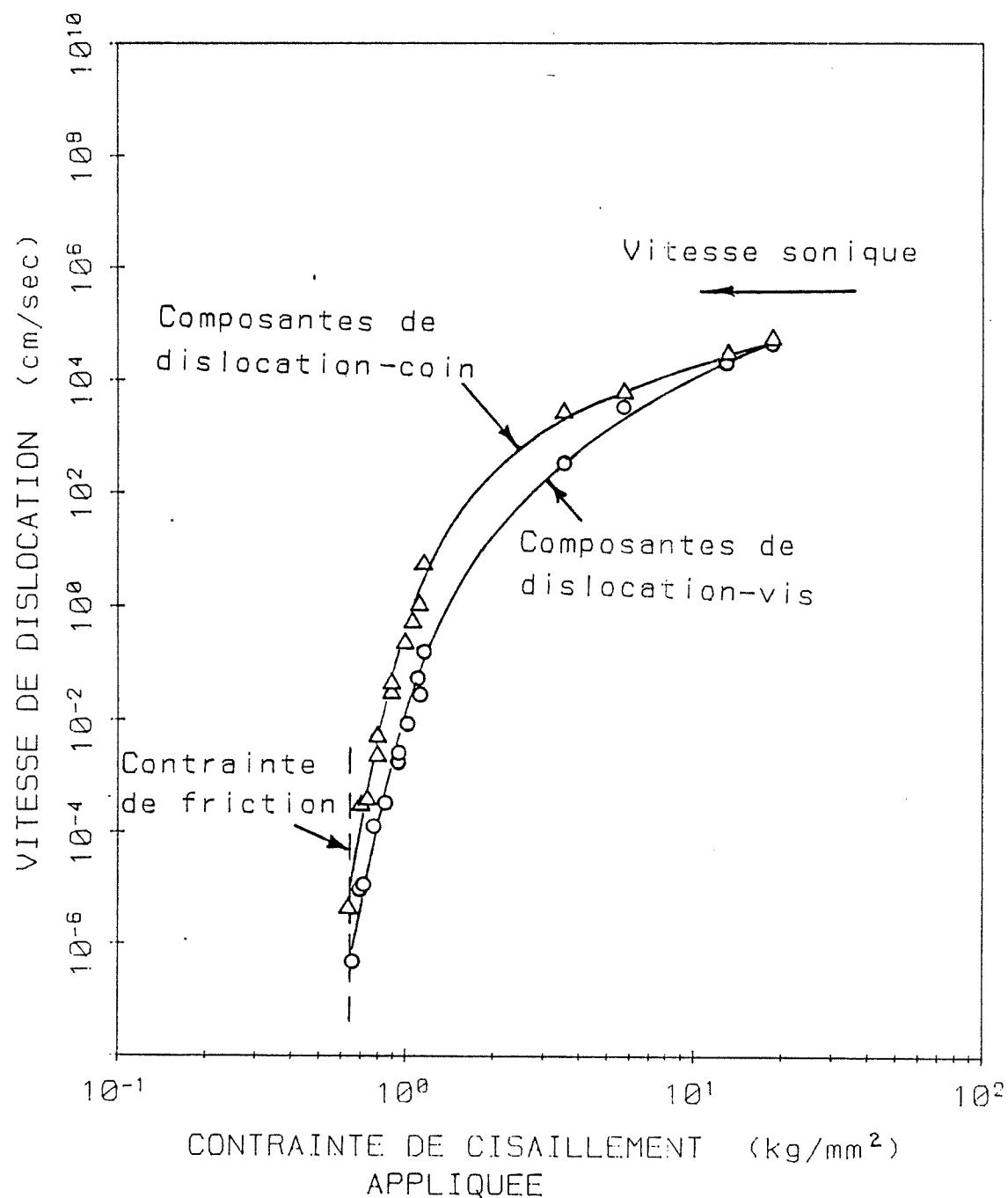


Figure 5-9: Vélocité des dislocations dans des cristaux de LiF de grande pureté (d'après McClintock et Argon, 1966).

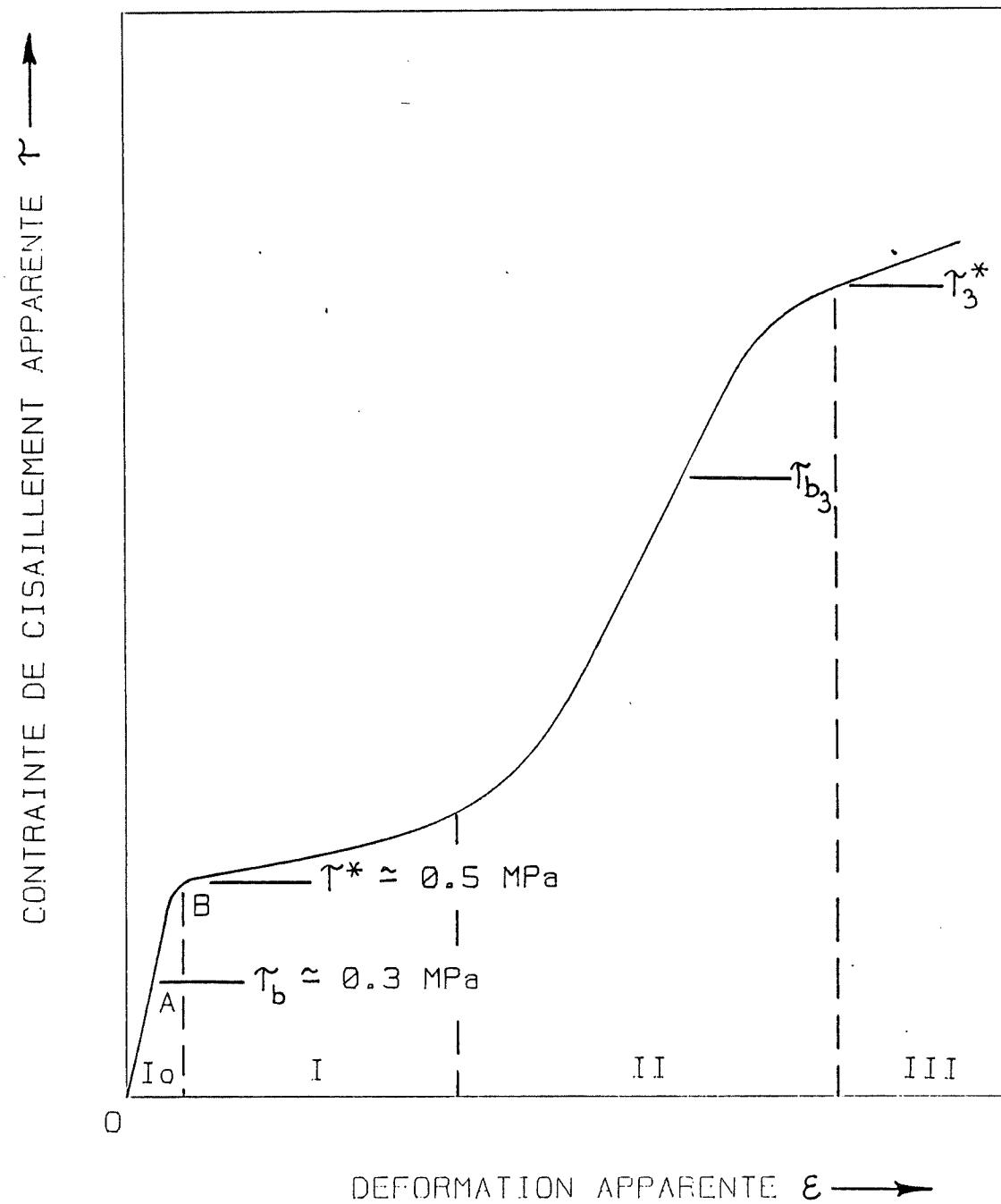


Figure 5-10: Courbe contrainte-déformation générale des monocristaux de sel (d'après Mendelson, 1962a).

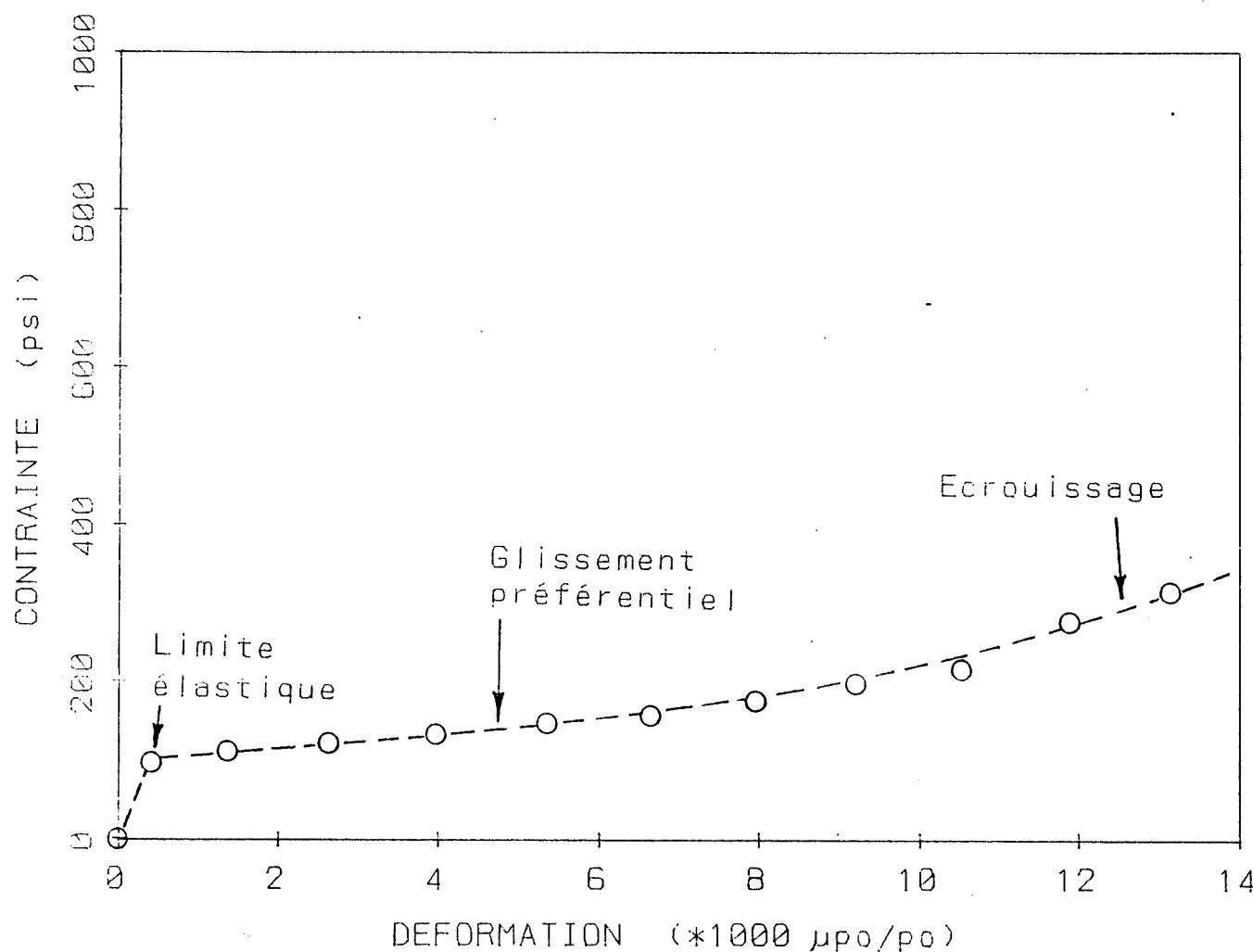


Figure 5-11: Comportement contrainte-déformation d'un cristal de sel durant un essai à taux de déformation constant (d'après Hardy, 1982).

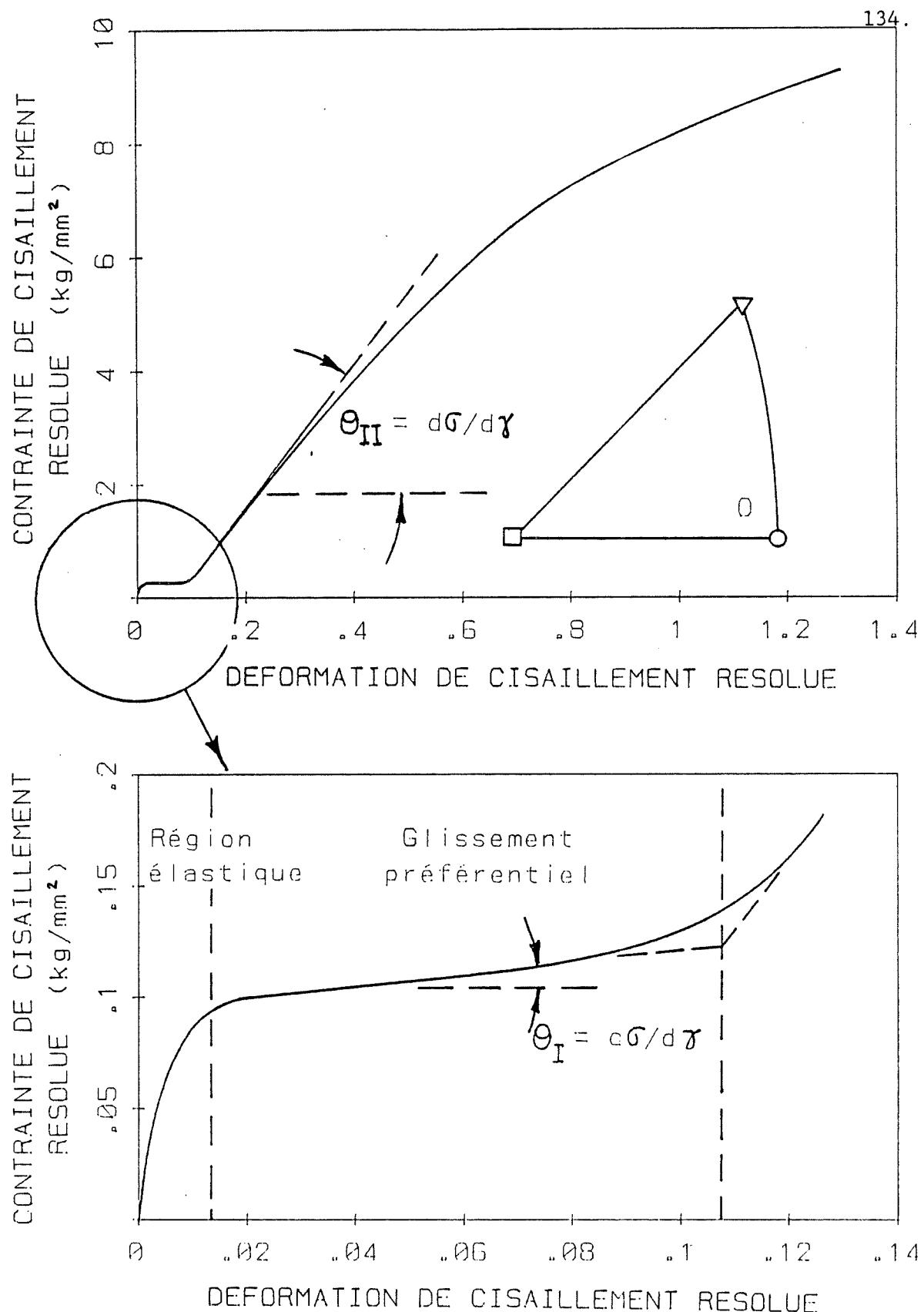


Figure 5-12a: Courbe contrainte-déformation typique pour un cristal de cuivre, orienté selon un plan de glissement unique, à température ambiante (d'après McClintock et Argon, 1966).

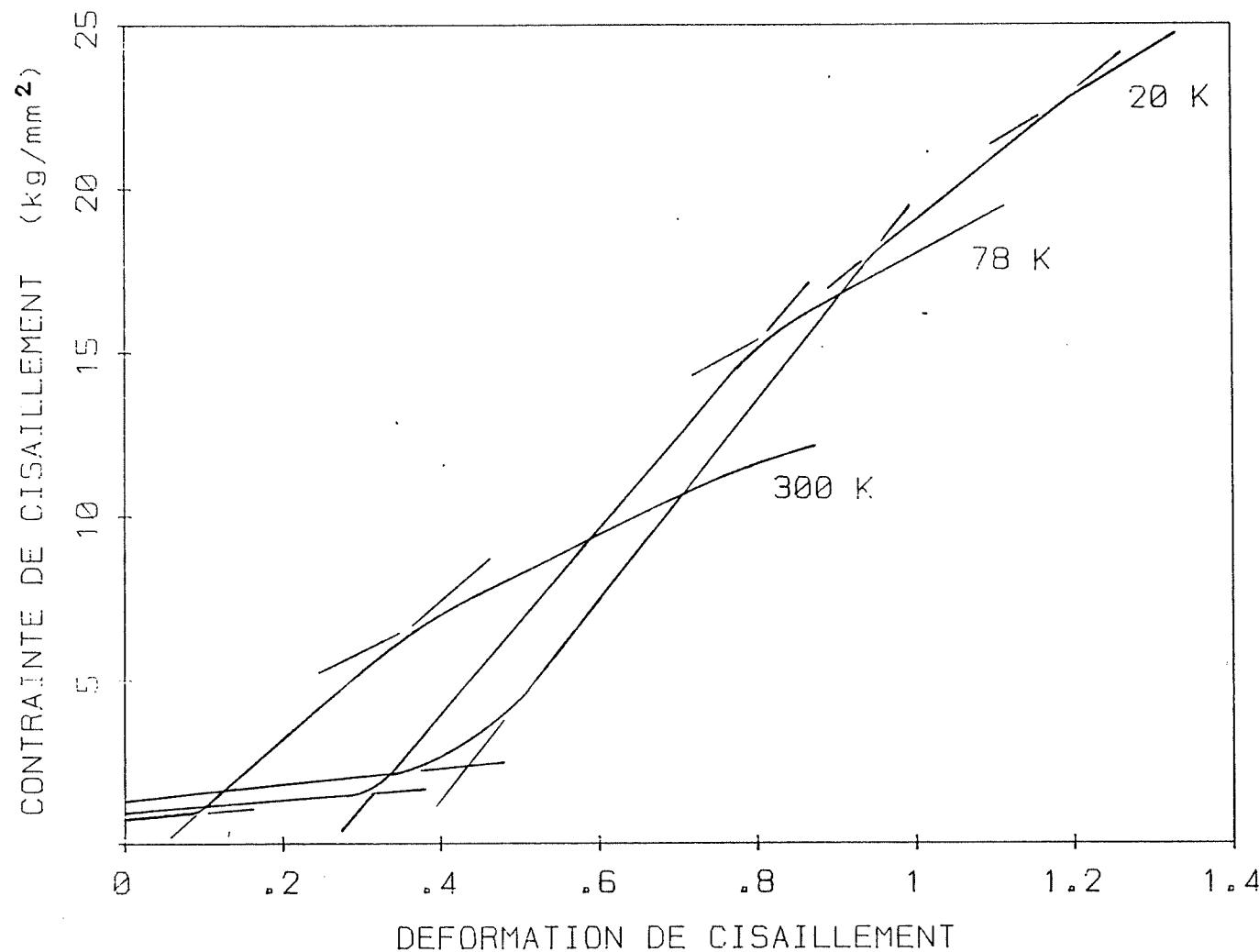


Figure 5-12b: Effet de la température sur la courbe contrainte-déformation d'un cristal de nickel, métal à structure C.F.C. (d'après Weertman et Weertman, 1970b).

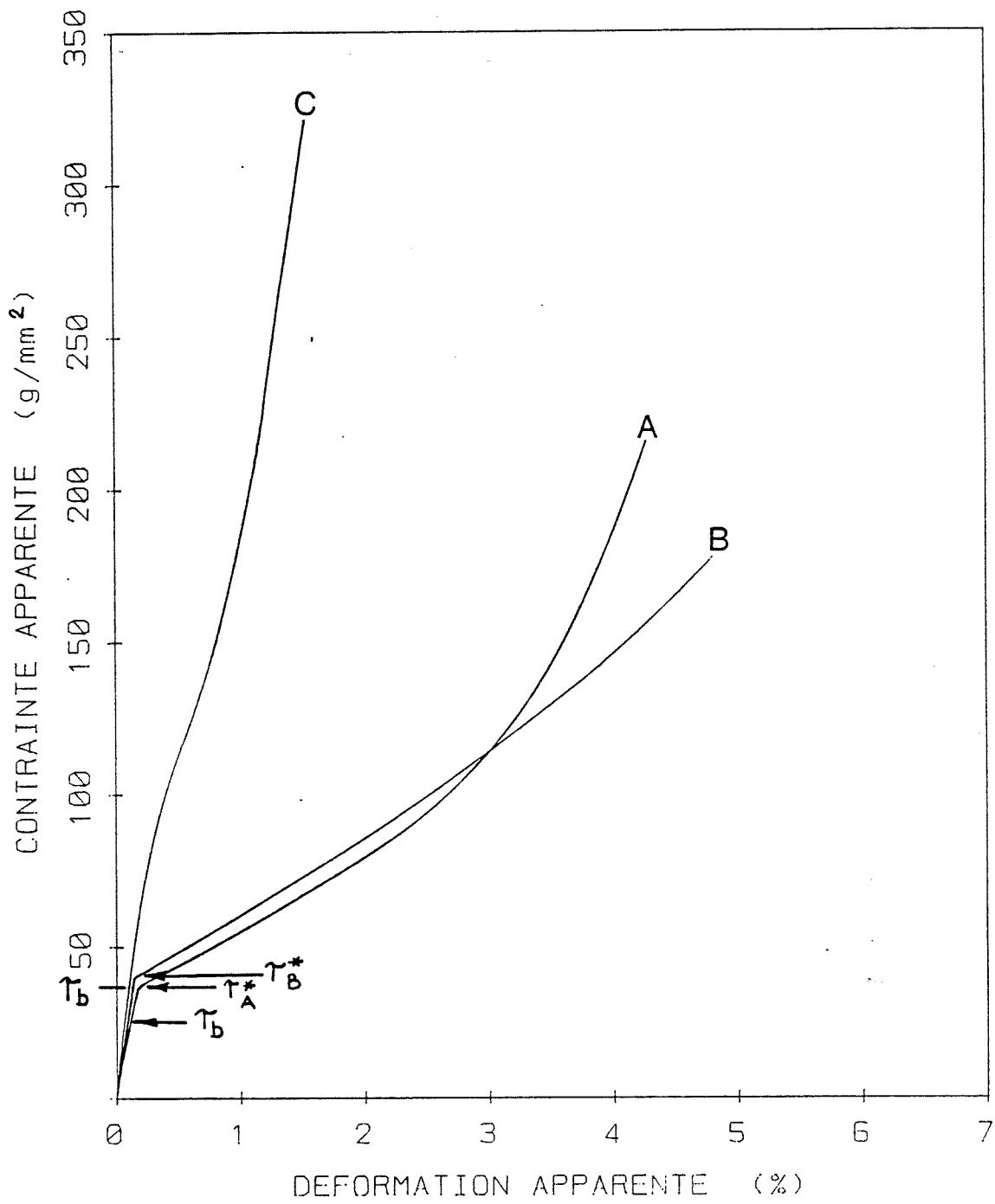


Figure 5-13: Effet de l'état de surface d'un cristal de NaCl sur son comportement contrainte-déformation; A - cristal poli en solution saturée; B - cristal poli et exposé à l'ozone pendant 30 minutes; C - cristal poli et exposé à l'ozone pendant 3 heures (d'après Mendelson, 1962b).

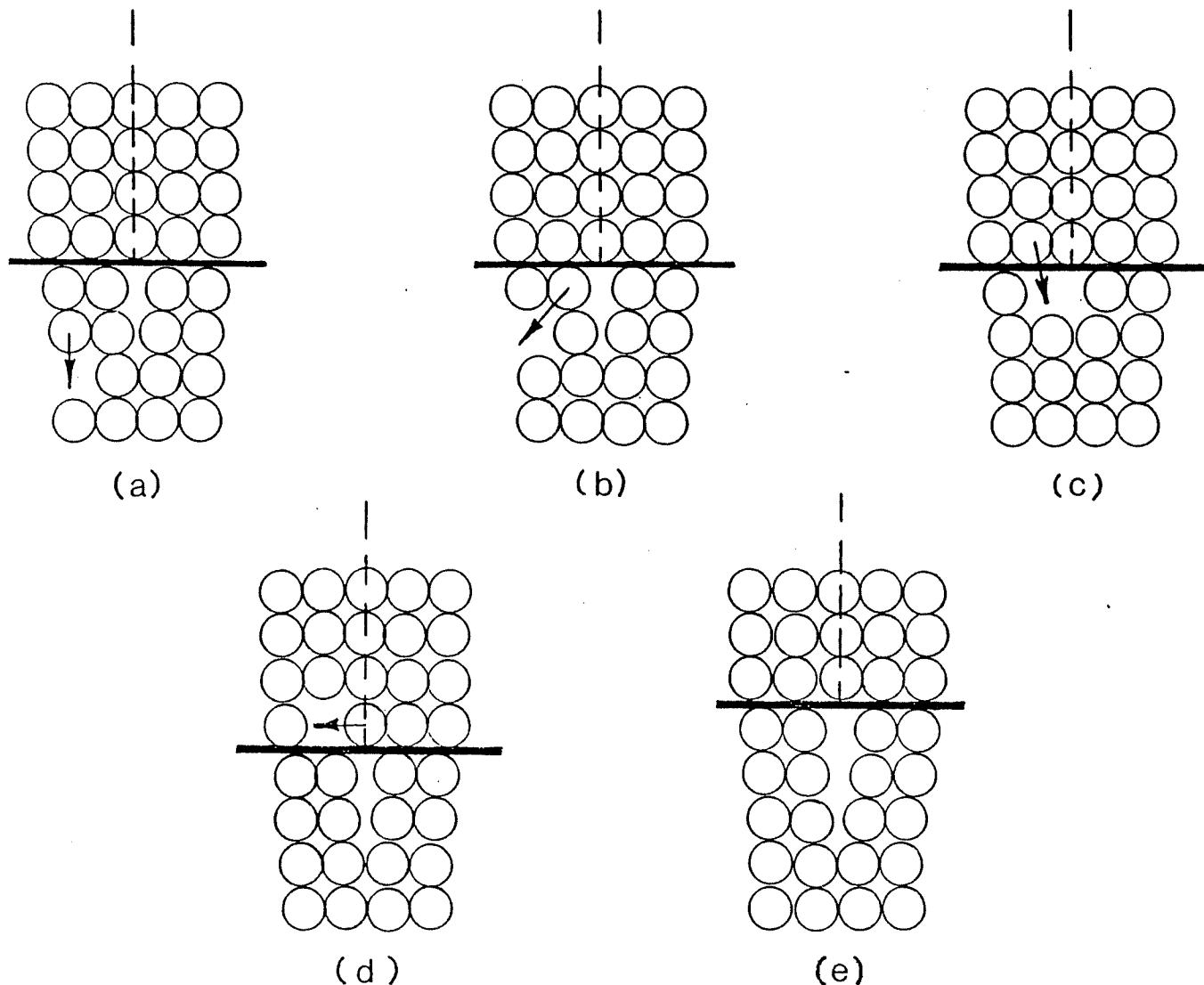


Figure 5-14: Montée des dislocations entre les plans de glissement
(d'après Odqvist, 1974).

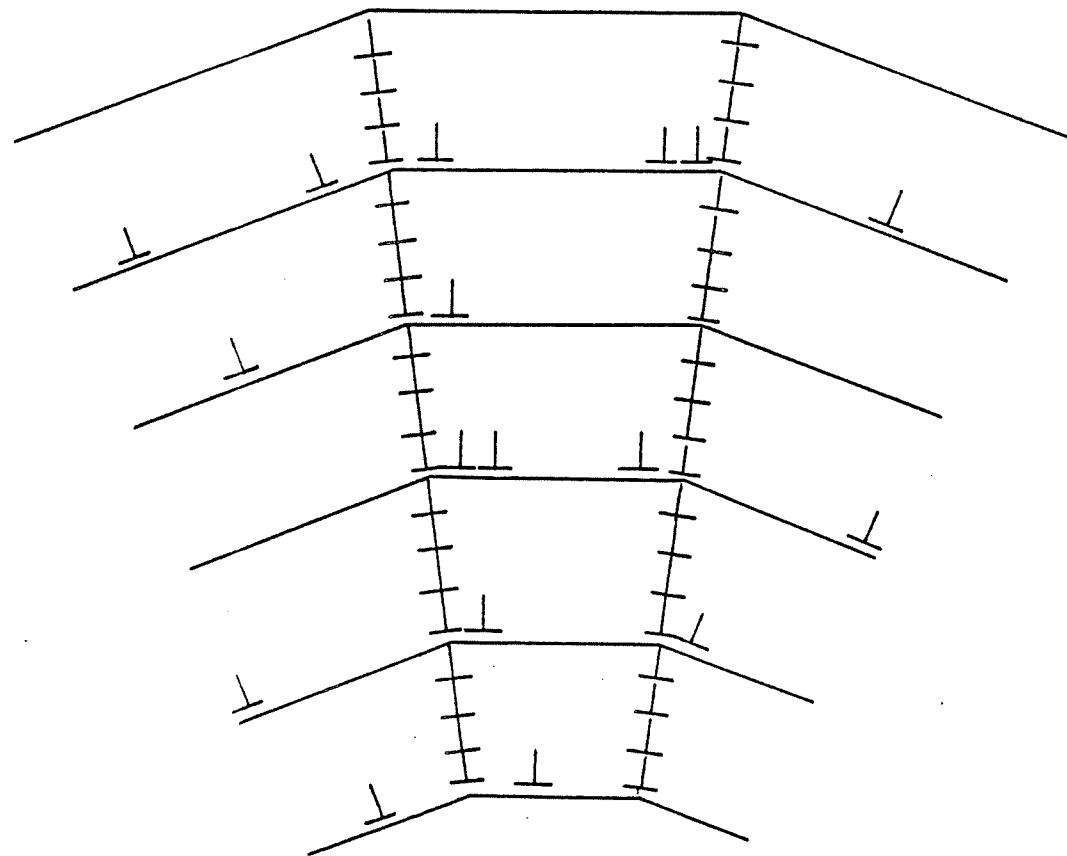


Figure 5-15: Montée des dislocations; celles-ci forment des murs denses orientés normalement au vecteur de Burgers. Quelques dislocations demeurent entre les murs, sur les plans de glissement (d'après Carter et Heard, 1970).

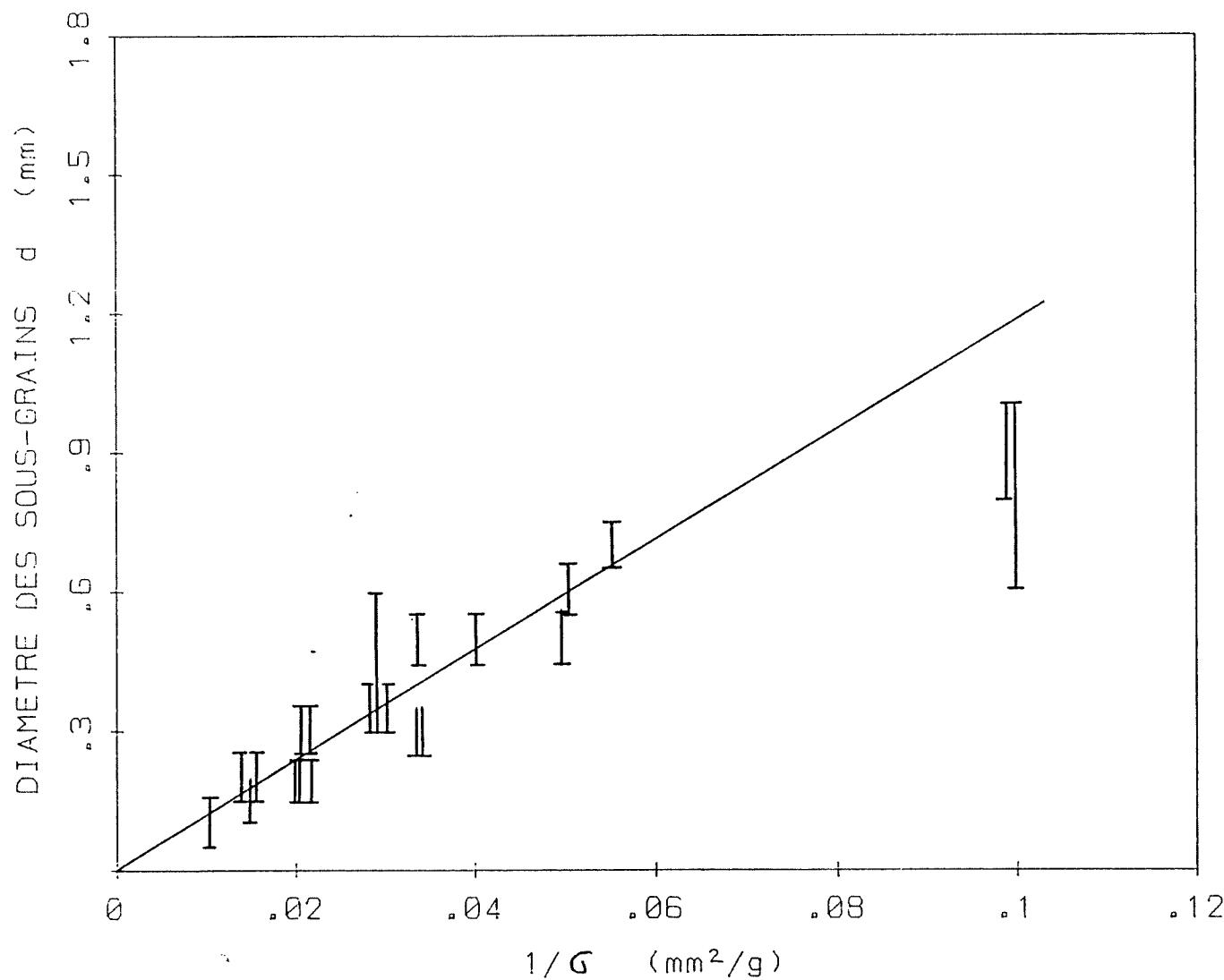


Figure 5-16: Variation de la taille des sous-grains selon l'état de contrainte (d'après Poirier, 1972).

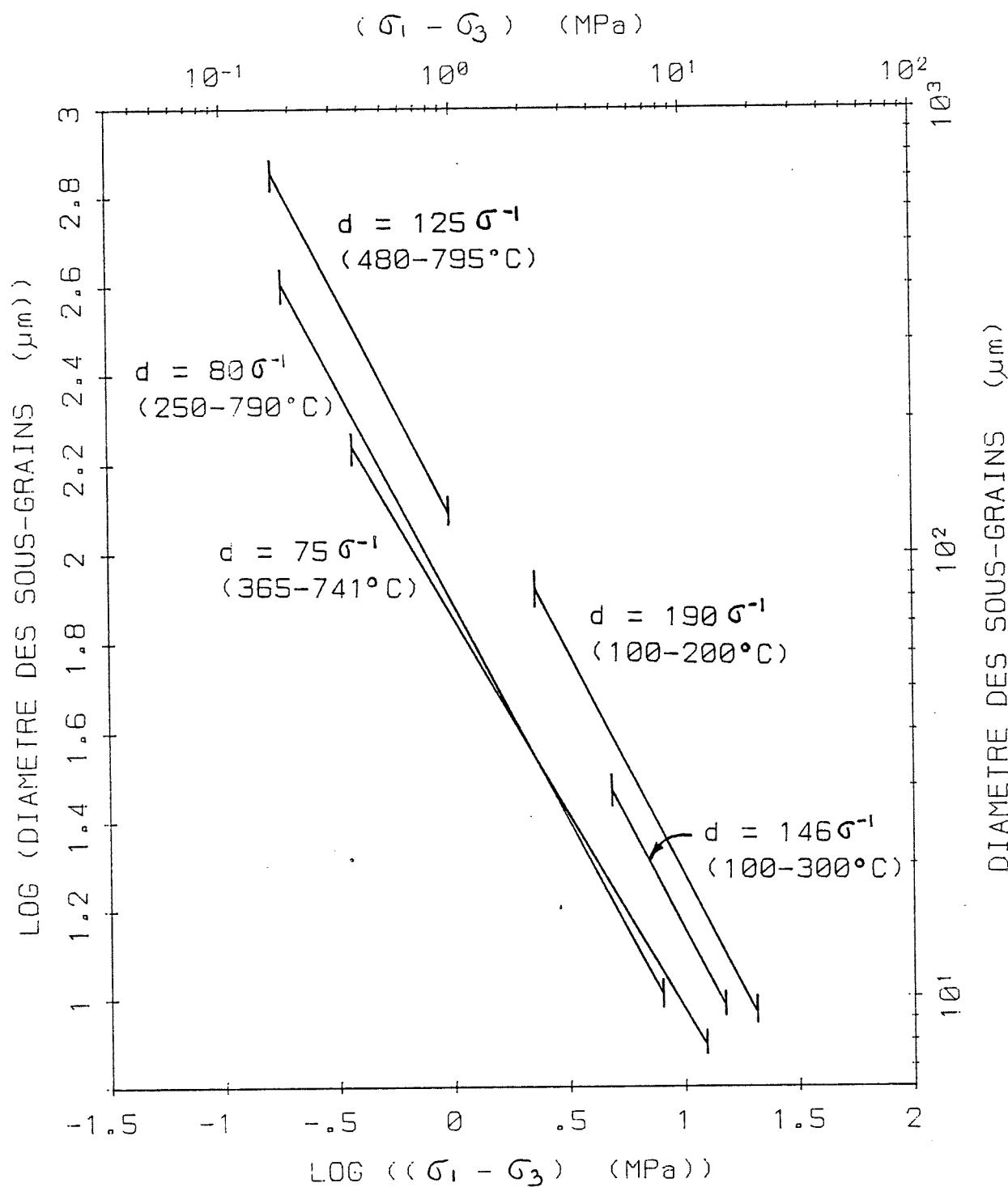


Figure 5-17: Diverses relations, tirées de la littérature, qui expriment la variation du diamètre des sous-grains en fonction de l'état de contrainte, pour de l'halite mono et polycristalline, dans un plan double-logarithmique (d'après Carter, Hansen et Senseny, 1982).

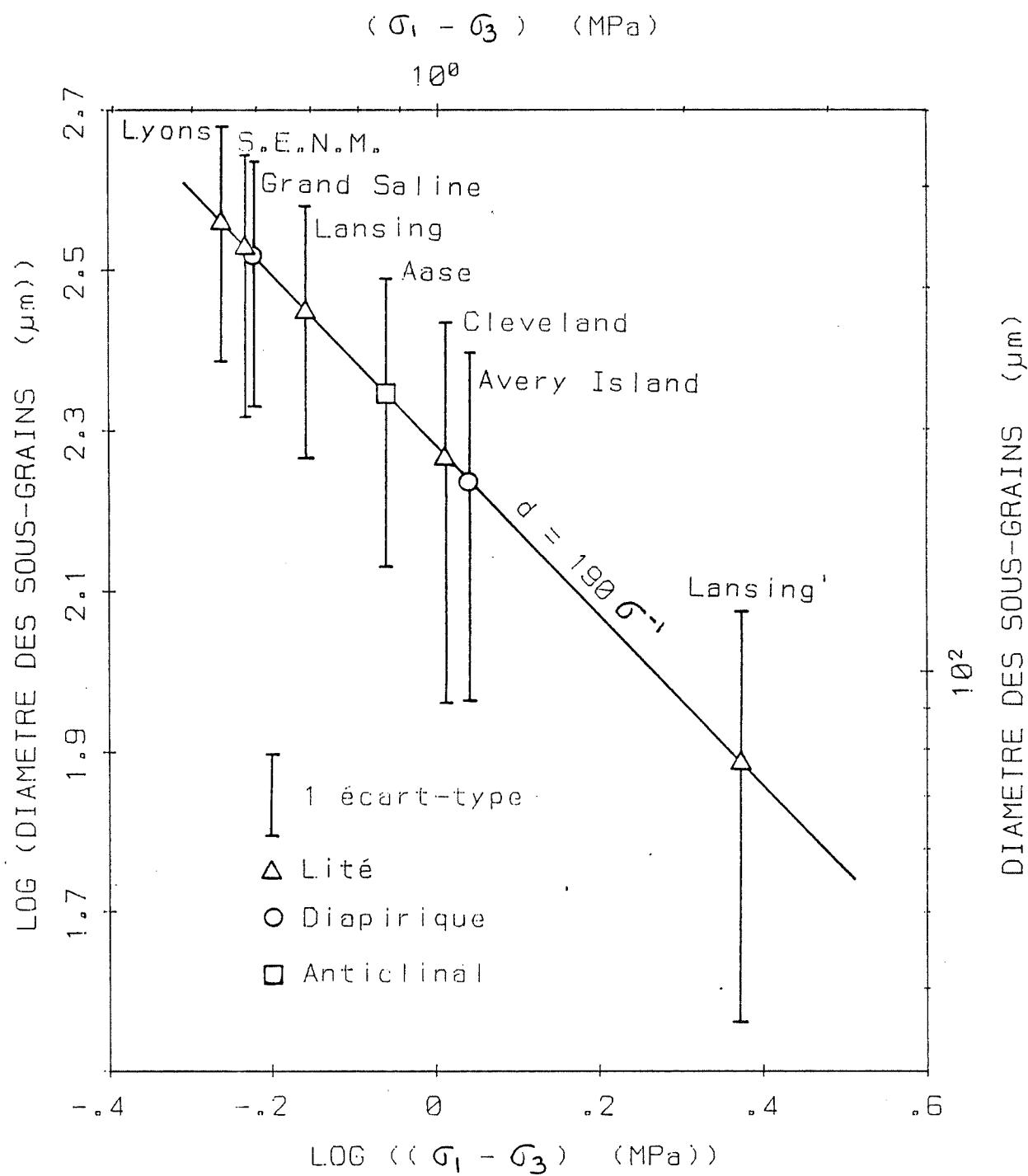


Figure 5-18: Relation générale moyenne et l'écart-type associés à la variation du diamètre des sous-grains en fonction de l'état des contraintes pour divers sels naturels (d'après Carter, Hansen et Senseny, 1982).

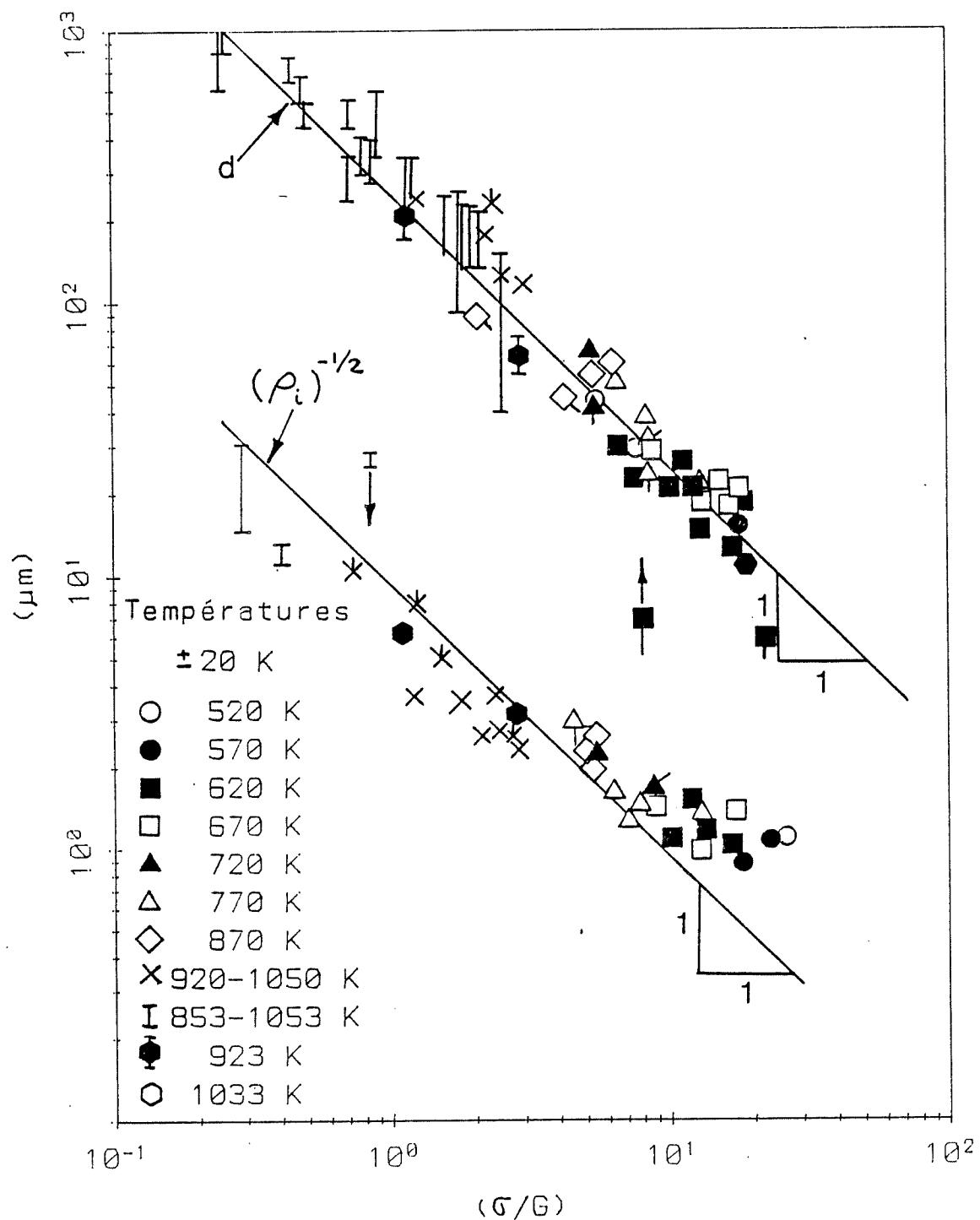


Figure 5-19: Variation de d , le diamètre des sous-grains à l'état stationnaire et de $(\rho_i)^{1/2}$, la distance moyenne entre les dislocations à l'intérieur des sous-grains, en fonction de la contrainte de compression σ normalisée (d'après Eggeler et Blum, 1981).

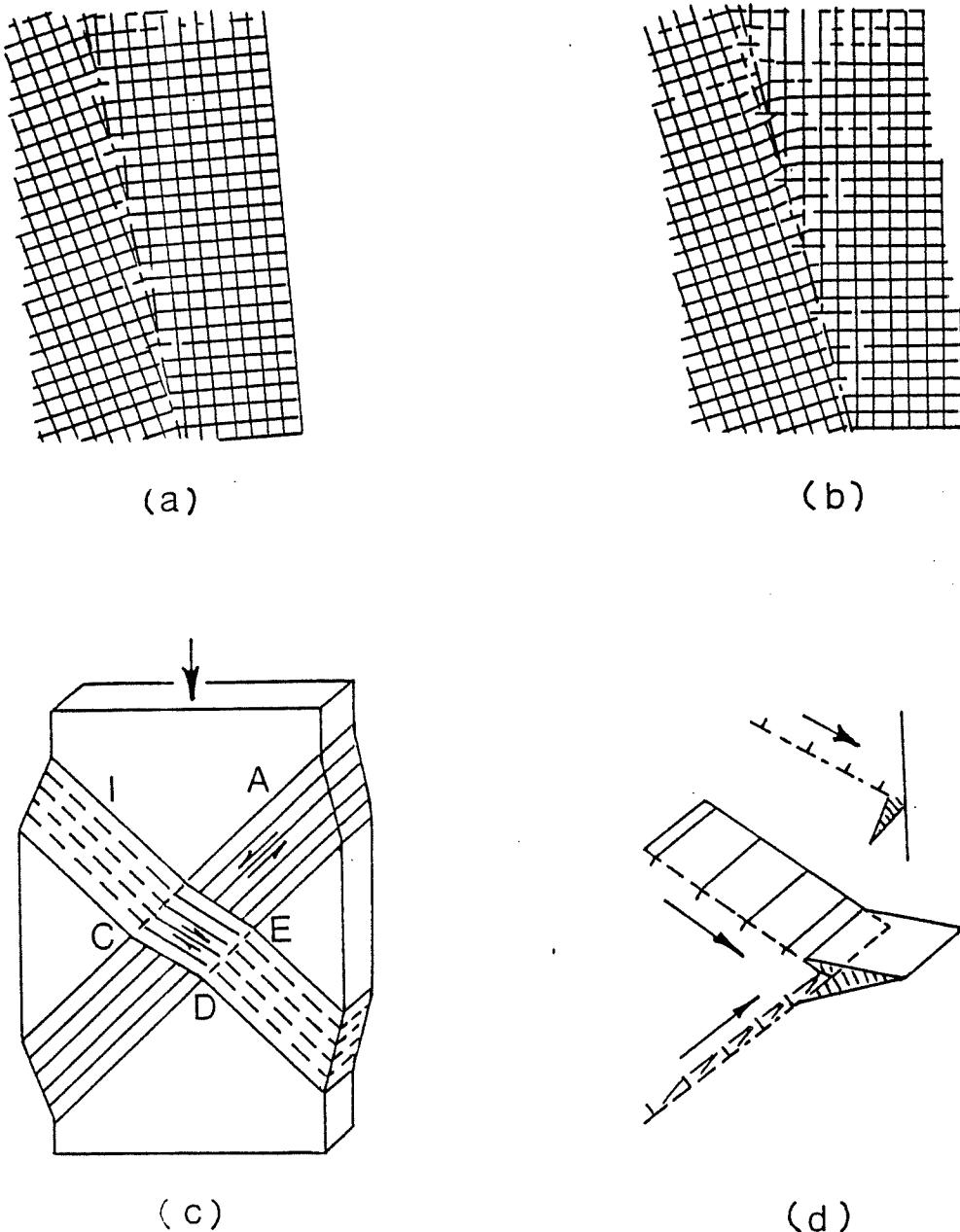


Figure 5-20: a) Série de noeuds symétriques.
 b) Série de noeuds asymétriques.
 c) Rotation due à l'intersection de zones de glissement conjugués.
 d) Nucléation d'une fissure par l'accumulation de dislocations empilées contre une barrière, et par leur interaction (d'après Carter et Kirby, 1978).

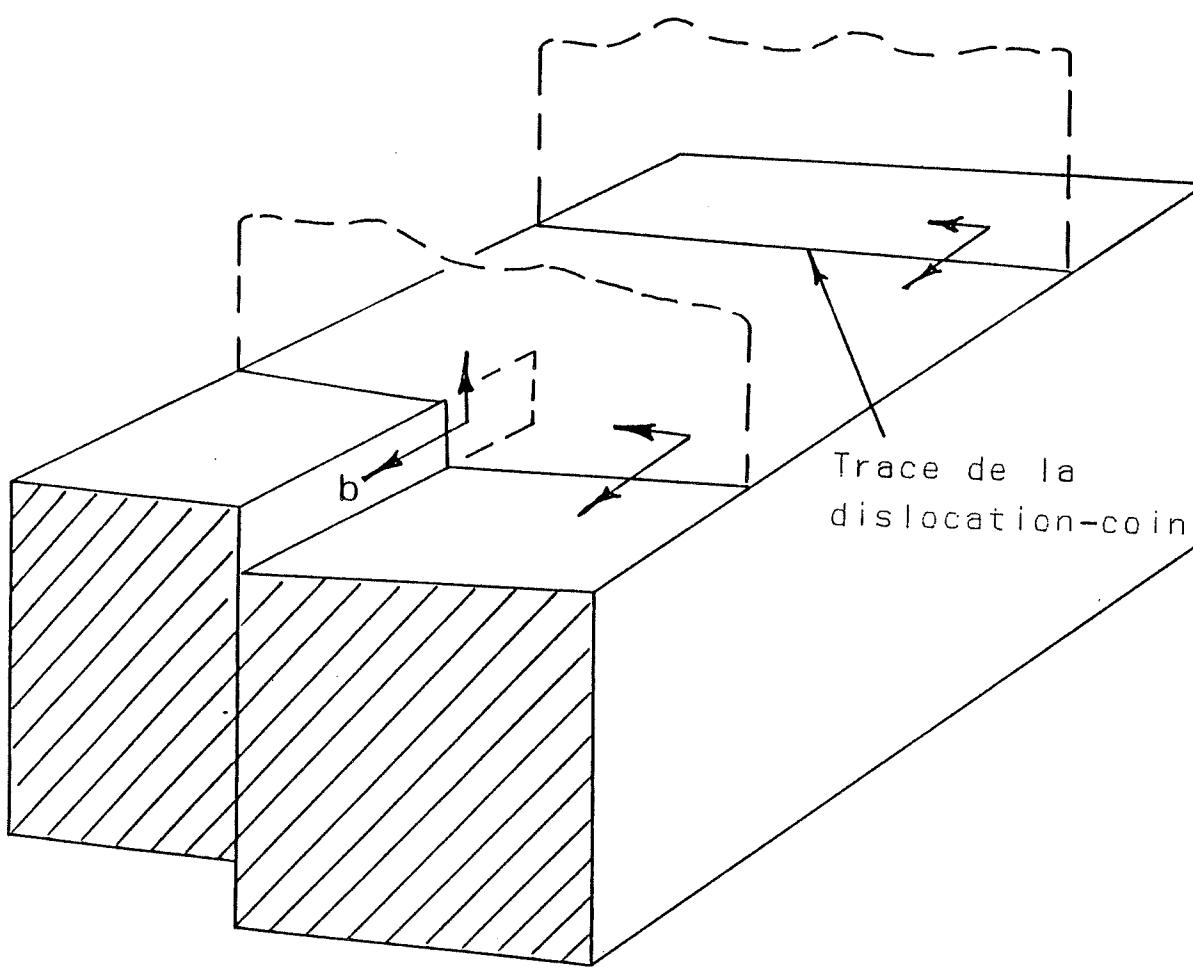


Figure 5-21: Formation d'un cran résultant de l'intersection de dislocations de types vis et coin (d'après McClintock et Argon, 1966).

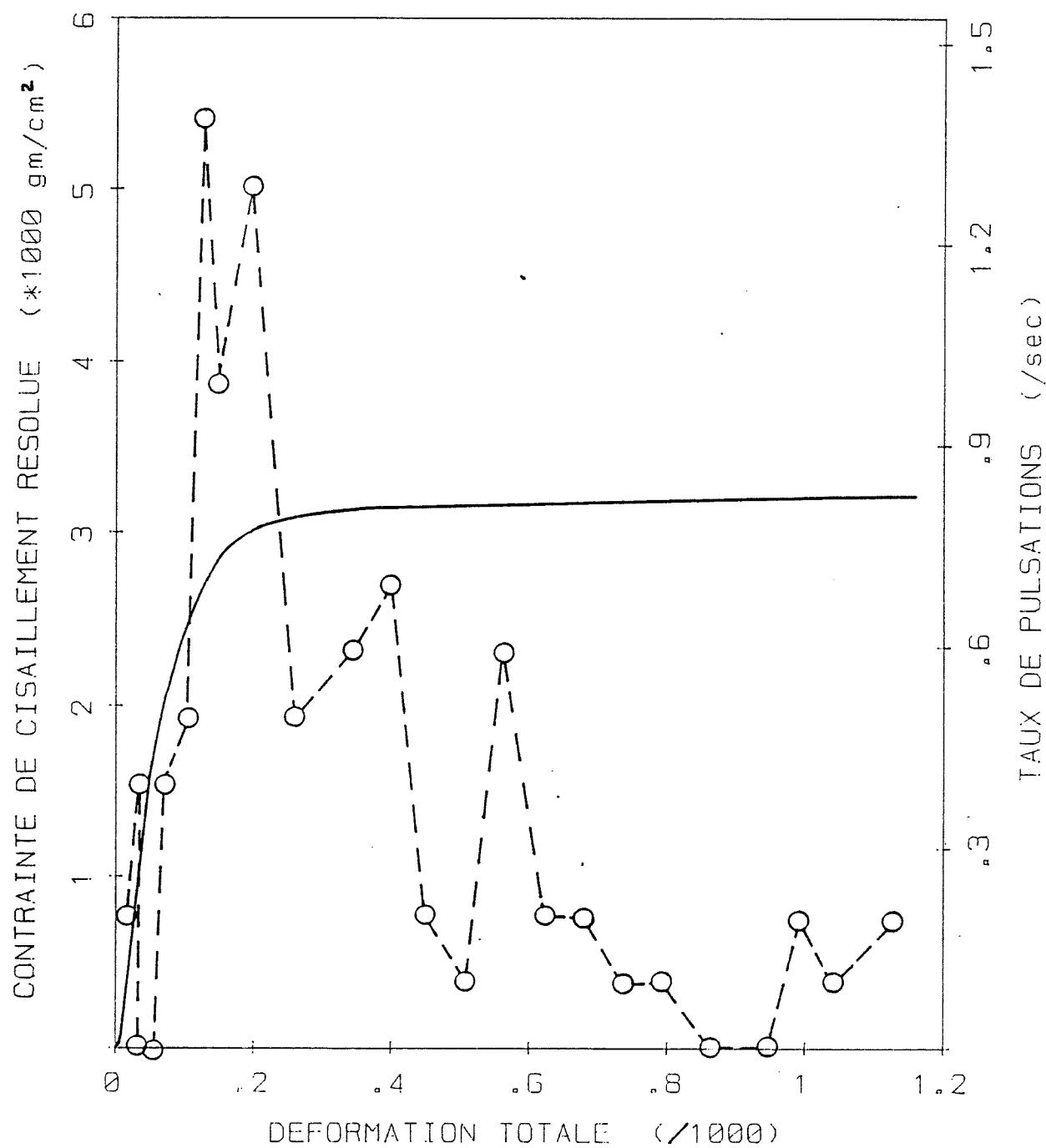


Figure 5-22: Taux d'émissions acoustiques pendant un essai sur un cristal de sel restauré, superposé au diagramme contrainte-déformation (d'après James et Carpenter, 1971).

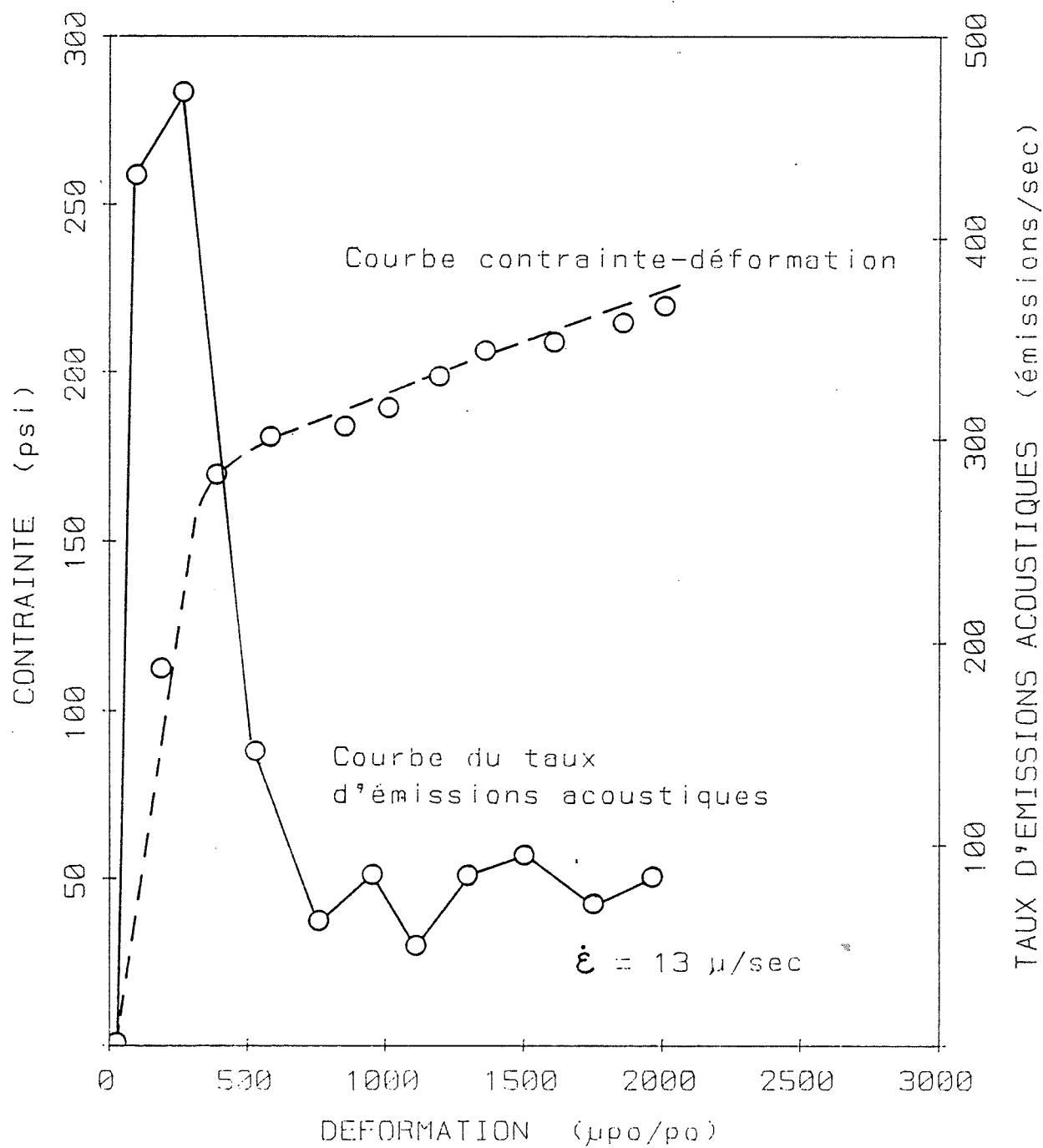


Figure 5-23a: Relation entre le comportement contrainte-déformation et le taux des émissions acoustiques sur du sel monocristallin (d'après Hardy, 1982).

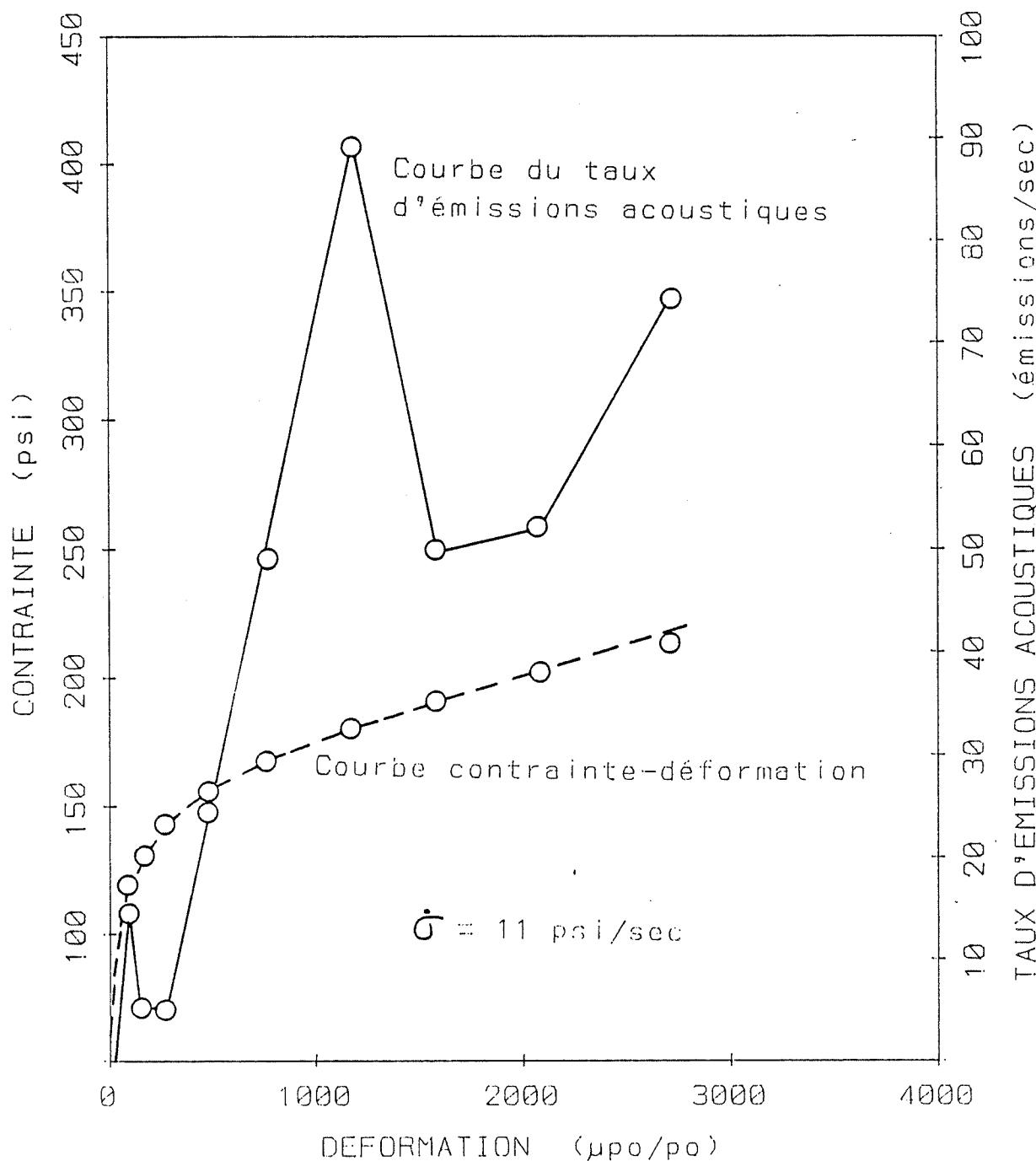


Figure 5-23b: Relation entre le comportement contrainte-déformation et le taux des émissions acoustiques sur du sel monocristallin (d'après Hardy, 1982).

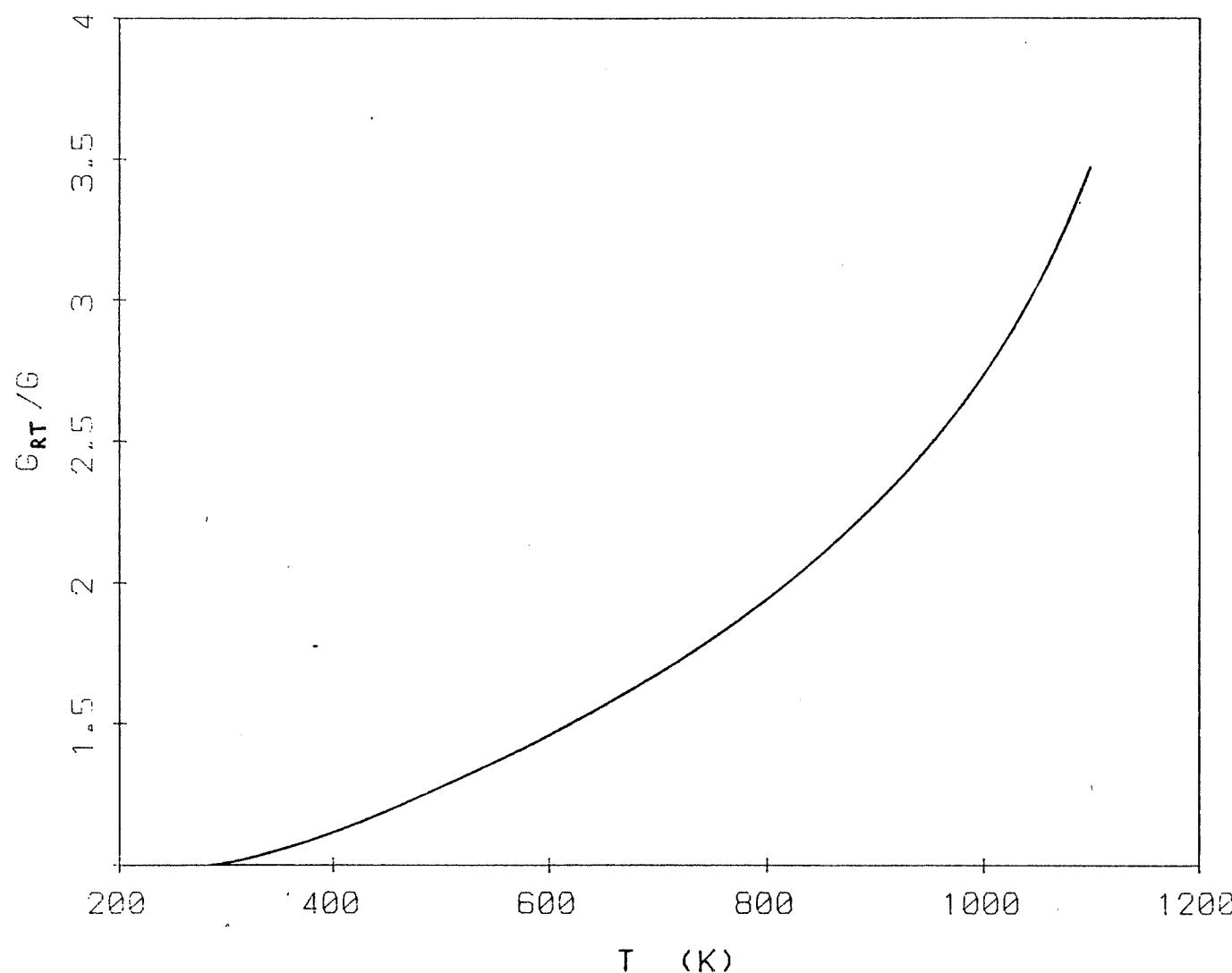


Figure 5-24: Variation du module de rigidité, G , par rapport au module à température ambiante, G_{RT} , en fonction de la température; $G_{RT} = 18.5$ GPa pour l'halite (d'après Eggeler et Blum, 1981).

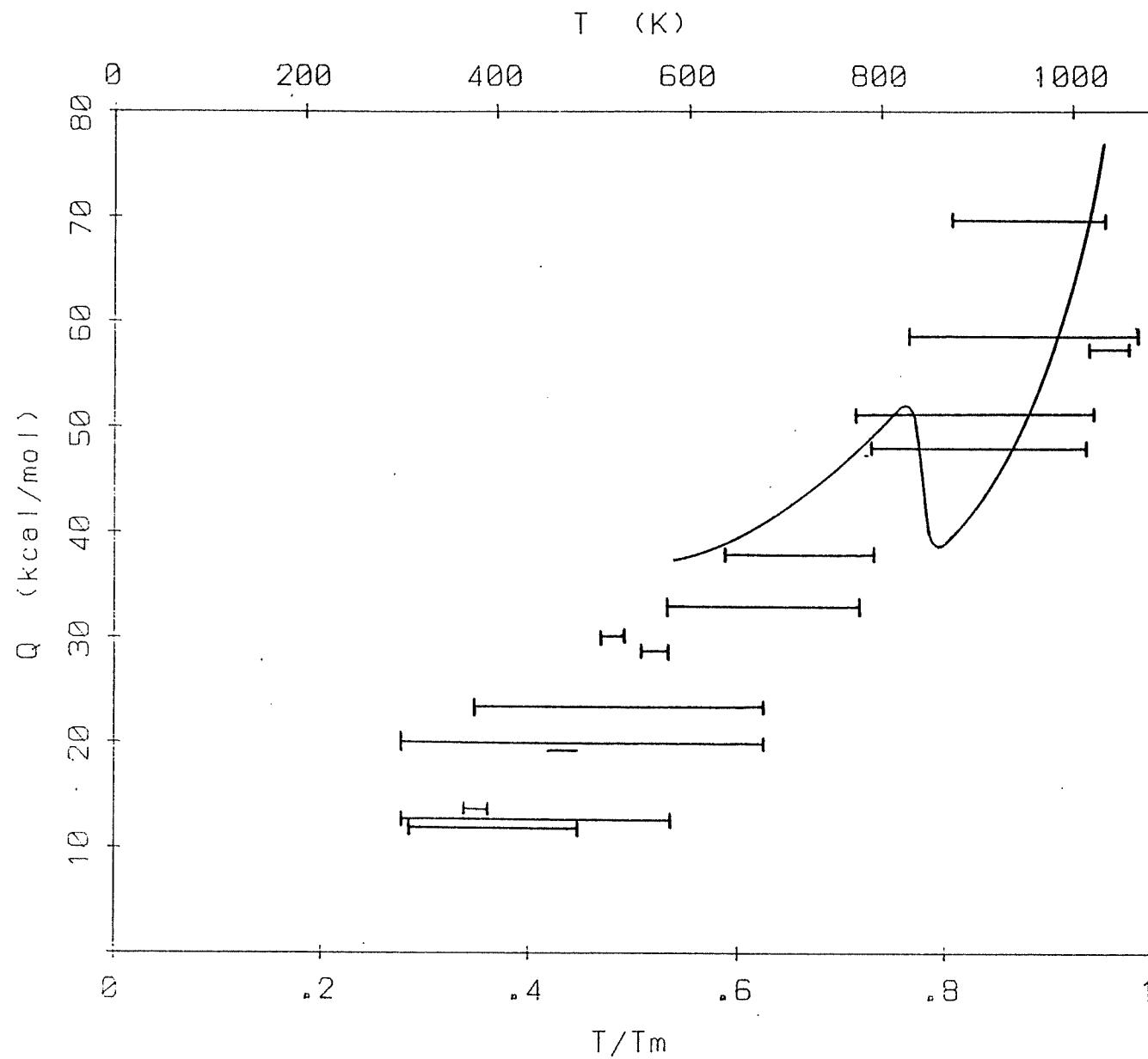


Figure 5-25: Variation de l'énergie d'activation effective du sel (d'après Langer, 1979).

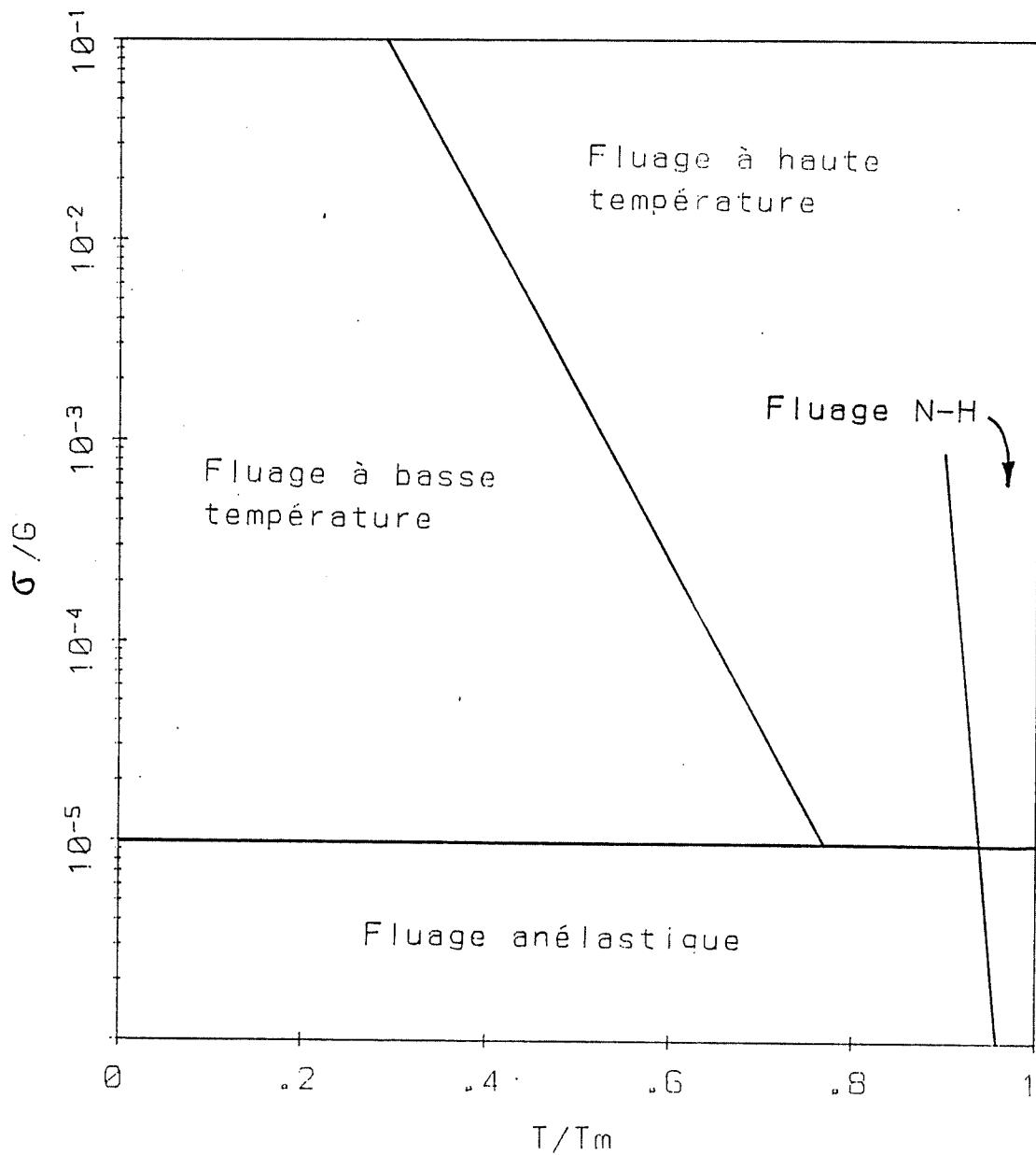


Figure 5-26: Diagramme de fluage (d'après Weertman et Weertman, 1970a).

a)

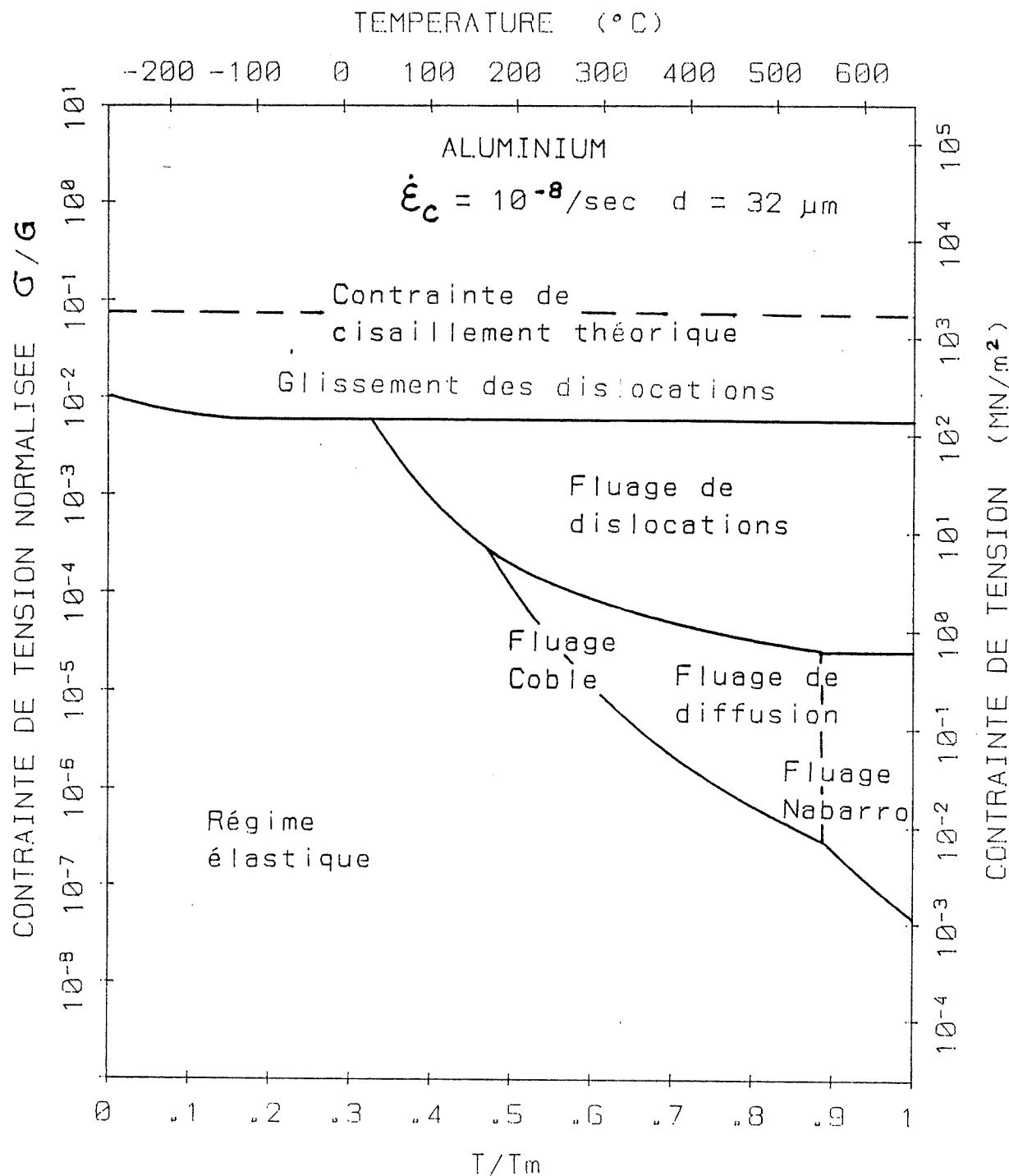


Figure 5-27: Carte des mécanismes de déformation pour des métaux à structure C.F.C.; a) Aluminium; b) Nickel (d'après Ashby, 1972).

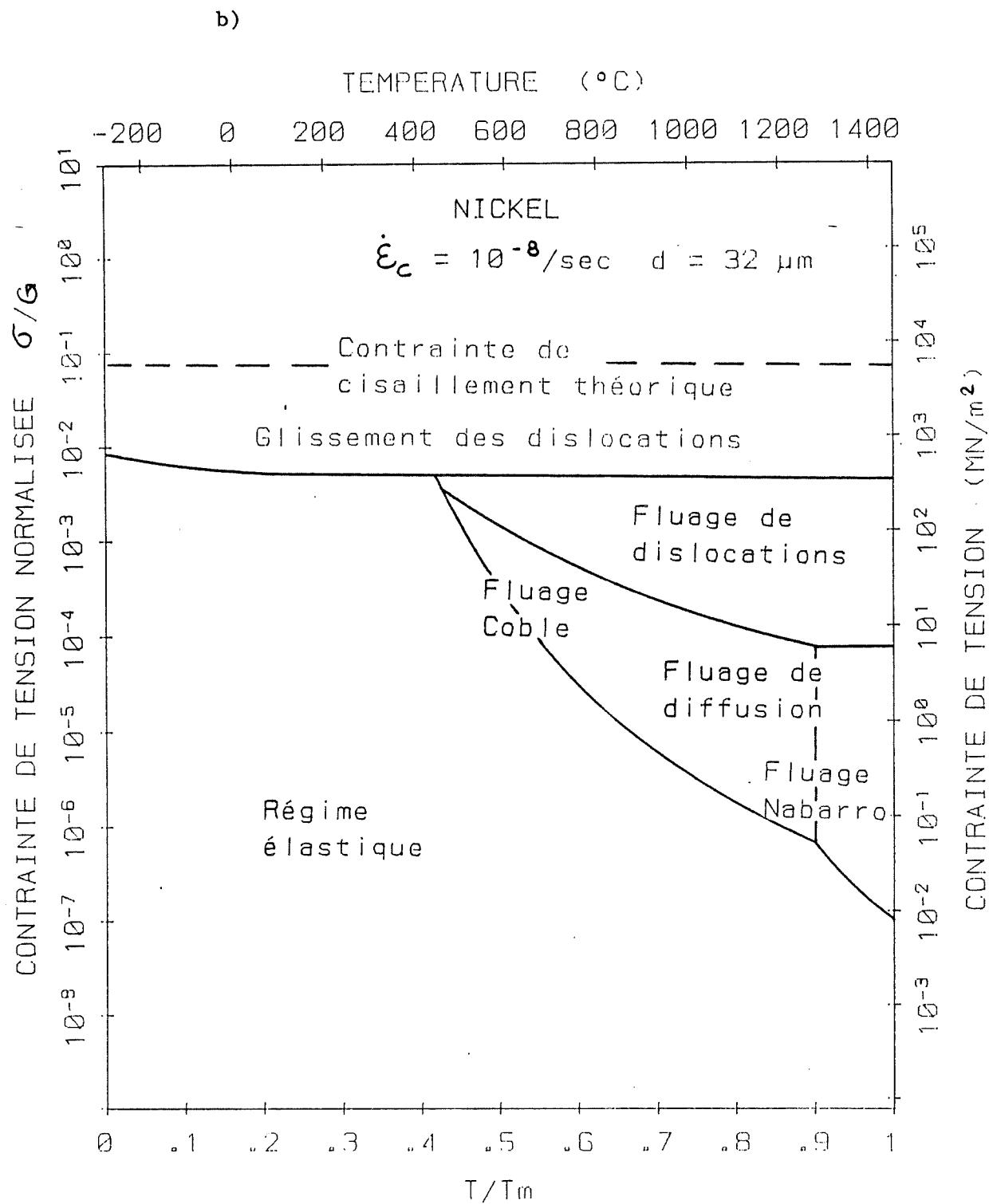


Figure 5-27: Carte des mécanismes de déformation pour des métaux à structure C.F.C.; a) Aluminium; b) Nickel (d'après Ashby, 1972).

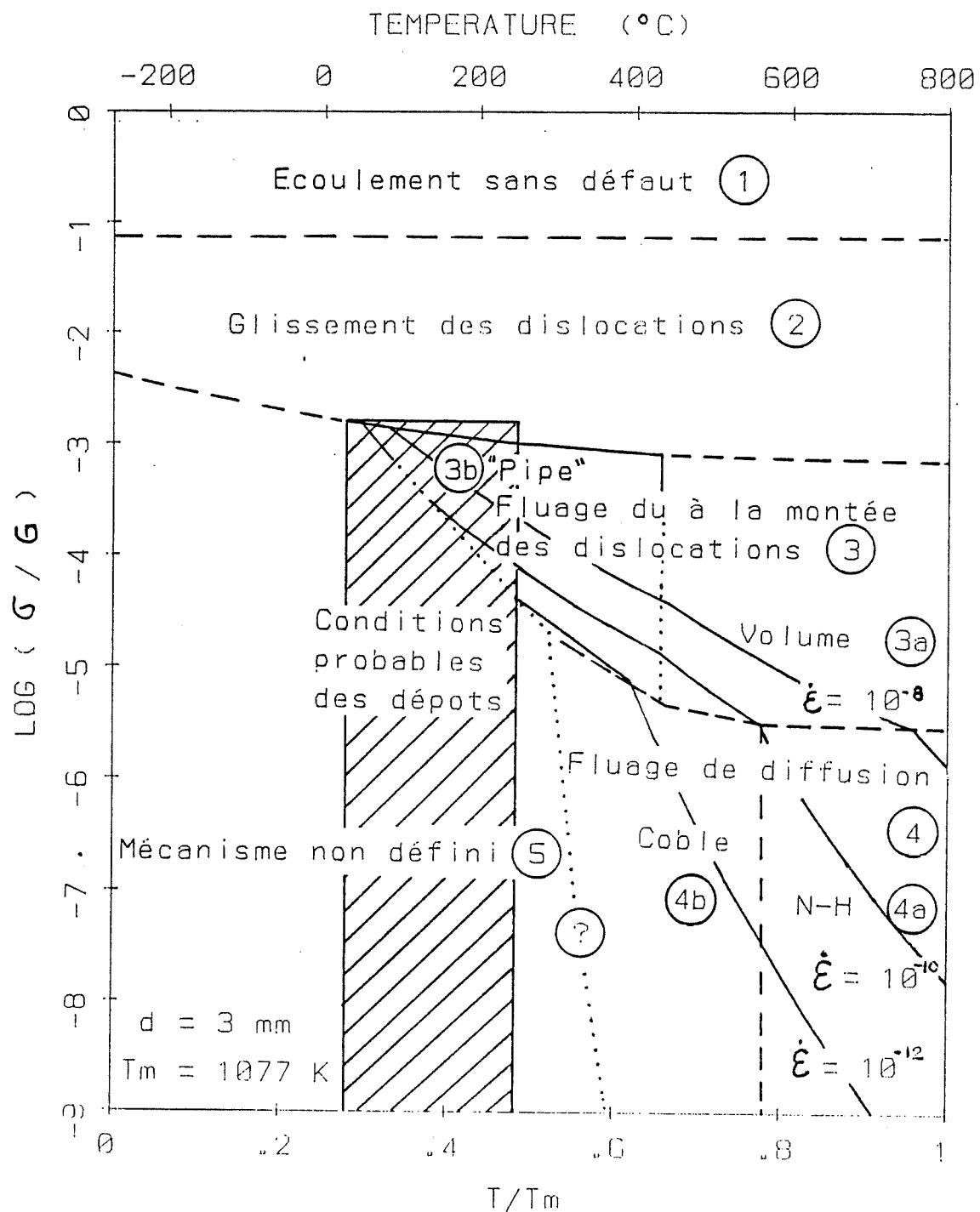


Figure 5-28: Carte préliminaire des mécanismes de déformation pour le sel, incluant les conditions probables d'enfouissement, ainsi que les trajectoires à taux de déformation constant; diamètre des grains de 3 mm (d'après Munson, 1979).

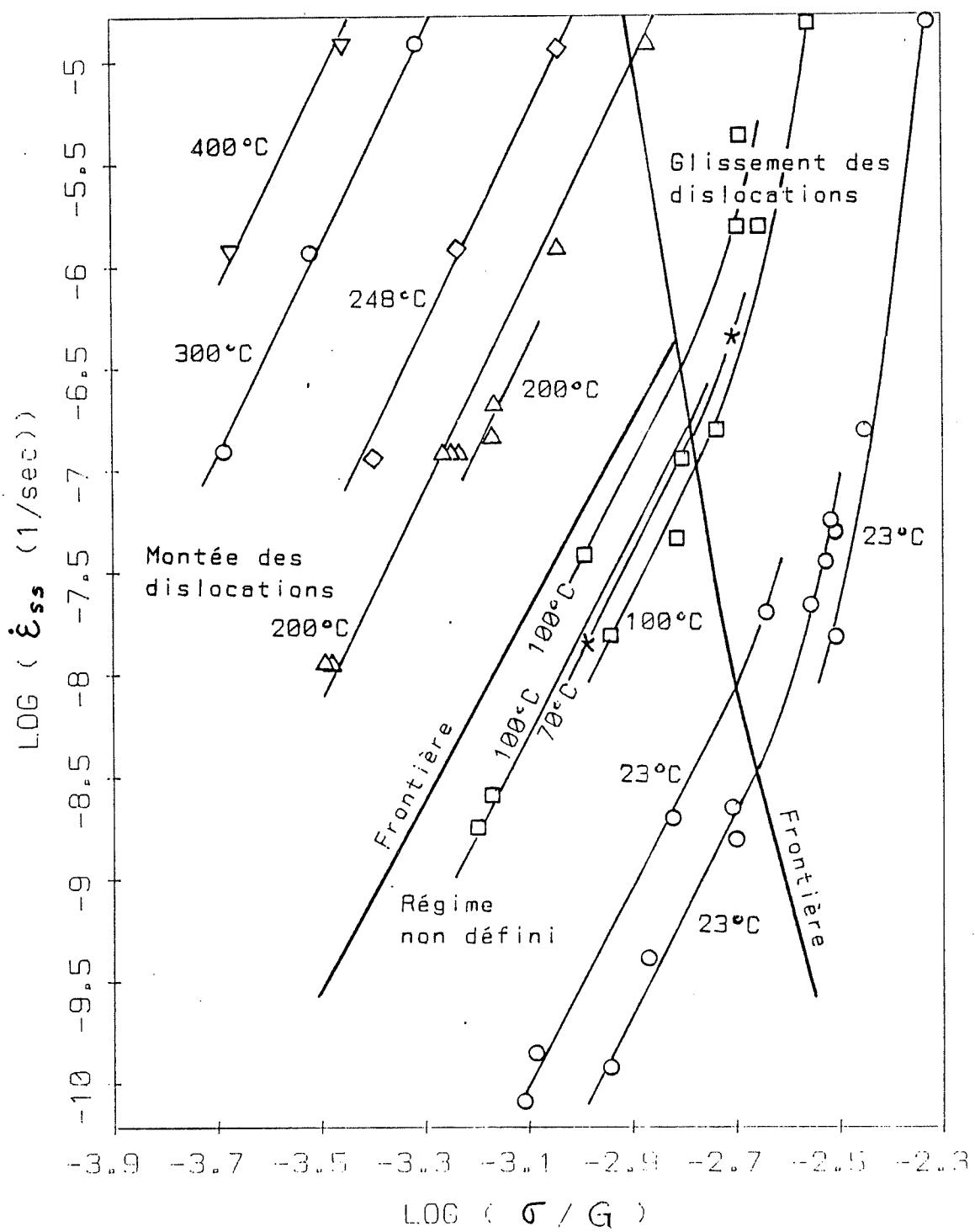


Figure 5-29: Taux de déformation stationnaire du sel en fonction de l'état de contrainte (d'après Munson et Dawson, 1984).

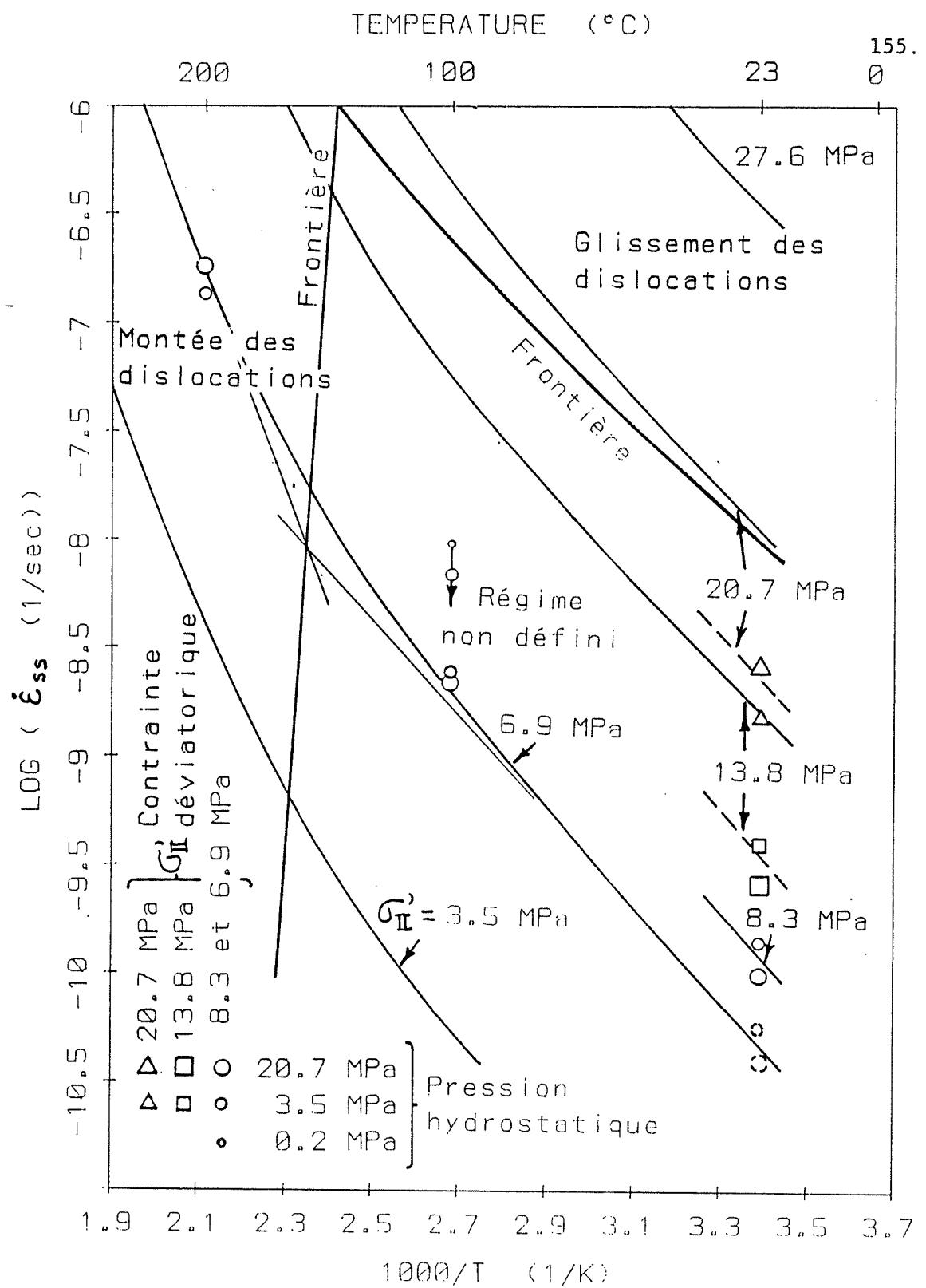


Figure 5-30: Effet de la température sur la déformation du sel (d'après Munson et Dawson, 1984).

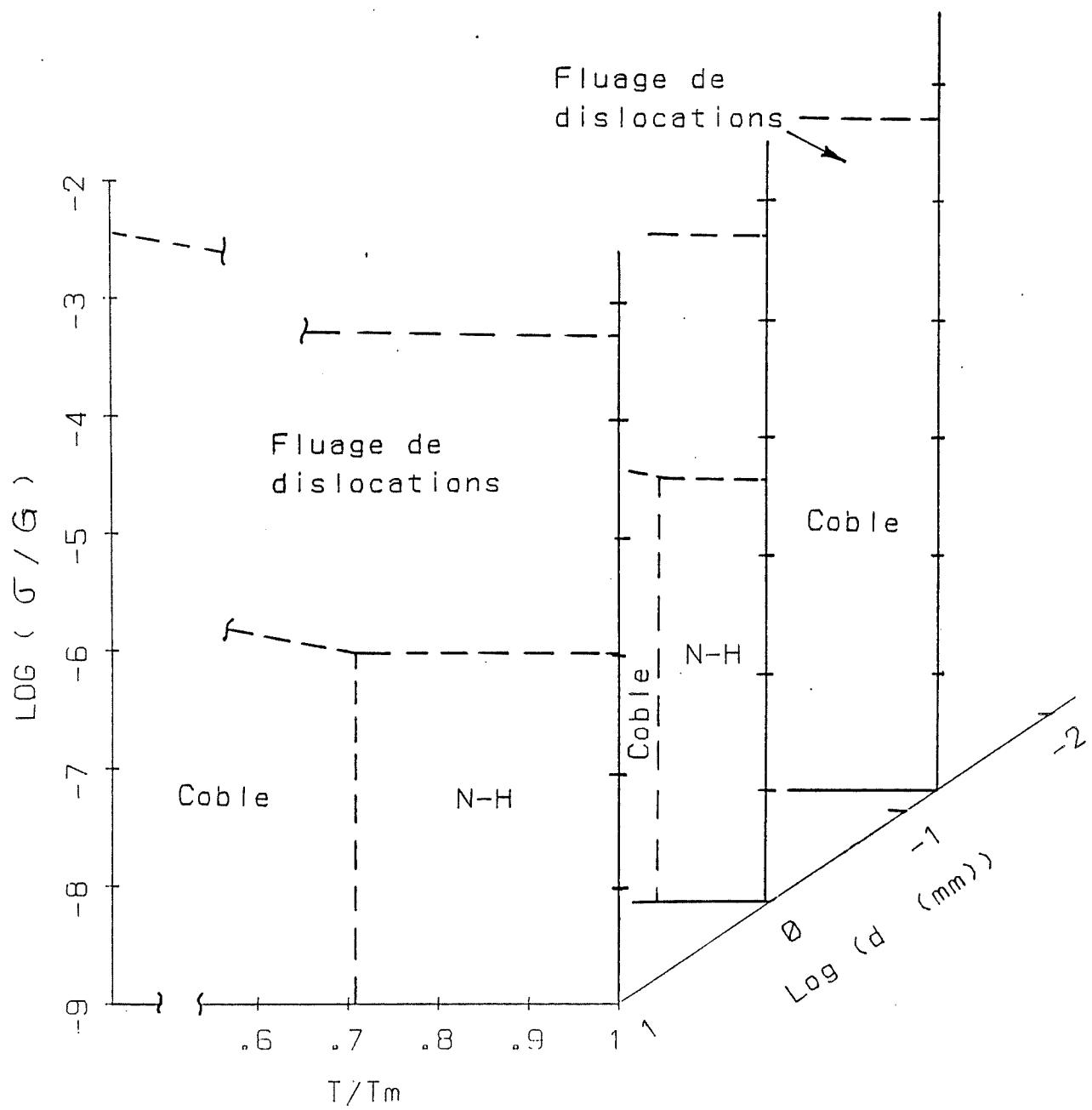


Figure 5-31: Plage à haute température de la carte des mécanismes de déformation, pour divers diamètres de grains; cette présentation illustre l'accroissement de l'importance du régime de fluage Coble (d'après Munson, 1979).

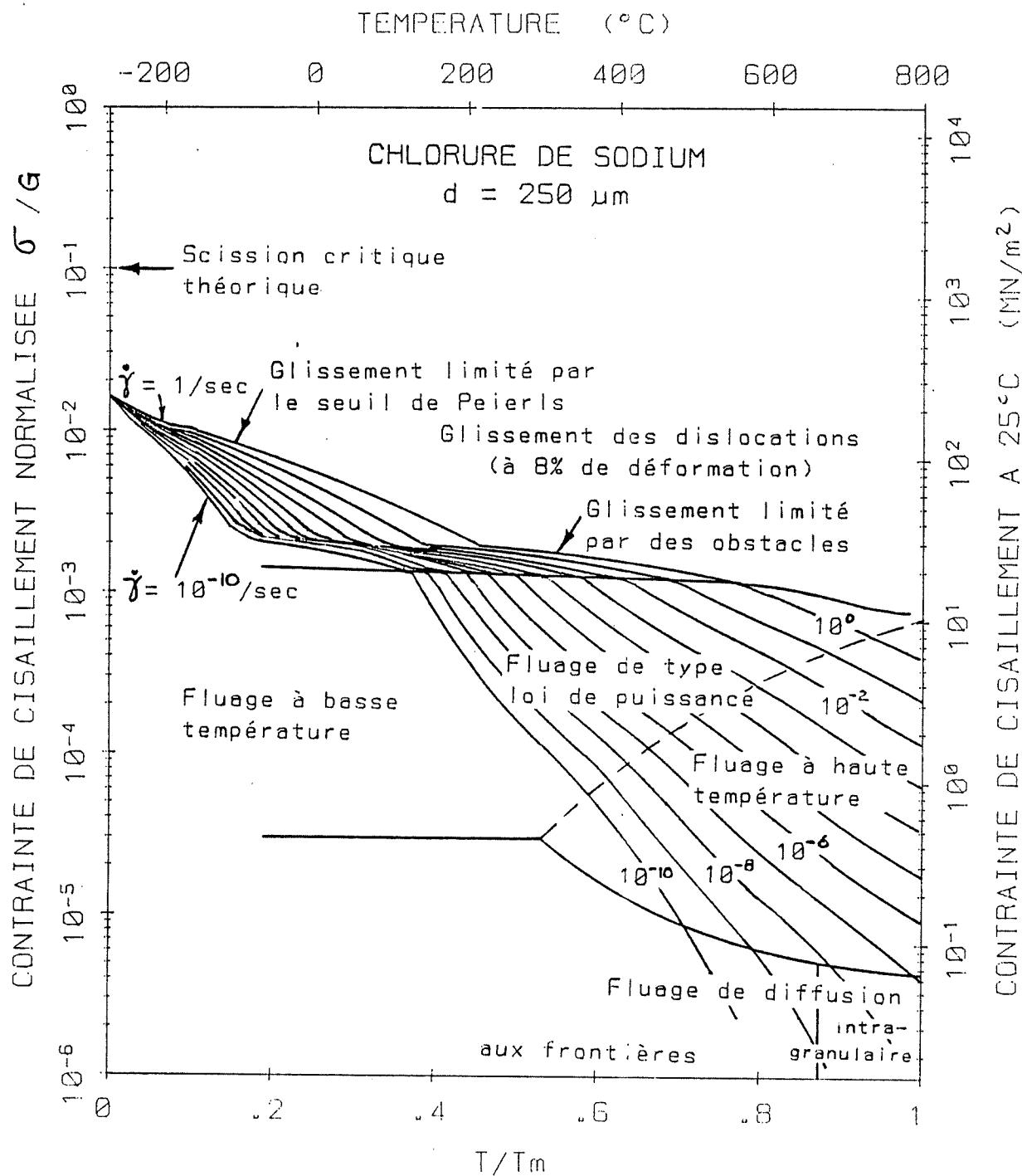


Figure 5-32: Carte des mécanismes de déformation pour du NaCl (d'après Verrall et Ashby, 1977).

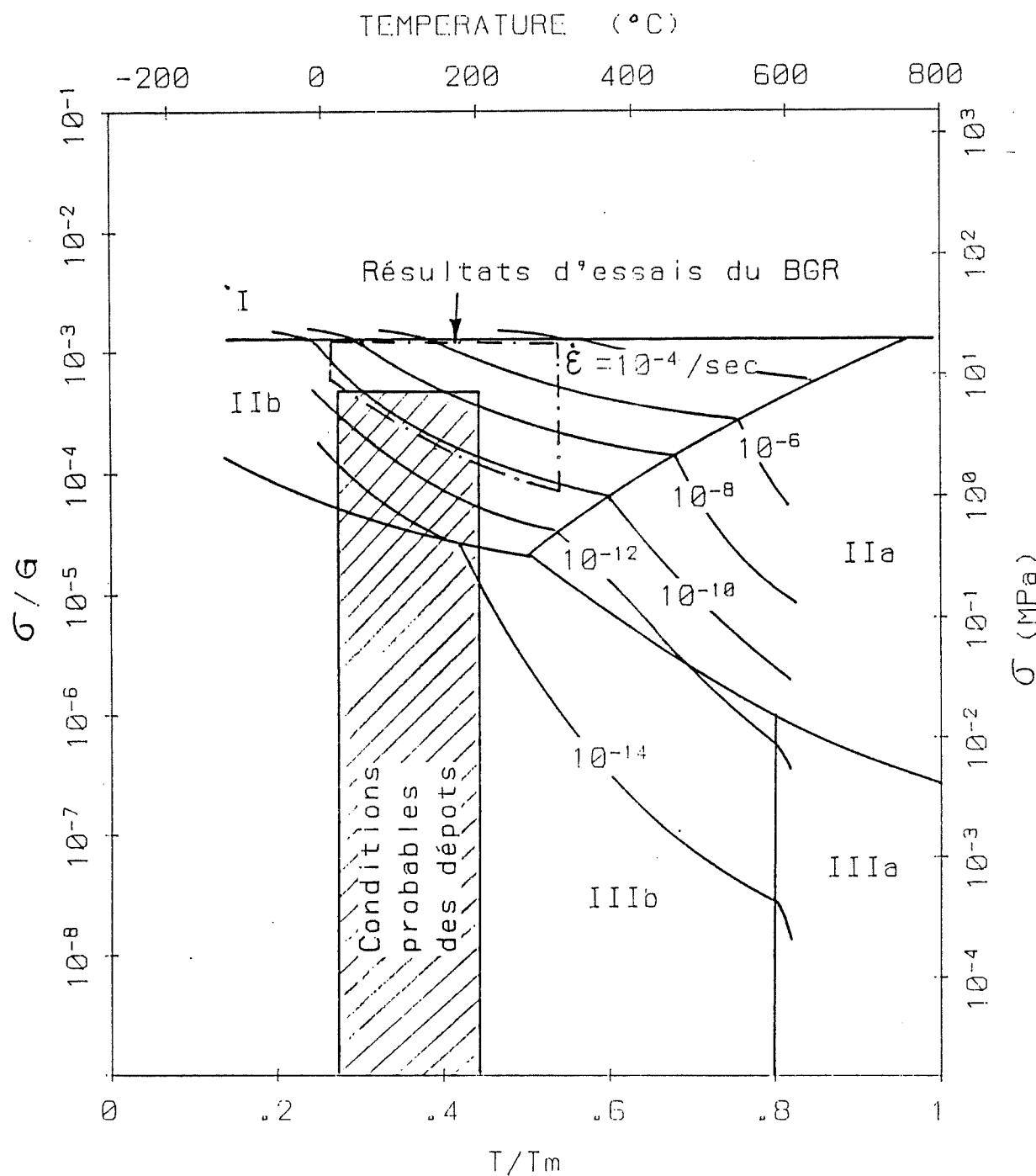


Figure 5-33: Carte des mécanismes de déformation pour du sel naturel ($d = 1 \text{ mm}$; $G = 15 \text{ GPa}$; $T_m = 801^\circ\text{C}$); I - glissement des dislocations; IIa et IIb - montée des dislocations à haute et à basse température; IIIa et IIIb - fluage de diffusion à haute et à basse température (tirée de Hunsche, 1984).

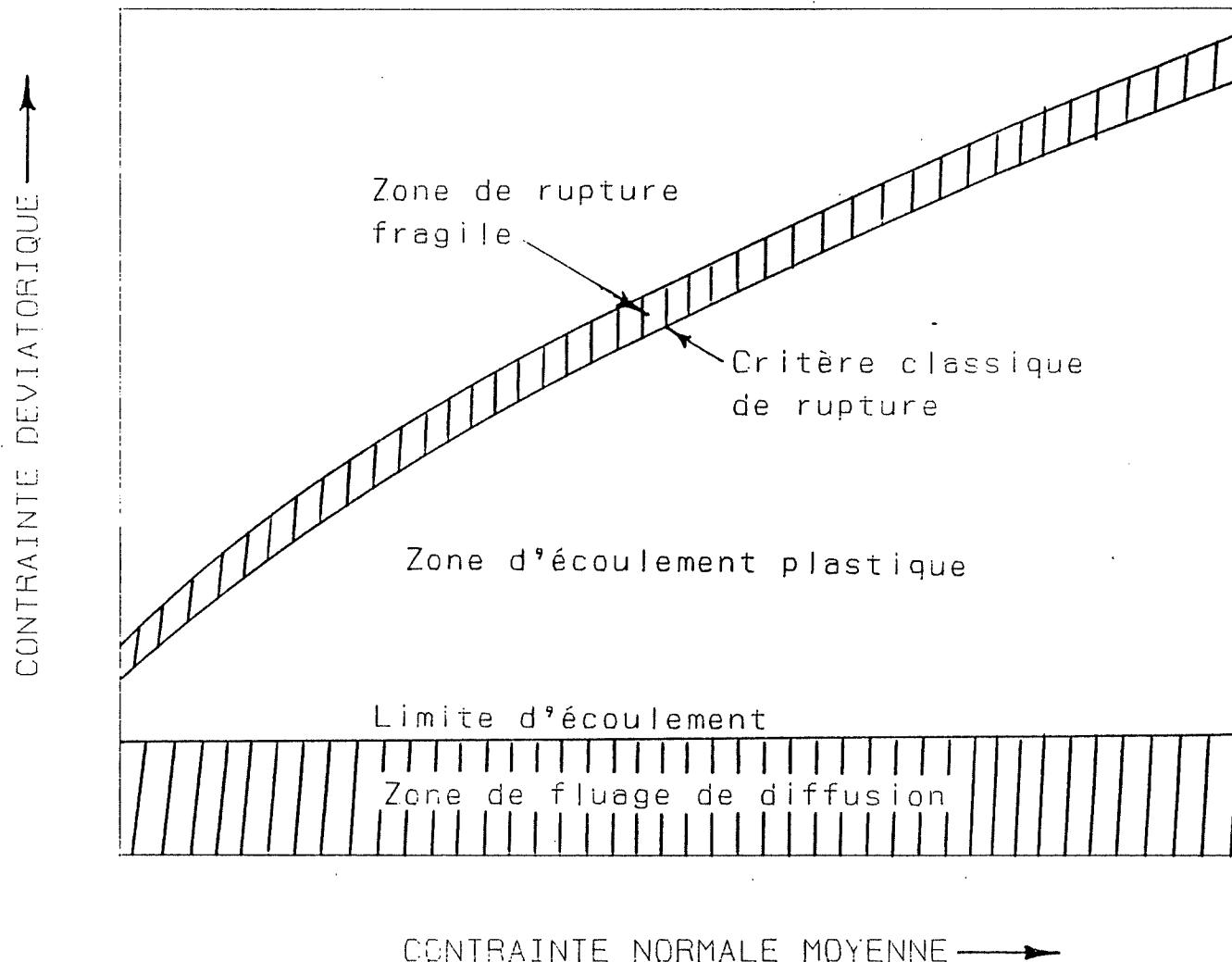


Figure 5-34: Diverses zones de comportement pour le sel naturel
(d'après Dusseault et Mraz, 1983).

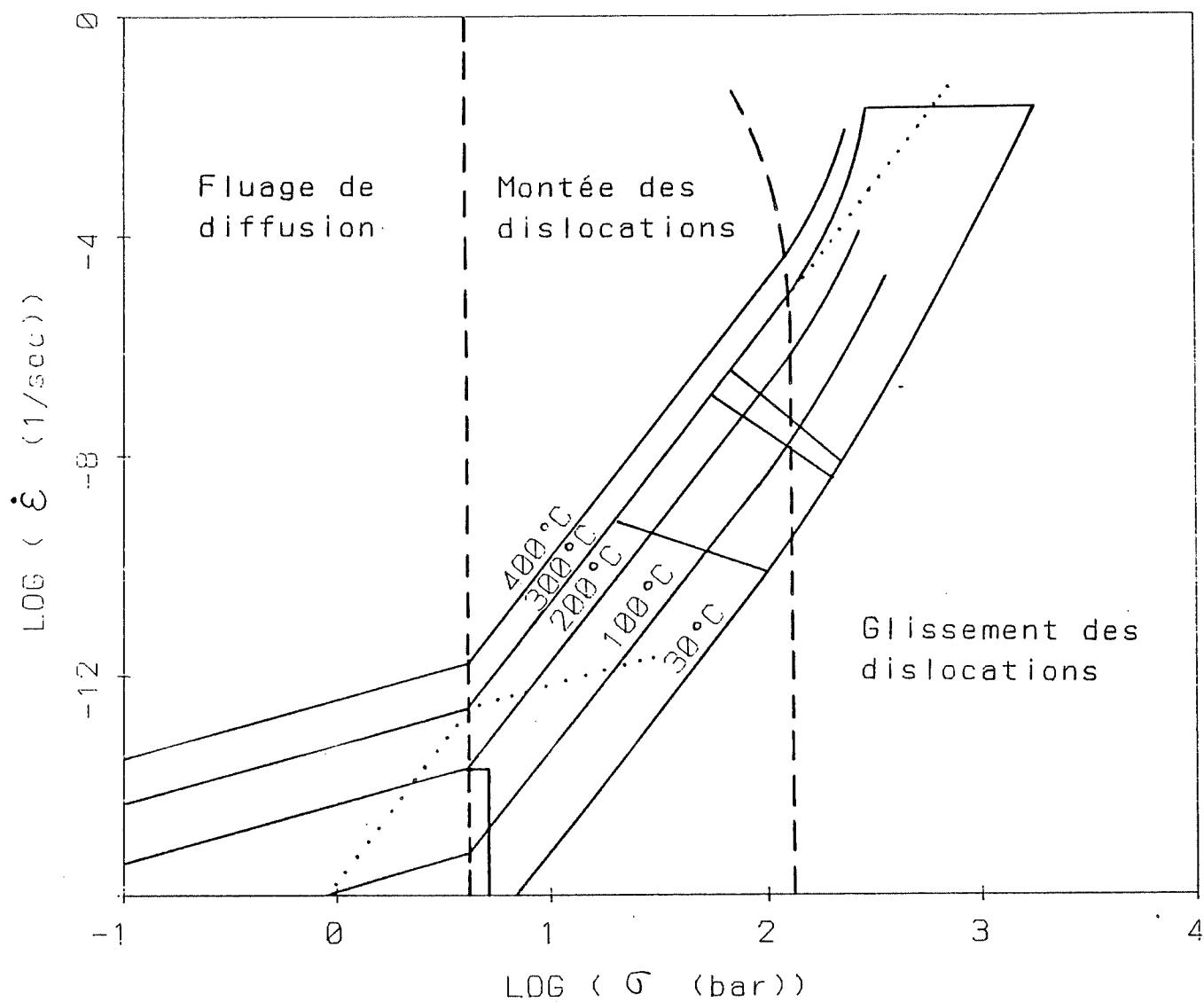


Figure 5-35: Carte des mécanismes de déformation pour du sel naturel
(d'après Langer, 1984).

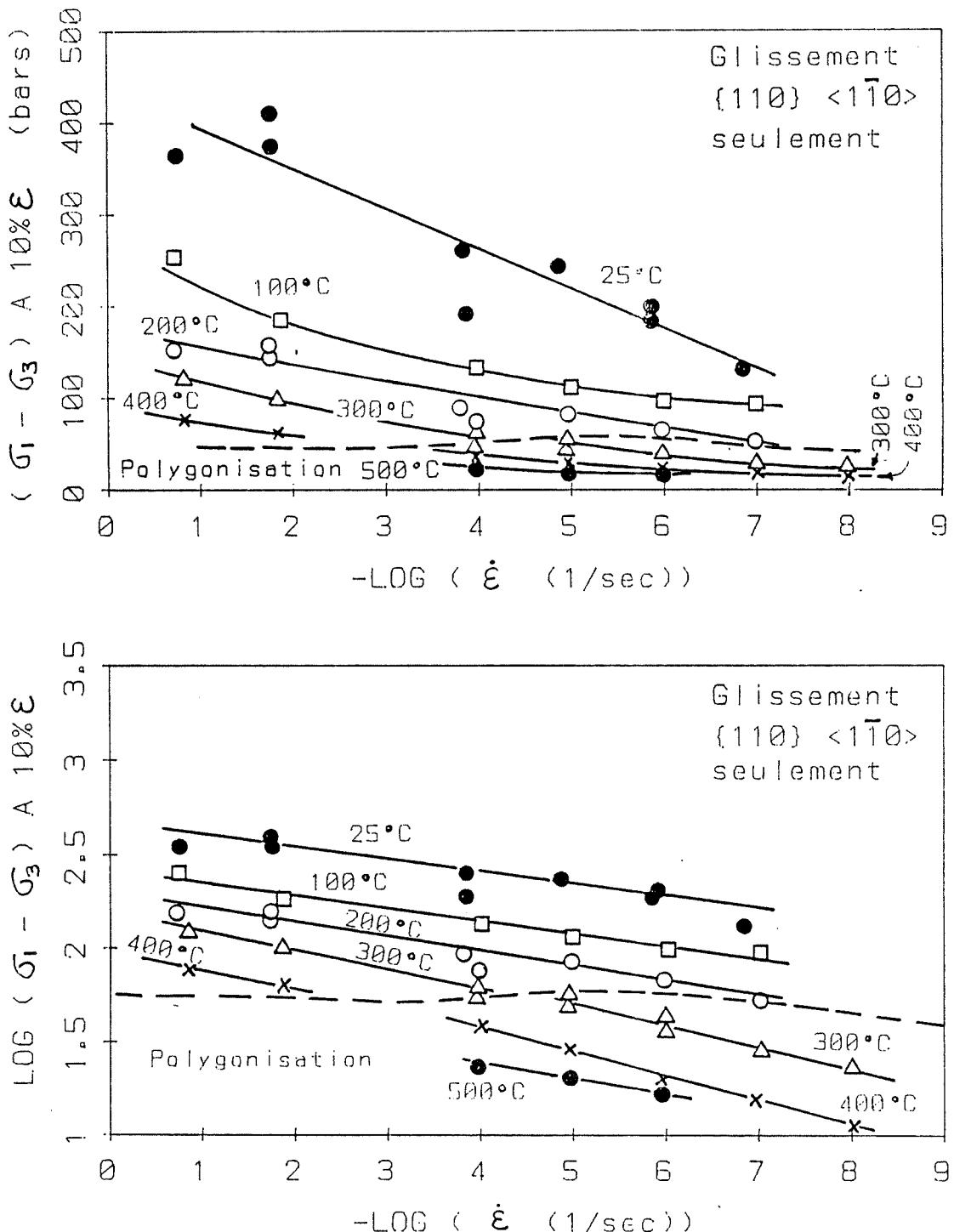


Figure 5-36: Courbes de fluage pour des essais de cisaillement parallèle à [001] sur le système {110} <110>; le trait pointillé indique la frontière entre le glissement et la montée des dislocations (combinée au glissement) (d'après Carter et Heard, 1970).

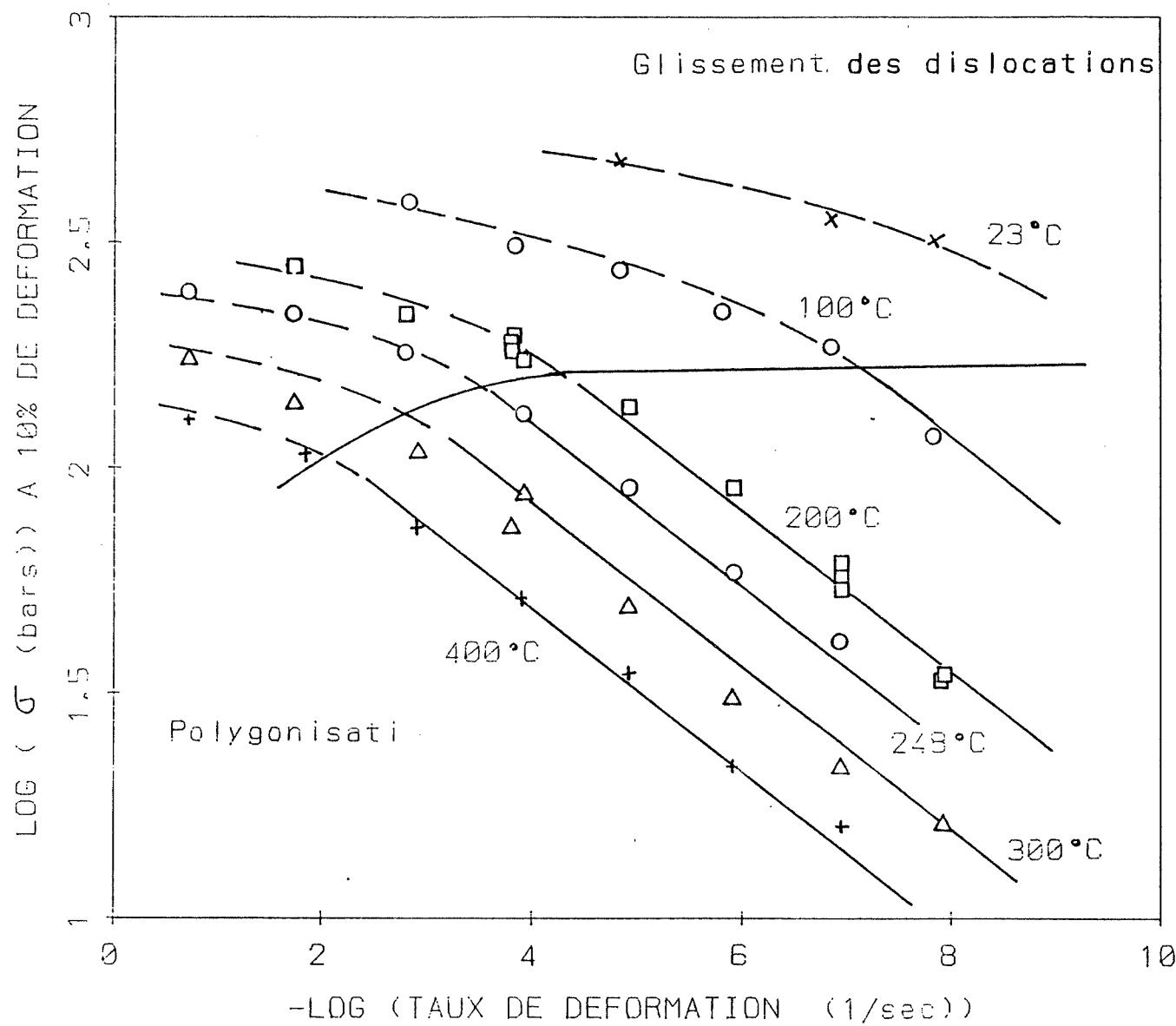
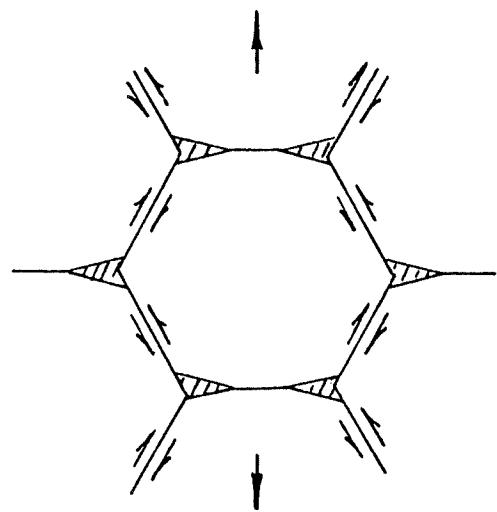
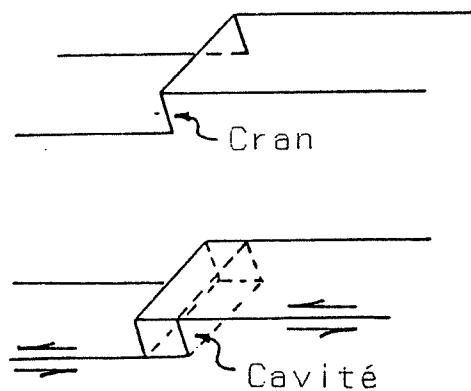


Figure 5-37: Diagramme de fluage pour divers isothermes (d'après Heard, 1972).



(a)



(b)

Figure 5-38: a) Création de vides due au glissement intergranulaire (d'après Carter et Kirby, 1978).
 b) Production d'une cavité par glissement intergranulaire entre les grains enchevêtrés, en contact immédiat (d'après Garofalo, 1965).

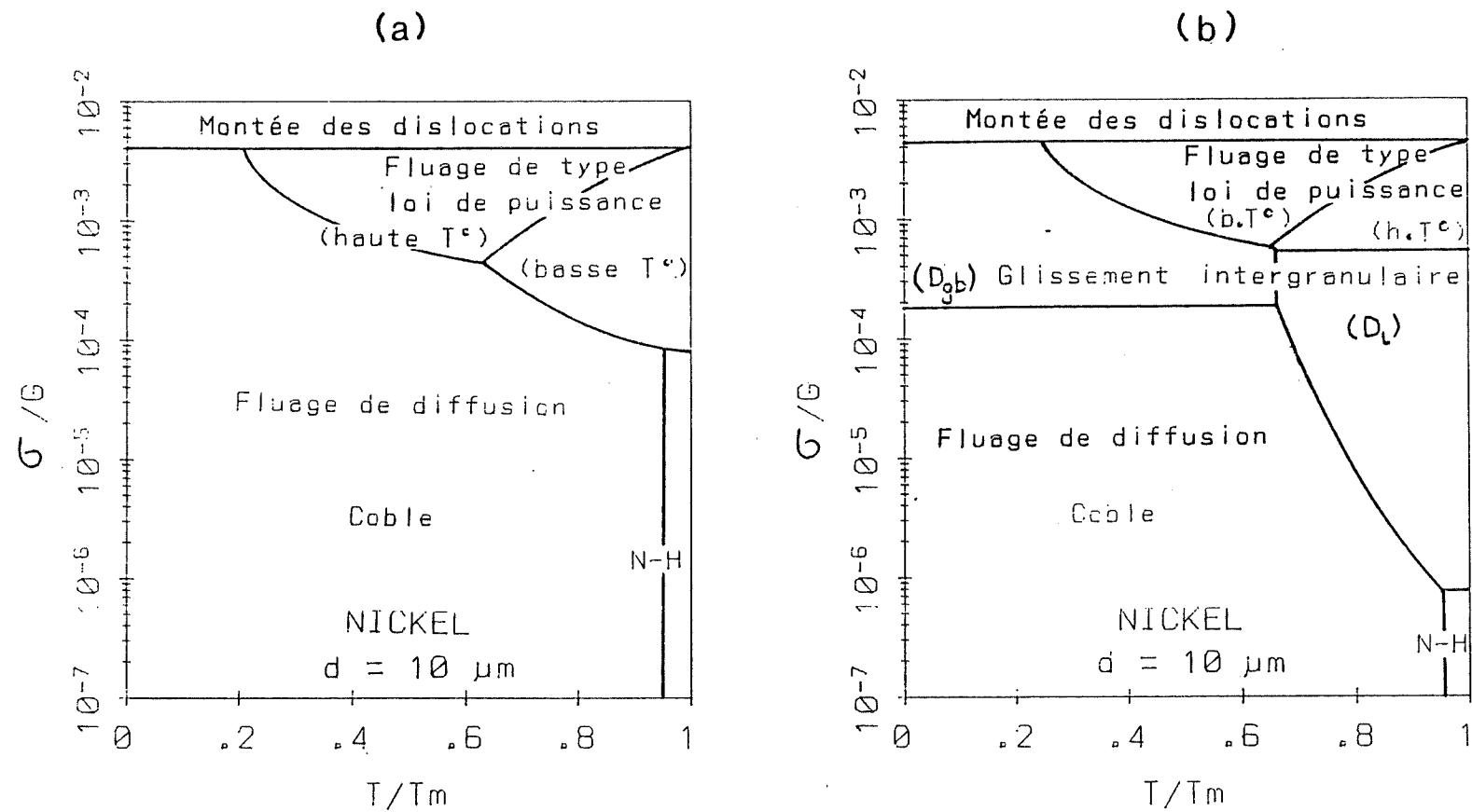


Figure 5-39: Cartes des mécanismes de déformation; on compare les cartes usuelles avec celles incluant le glissement intergranulaire, contrôlé par la diffusion à la frontière (D_{gb}) ou dans la structure (D_L) des grains (d'après Luthy, White et Sherby, 1979).

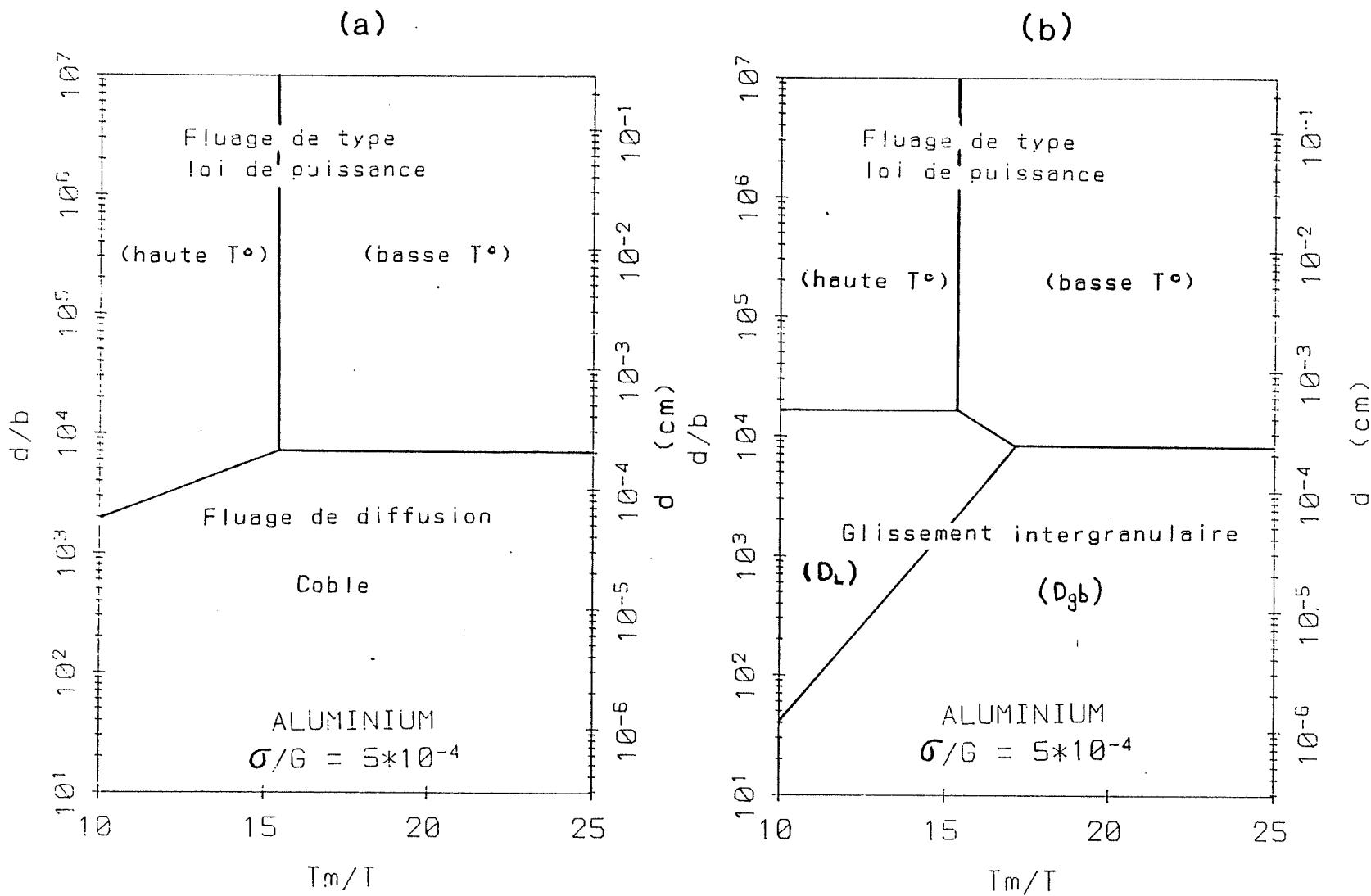


Figure 5-39: Cartes des mécanismes de déformation; on compare les cartes usuelles avec celles incluant le glissement intergranulaire, contrôlé par la diffusion à la frontière (D_{gb}) ou dans la structure (D_L) des grains (d'après Luthy, White et Sherby, 1979).
 (SUITE ET FIN)

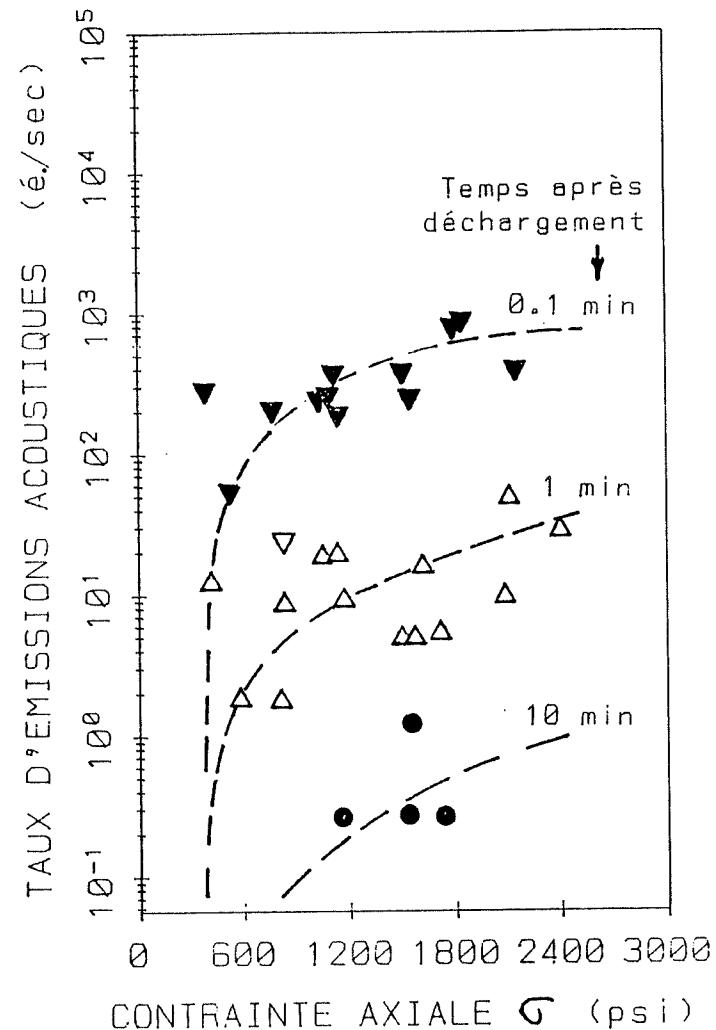
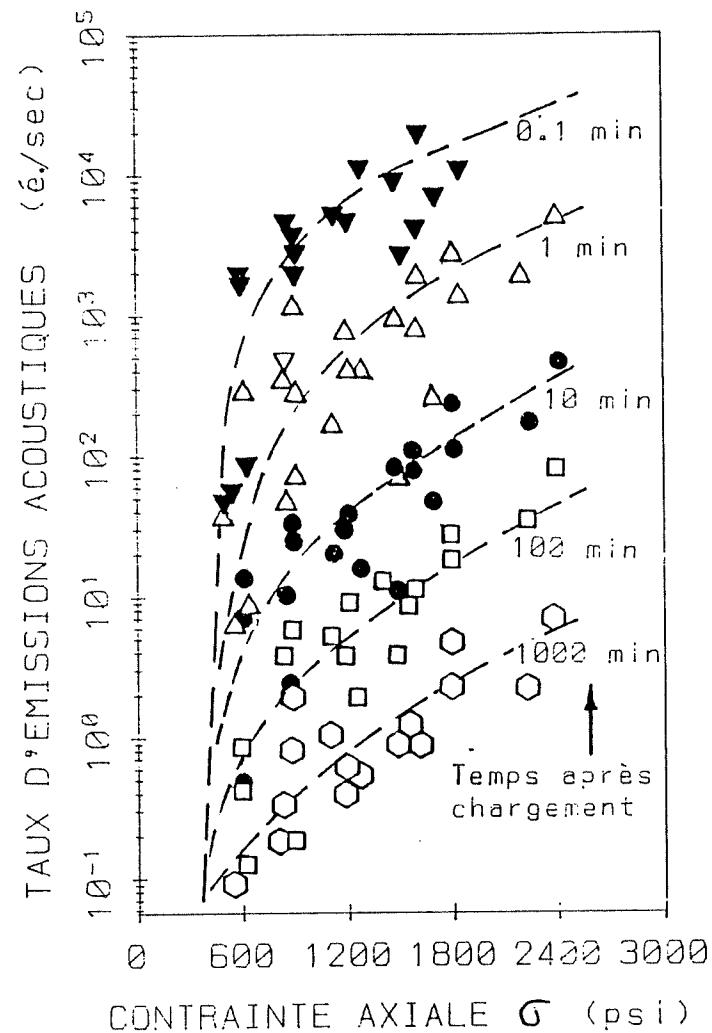


Figure 5-40: Taux d'émissions acoustiques pour divers intervalles de temps après le chargement ou le déchargement, en fonction de la contrainte axiale, sur du sel artificiel (d'après Hardy, 1982).

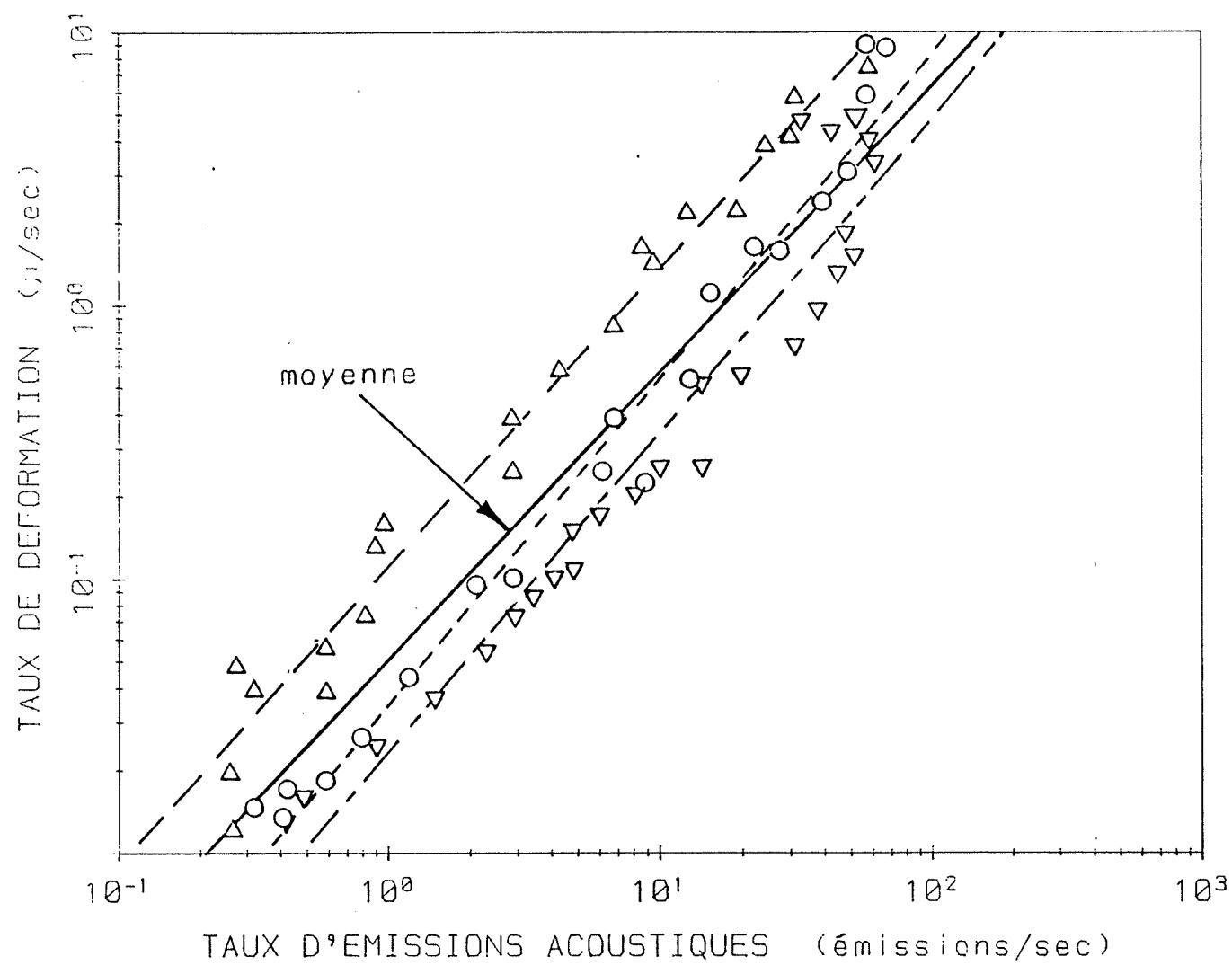


Figure 5-41: a) Taux de déformation axiale en fonction du taux d'émissions acoustiques pour trois sels artificiels, avec un seul cycle de chargement (d'après Hardy, 1982).

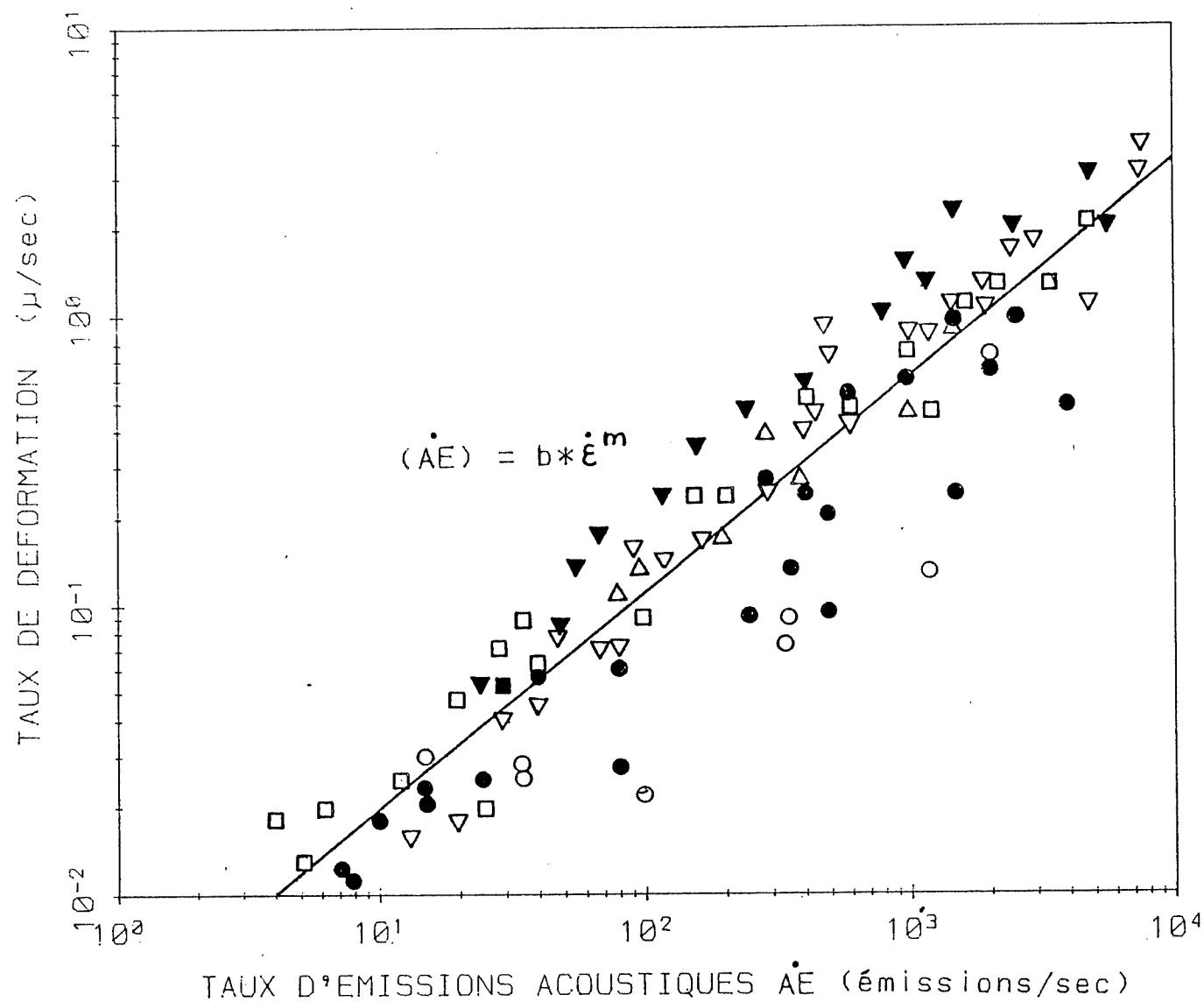


Figure 5-41: b) Déformation de fluage en fonction du taux d'émissions acoustiques pour du sel artificiel, avec six incrémentations de charge (d'après Hardy, 1982).

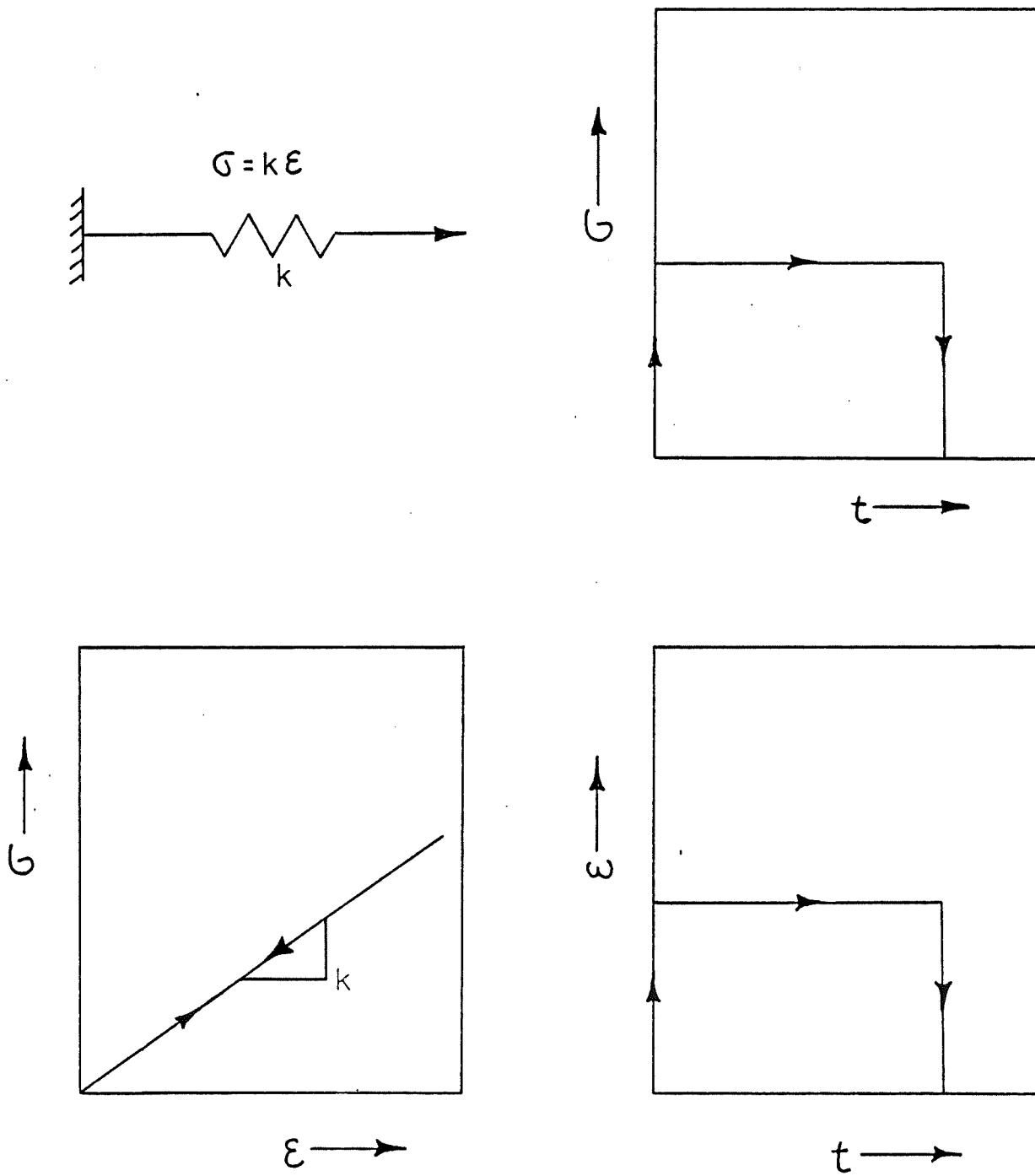


Figure 6-1: Le solide parfaitement élastique - analogie mécanique.

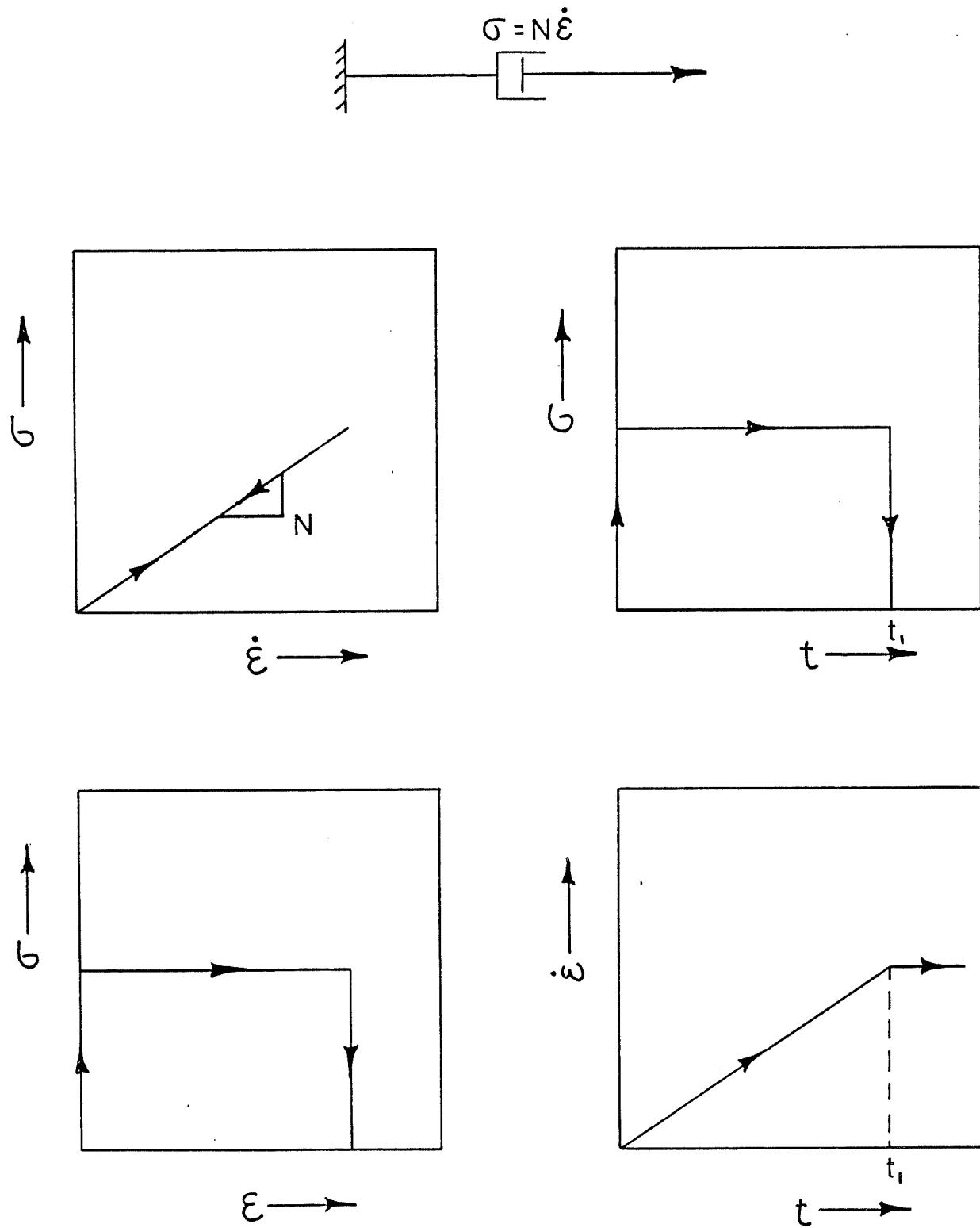


Figure 6-2: Le solide parfaitement visqueux - analogie mécanique.

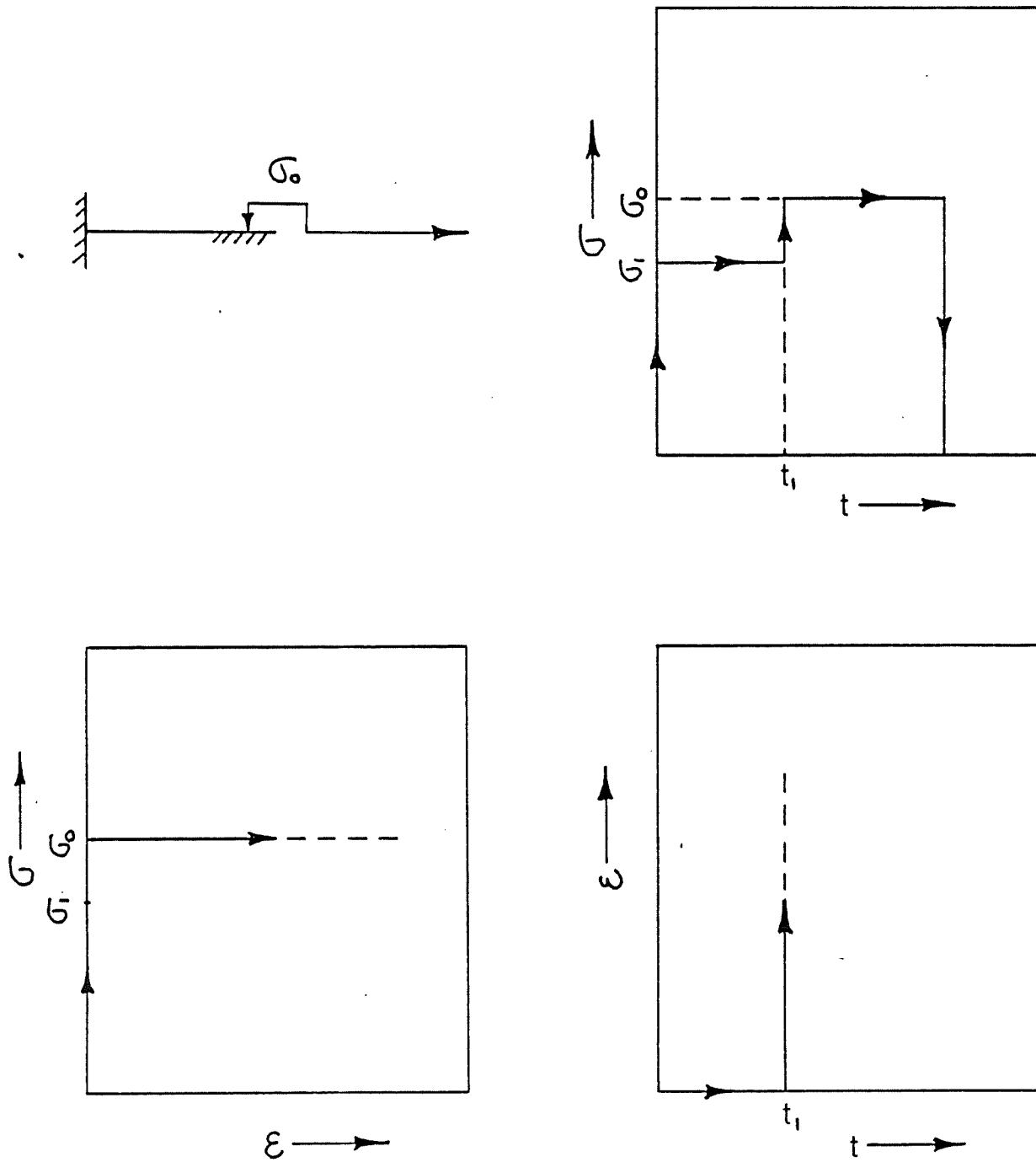
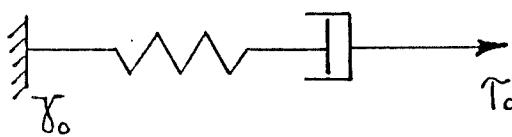
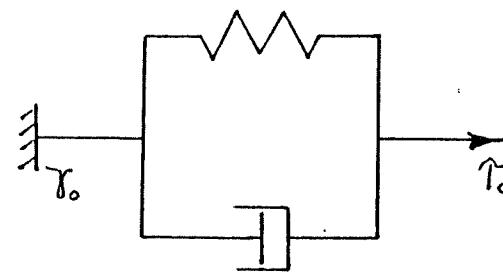


Figure 6-3: Le solide parfaitement plastique - analogie mécanique.

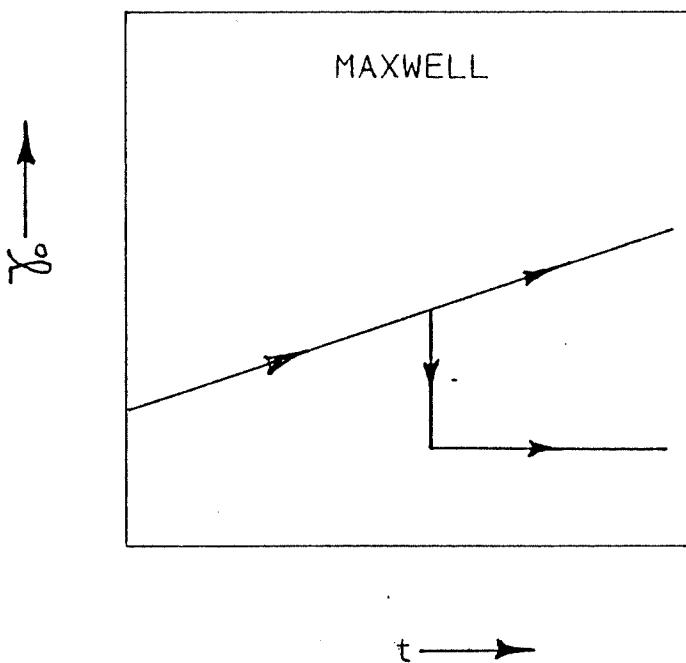
(a)



(b)



MAXWELL



KELVIN

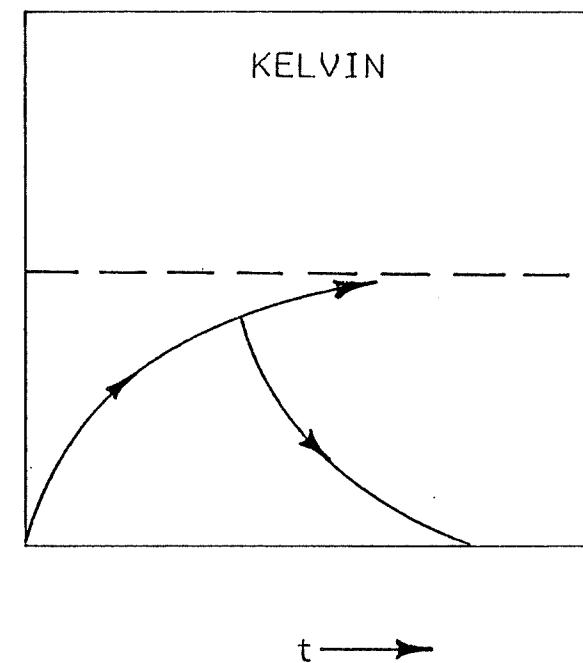


Figure 6-4: Principaux modèles rhéologiques viscoélastiques pour un essai de fluage avec recouvrance; τ_0 est la contrainte de cisaillement octaédrique, γ_0 , la déformation de cisaillement octaédrique (inspiré de Gnirk et Johnson, 1964).

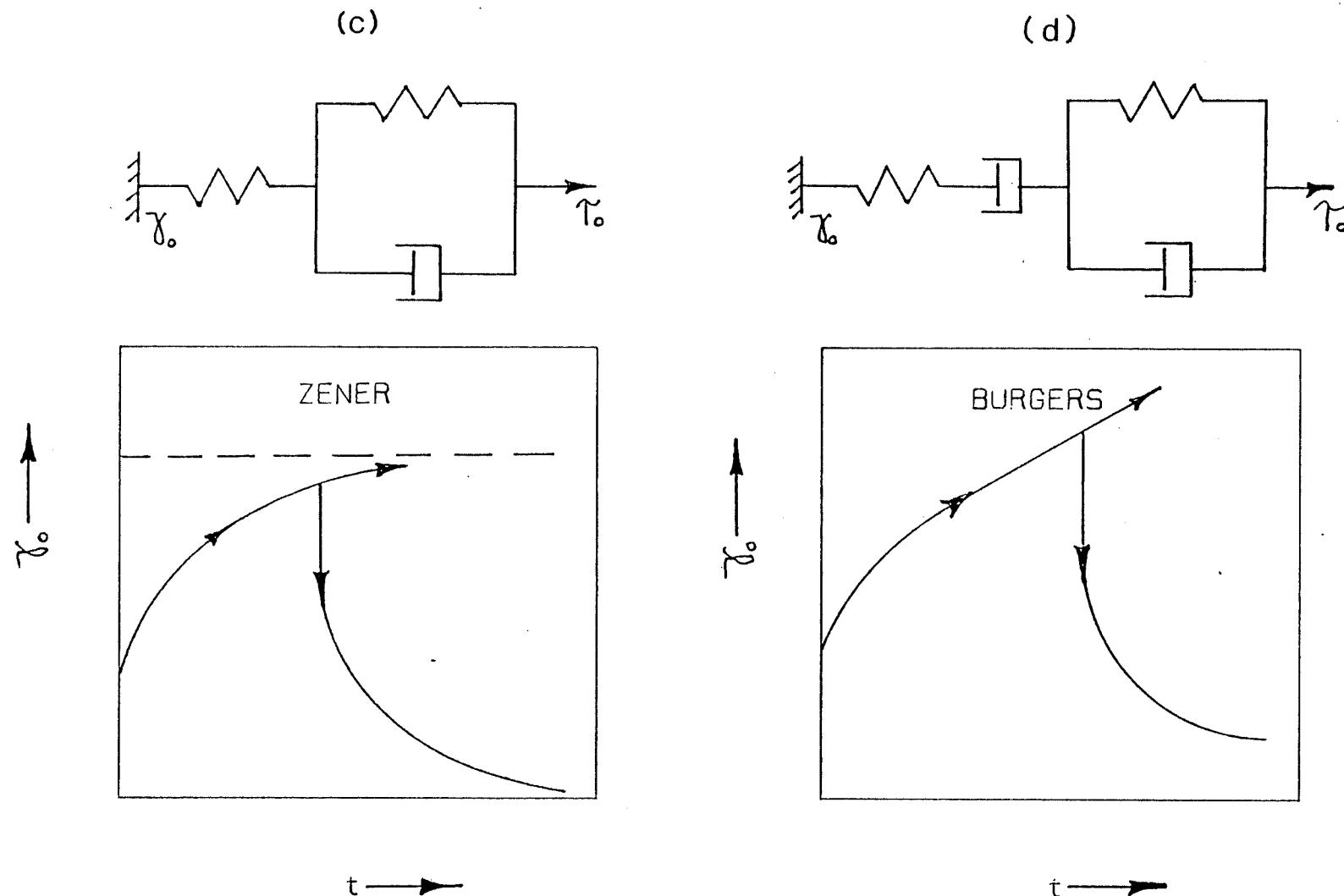


Figure 6-4: Principaux modèles rhéologiques viscoélastiques pour un essai de fluage avec recouvrance (suite et fin); τ_0 est la contrainte de cisaillement octaédrique, γ_0 , la déformation de cisaillement octaédrique (inspiré de Gnirk et Johnson, 1964)

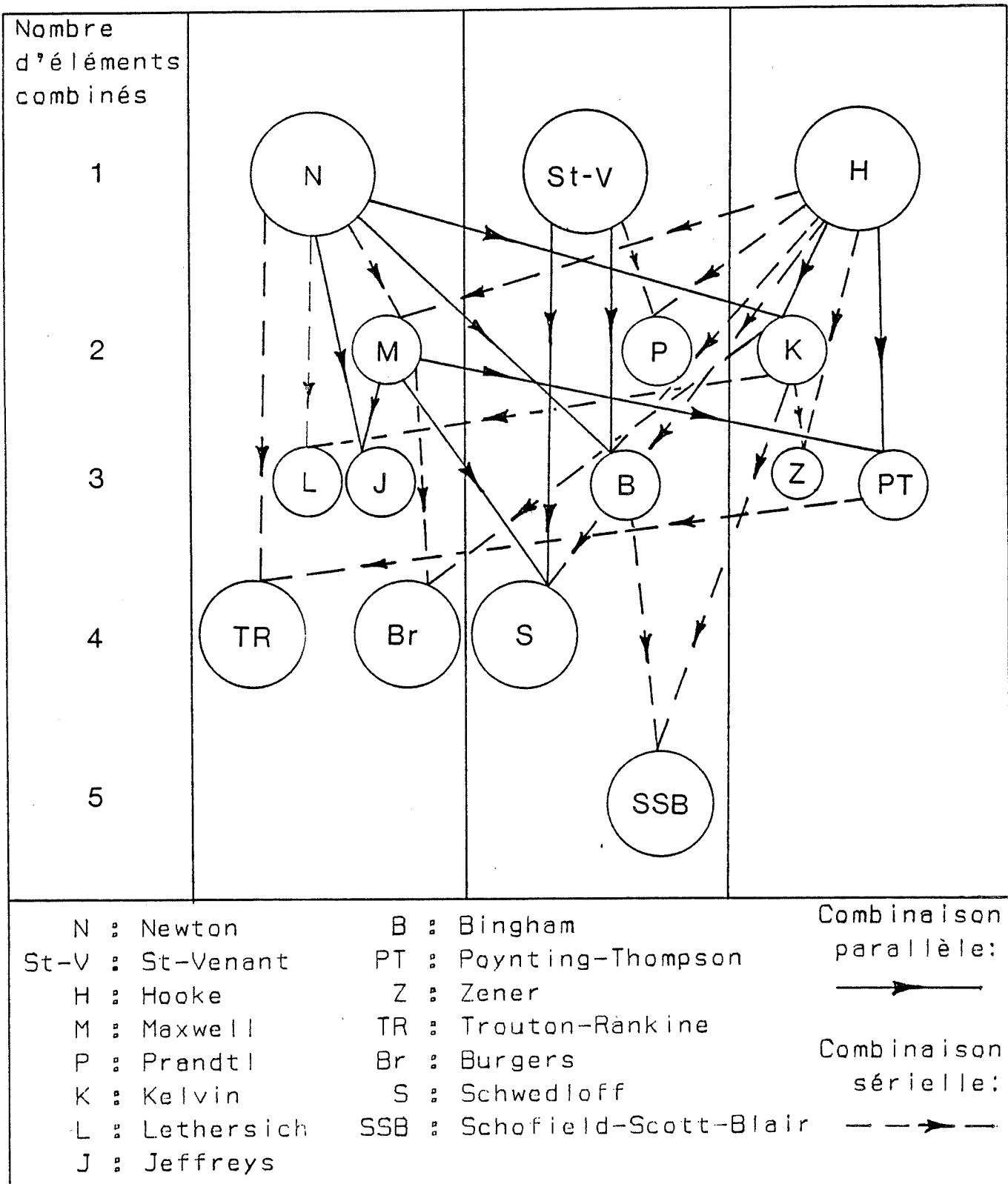
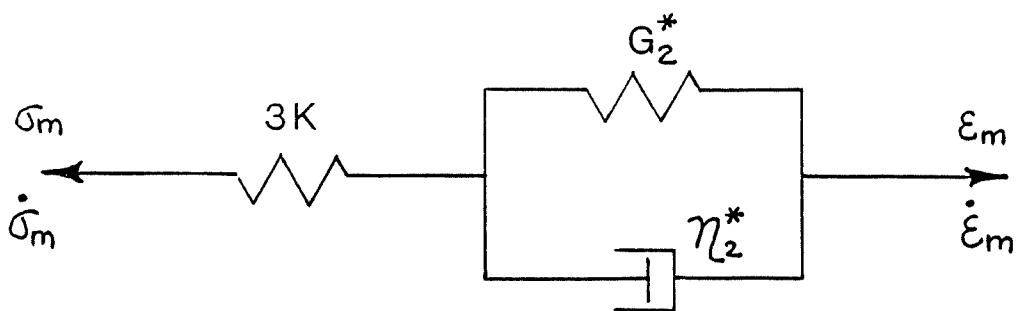
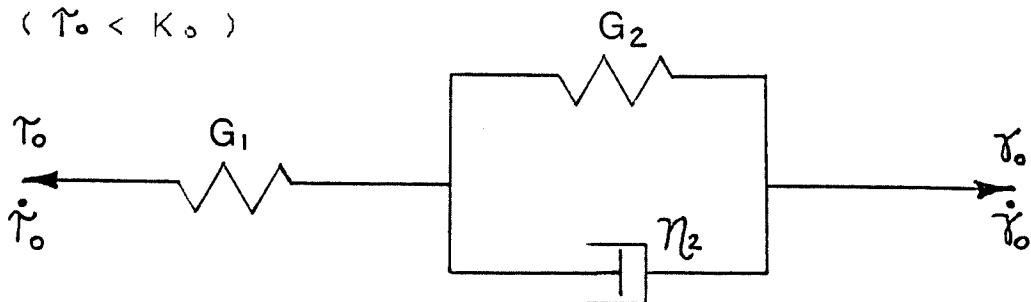


Figure 6-5: Modèle rhéologiques résultant de la combinaison de deux à cinq éléments (inspiré de Langer, 1979).

Etat viscoélastique

($\tau_0 < K_0$)



Etat viscoplastique

($\tau_0 > K_0$)

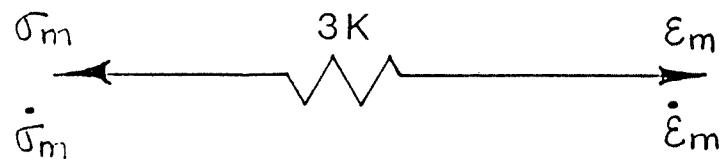
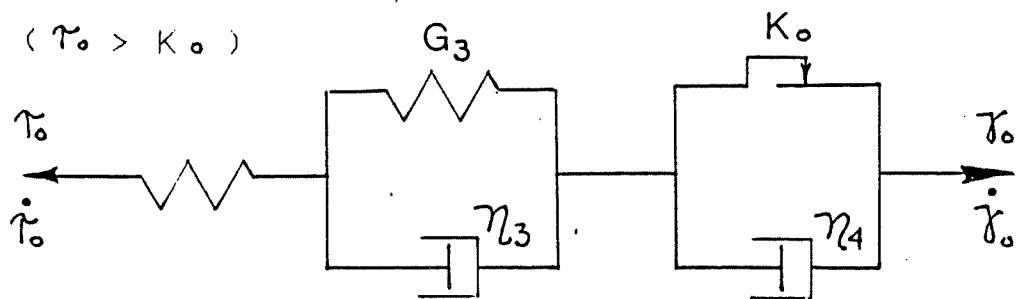
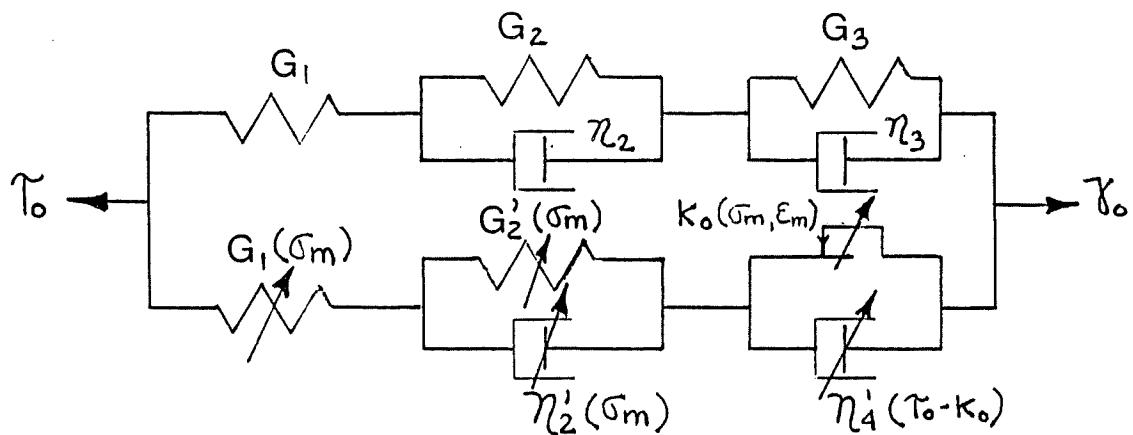
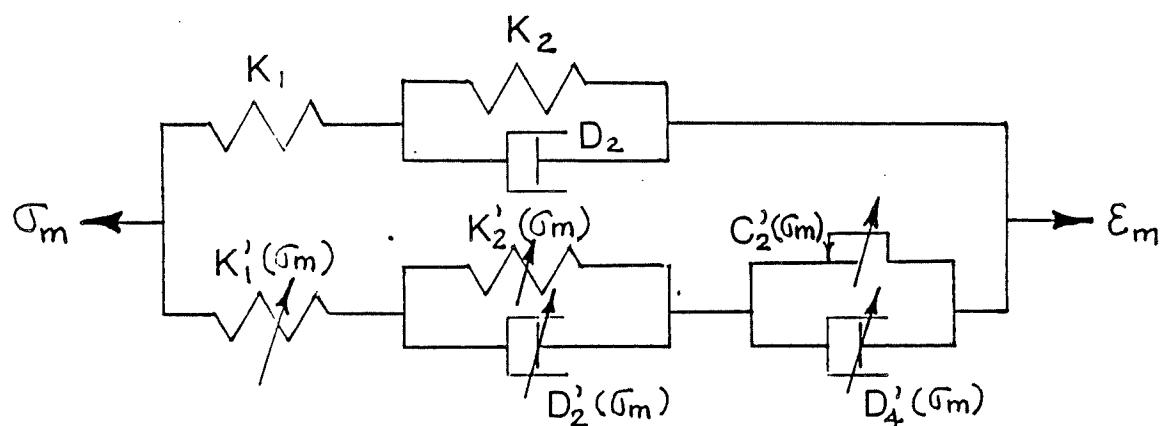


Figure 6-6: Modèle rhéologique du sel (d'après Serata, 1968; voir aussi le Tableau 6-3).

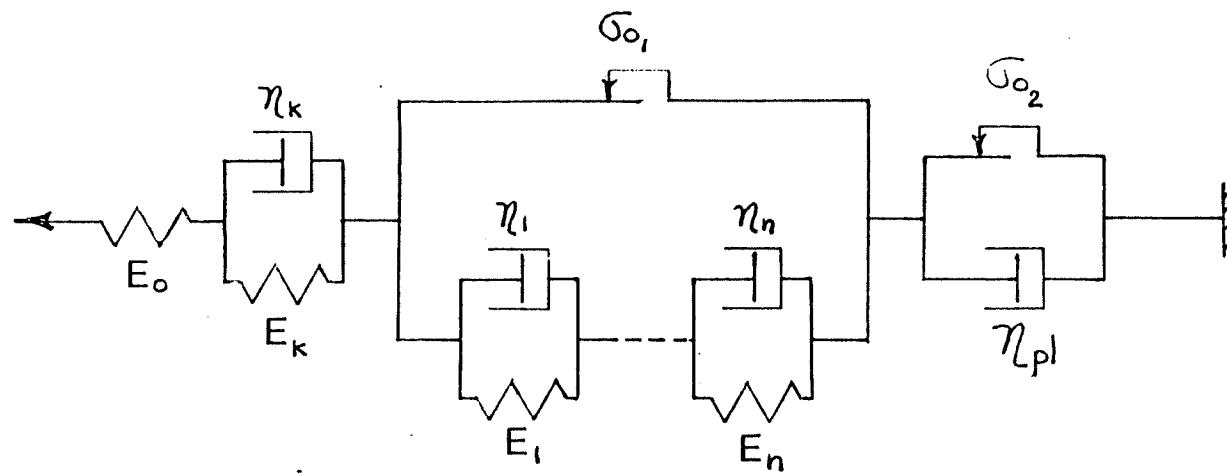


Cisaillement octaédrique



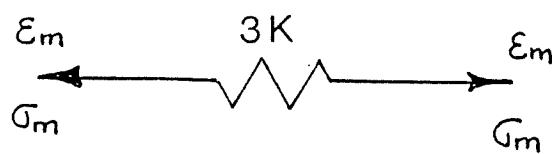
Variation volumique

Figure 6-7: Modèle rhéologique pour l'équation constitutive générale des géomatériaux, de comportement ductile à fragile (d'après Serata, 1982a; voir aussi le Tableau 6-4).

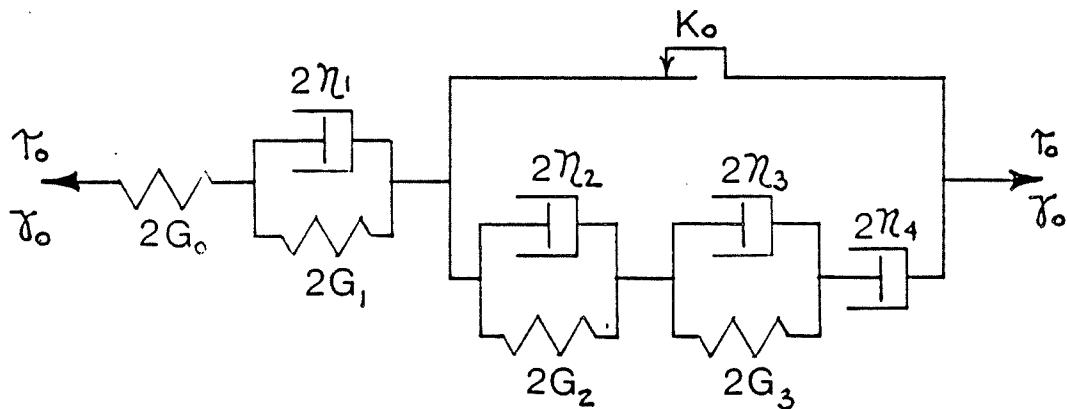


Modèle de fluage Schofield-Scott-Blair

Figure 6-8: Modèle rhéologique du sel polycristallin (tirée de Langer, 1984).



(a) Variation de volume



(b) Variation de forme

Figure 6-9: Modèle rhéologique pour la potasse de Carlsbad (d'après Winkel, Gerstle et Ko, 1972).

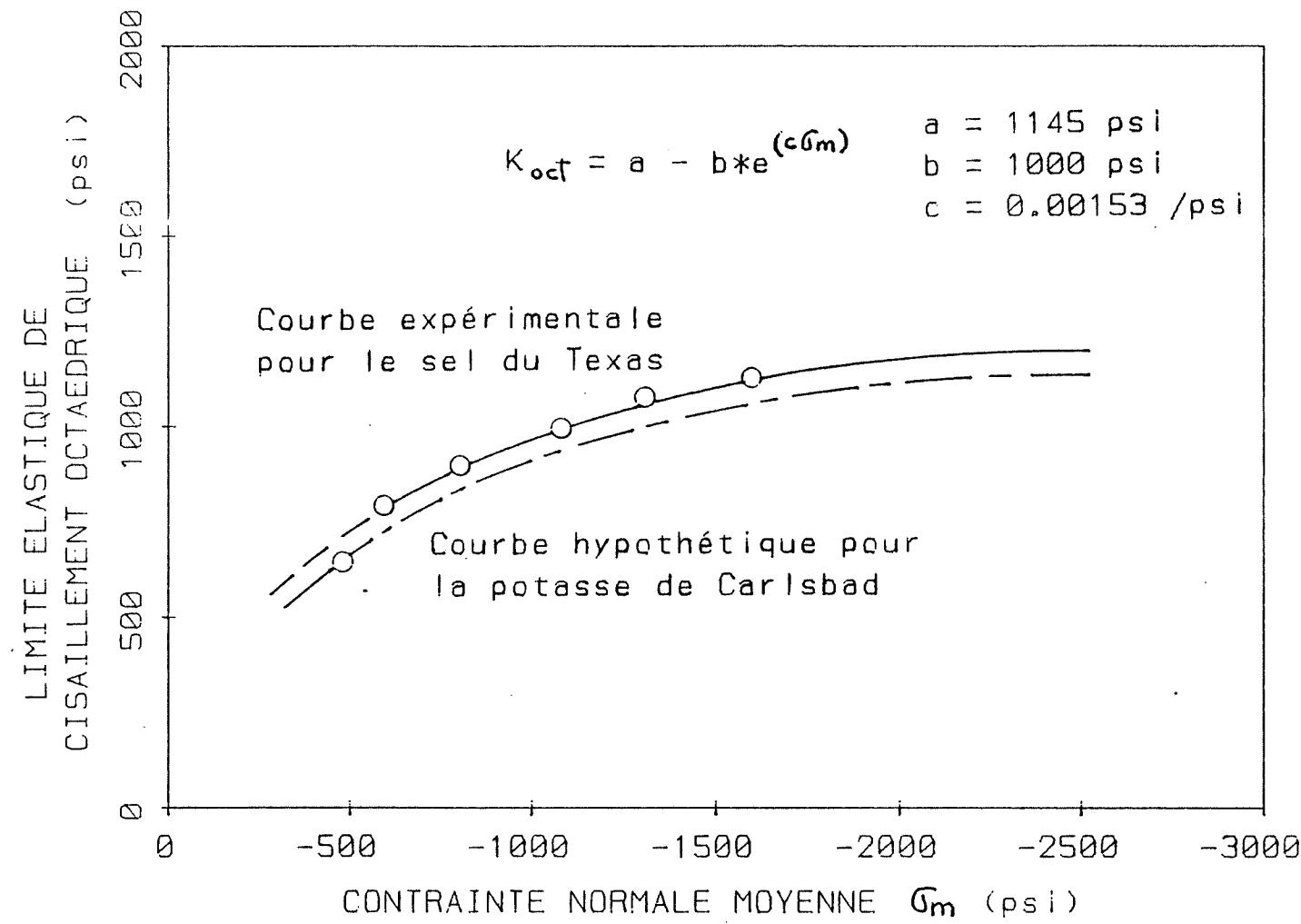


Figure 6-10: Résistance à l'écoulement, K_{oct} , dans le plan des contraintes octaédriques, r_o et σ_m (d'après Winkel, Gerstle et Ko, 1972).

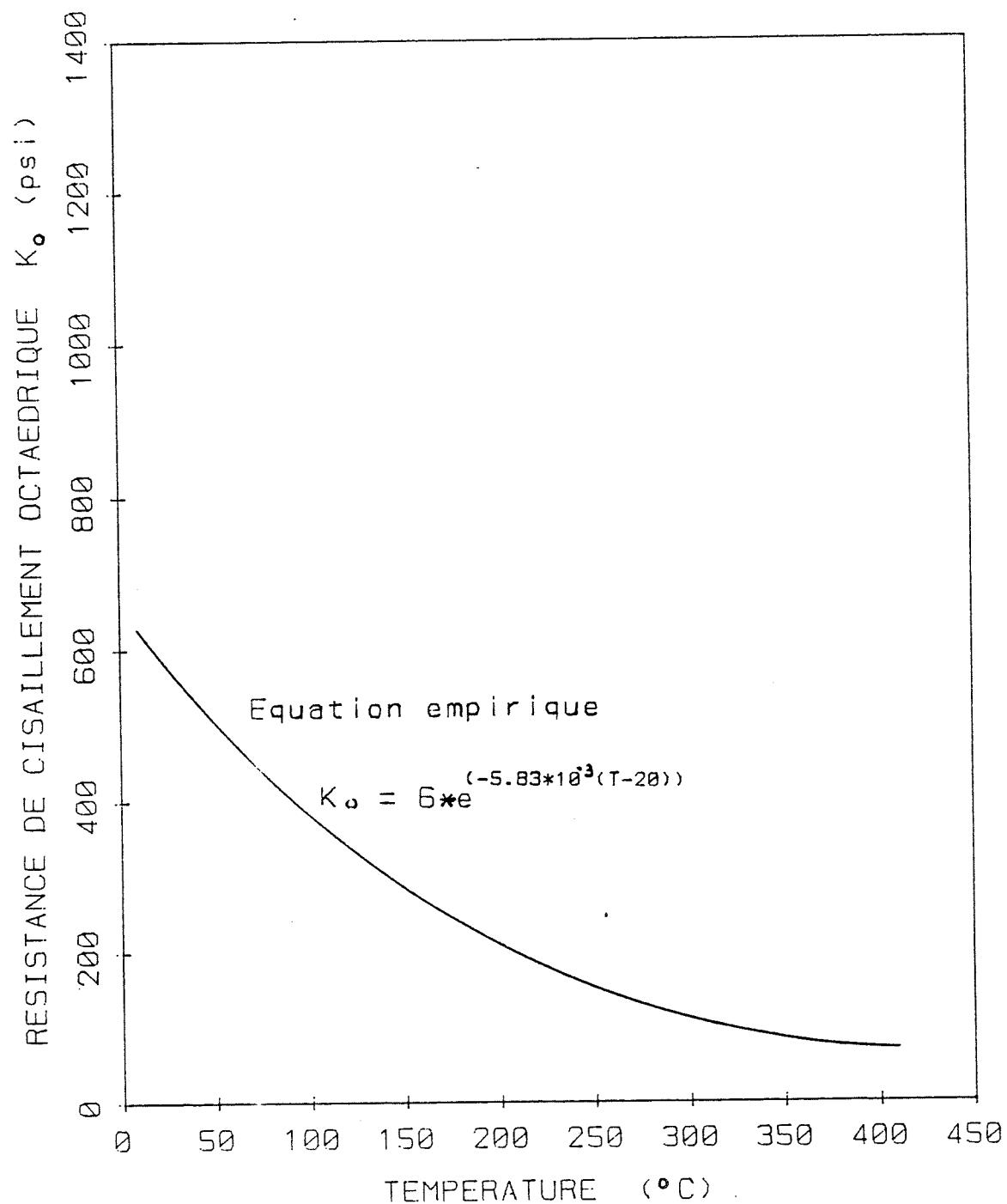
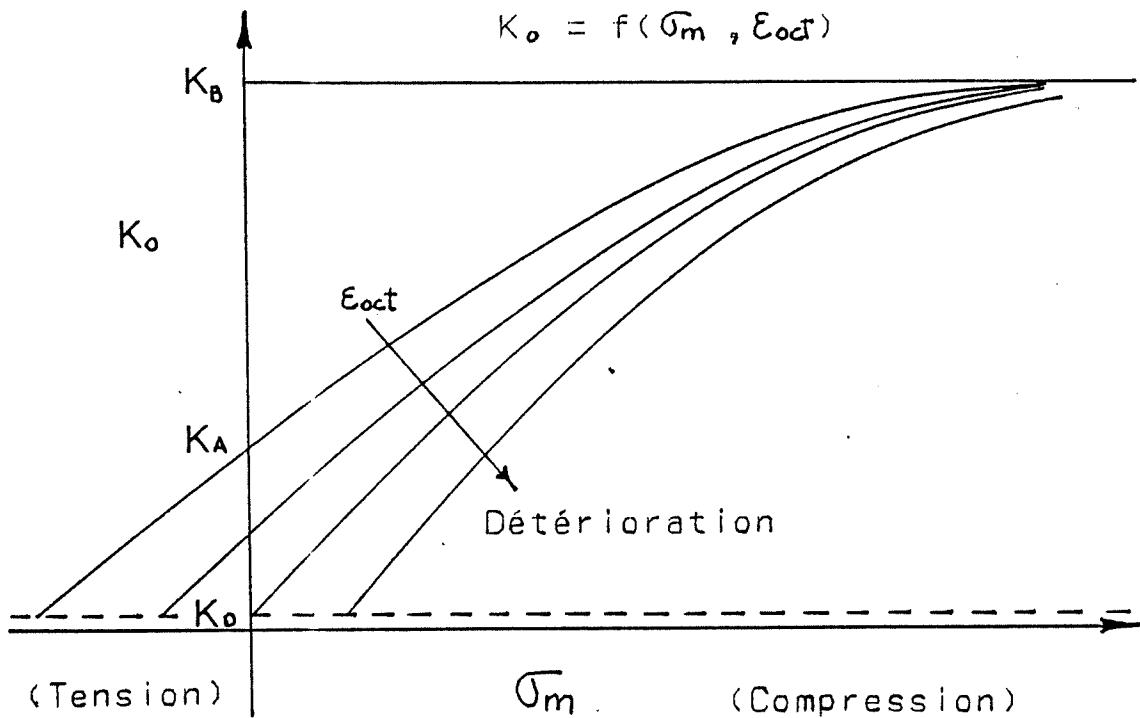


Figure 6-11: Résistance ultime, K_o , en fonction de la température (d'après Serata et McNamara, 1980a).



$$K_o = K'_A + (K_B - K'_A) * (1 - e^{-\alpha \sigma_m})$$

où: $K'_A = K_A * (\epsilon_c - \epsilon_{oct}) / \epsilon_c$

K_B = constante ≈ 600 à 800 psi pour le sel

$$K_B(T) = K_B * \exp(-.00324(T-68)) \quad (\text{°F})$$

$$K_A = \text{constante} \approx K_B/3$$

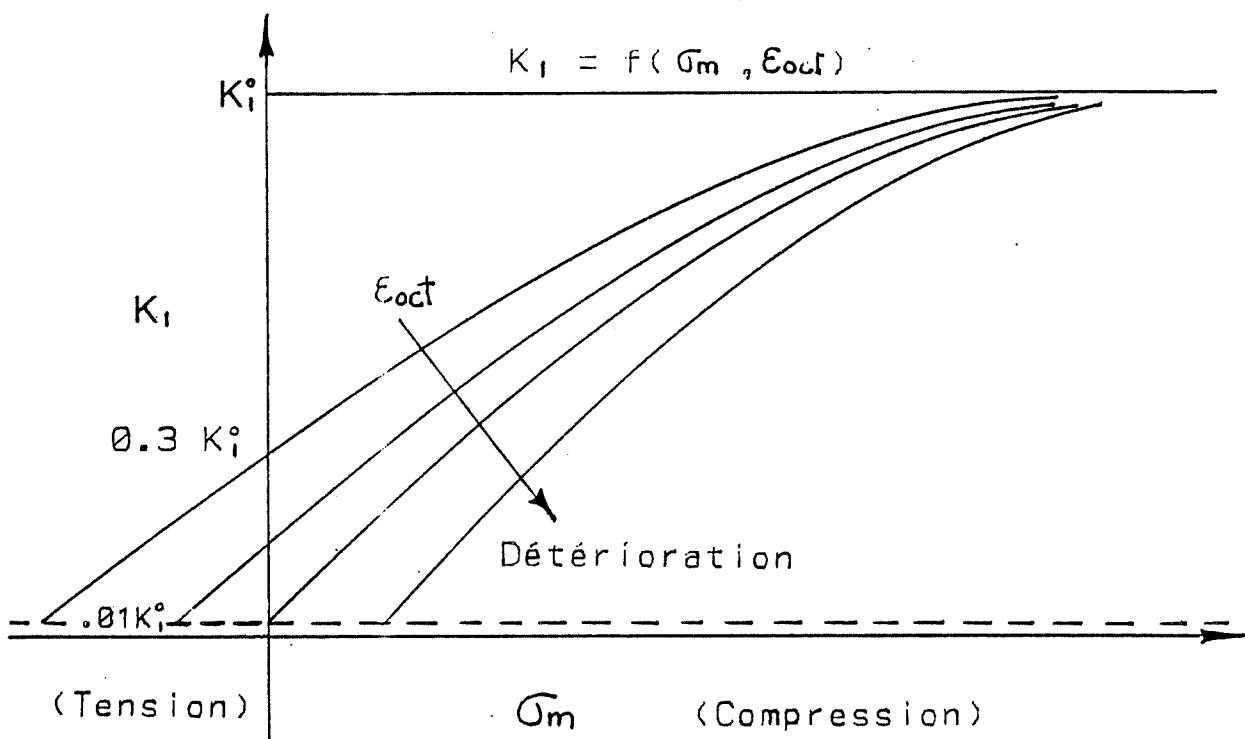
$$K_D = \text{constante} \approx .01 * K_B$$

$$K_o \geq K_D \text{ toujours imposée}$$

α = constante de la courbure
de la surface limite

ϵ_c = constante de la déformation critique

Figure 6-12: Modification de la surface d'écoulement pour la perte de résistance causée par la variation de forme, pour diverses contraintes moyennes (d'après Serata, 1978 et Serata et McNamara, 1980a).



$$K_I = K_I^0 + (K_I^0 - K_I^*) * (1 - e^{-\alpha G_m})$$

où: $K_I^* = 0.3 * K_I^0 * (\epsilon_c - \epsilon_{oct}) / \epsilon_c$

$K_I^0 = \text{constante} \approx 0.2 \text{ à } 5.5 * 10^6 \text{ psi}$

$K_I \geq 0.01 * K_I^0 \text{ toujours imposée}$

$\alpha = \text{constante} \approx 0.0015$

$\epsilon_c = \text{constante} \approx 1 \text{ à } 2 \%$

K_I est calculée à chaque incrément de temps.

Figure 6-13: Variation de volume en fonction des variations de forme et de la contrainte moyenne (d'après Serata, 1978).

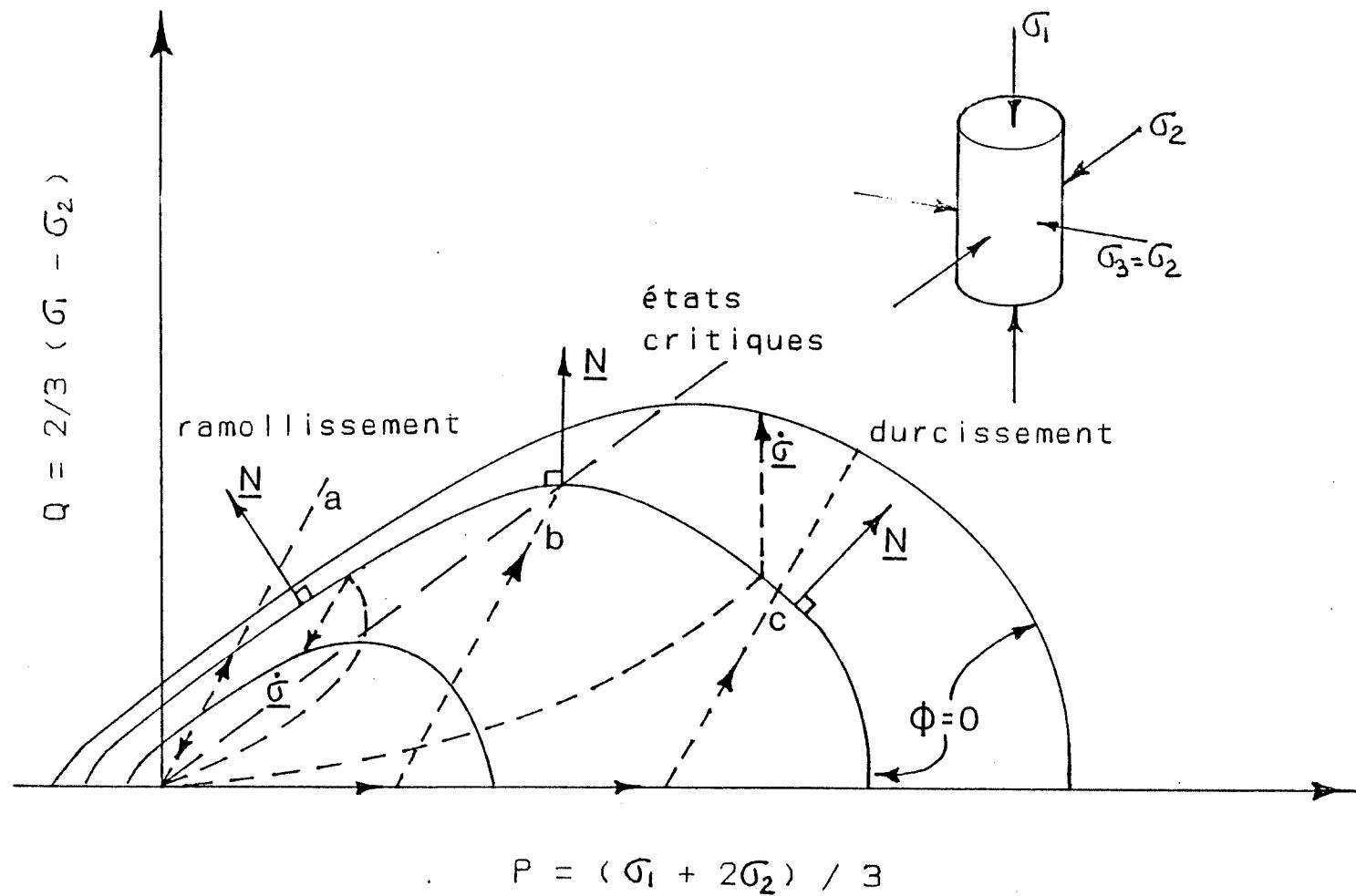


Figure 6-14: Comportement idéalisé des géomatériaux en conditions triaxiales, dans le plan Q-P (d'après Maier et Hueckel, 1979).

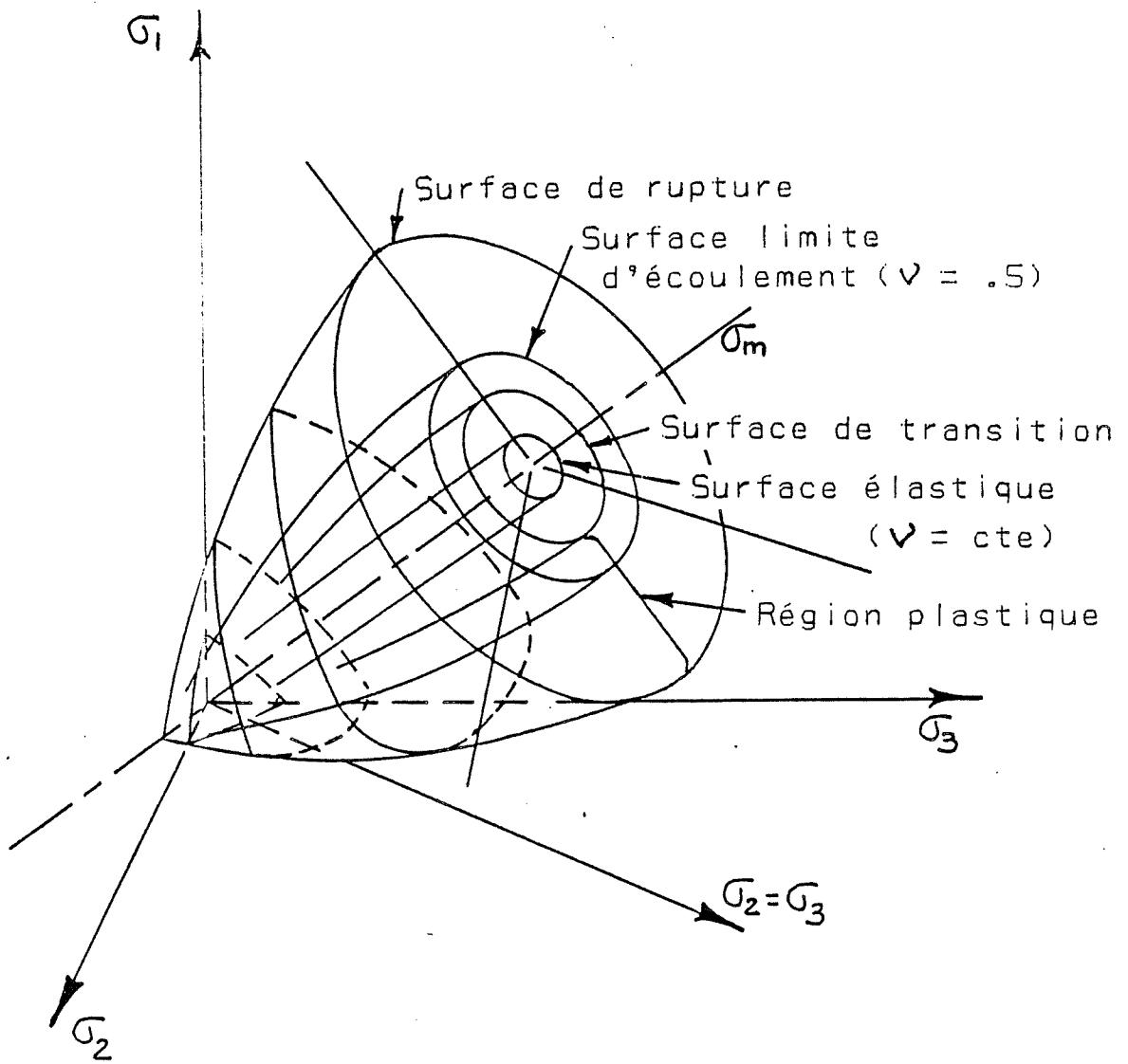


Figure 7-1: Caractéristiques générales du comportement des roches dans l'espace des contraintes principales (d'après Serata et McNamara, 1980a).

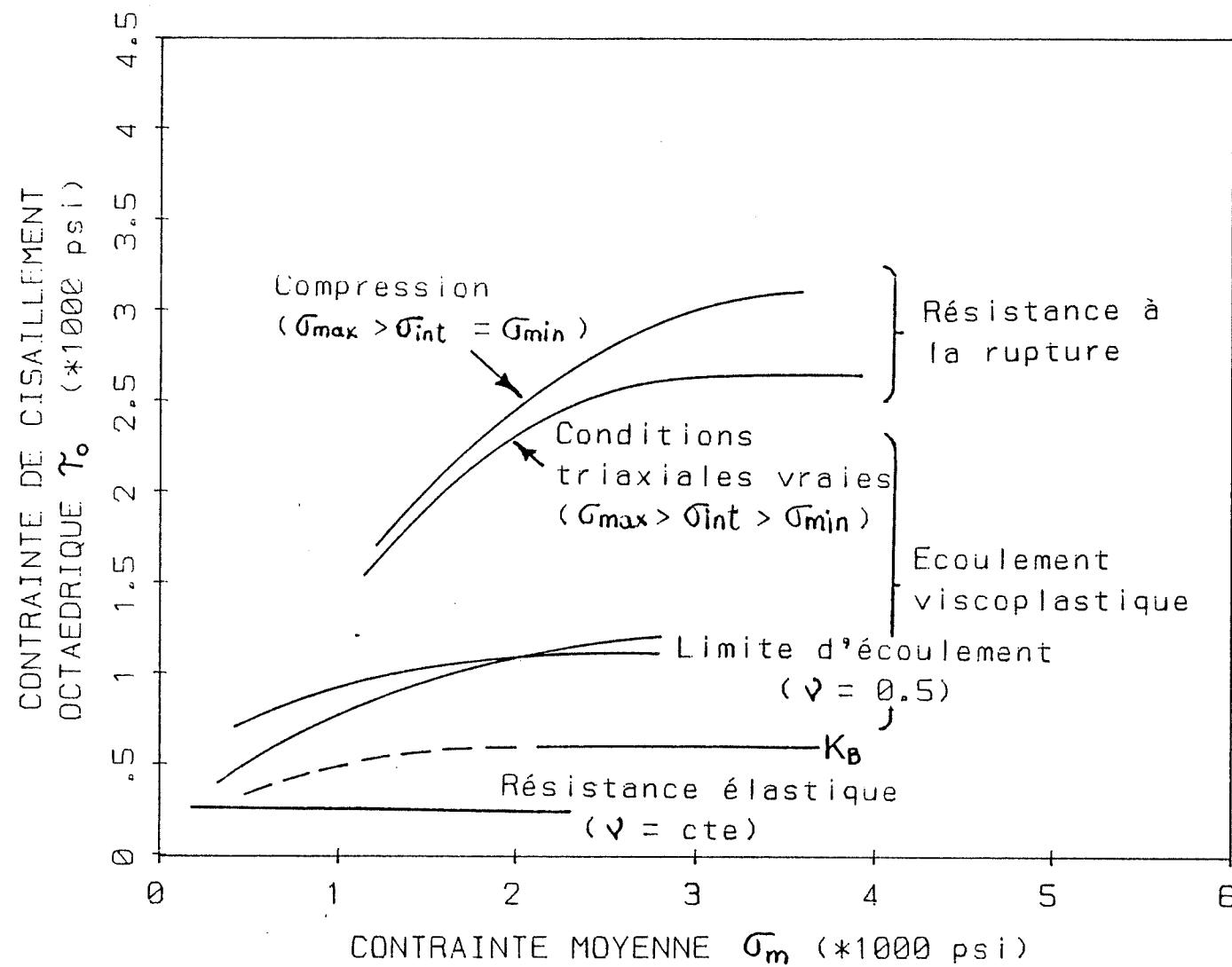


Figure 7-2: La résistance du sel naturel dans le plan des contraintes octaédriques; K_B représente la transition au comportement viscoplastique (d'après Serata et McNamara, 1980a).

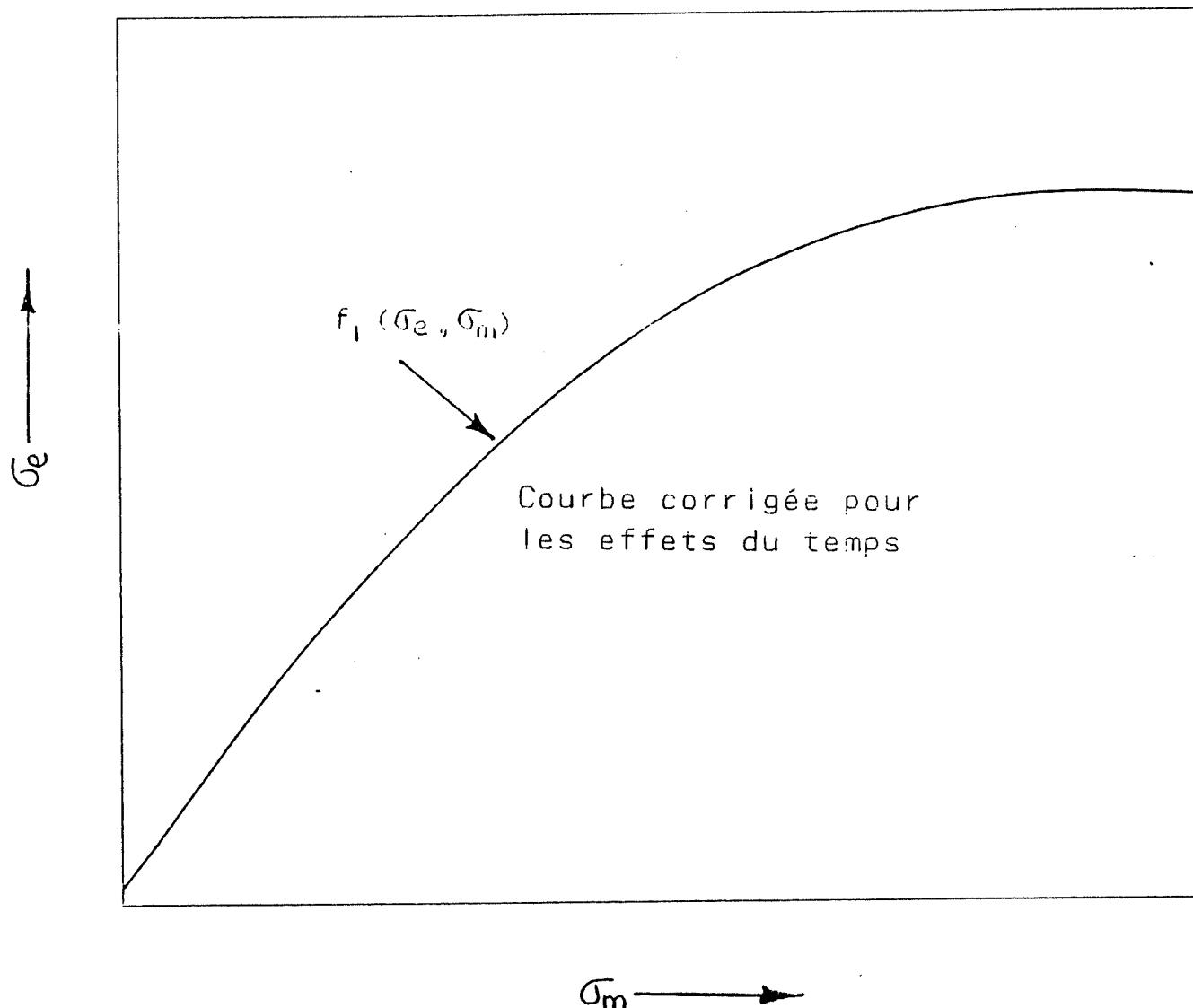


Figure 7-3: Schématisation de la courbe enveloppe de rupture, pour l'isochrone instantané, sur le sel naturel en compression triaxiale (d'après Butcher, 1980).

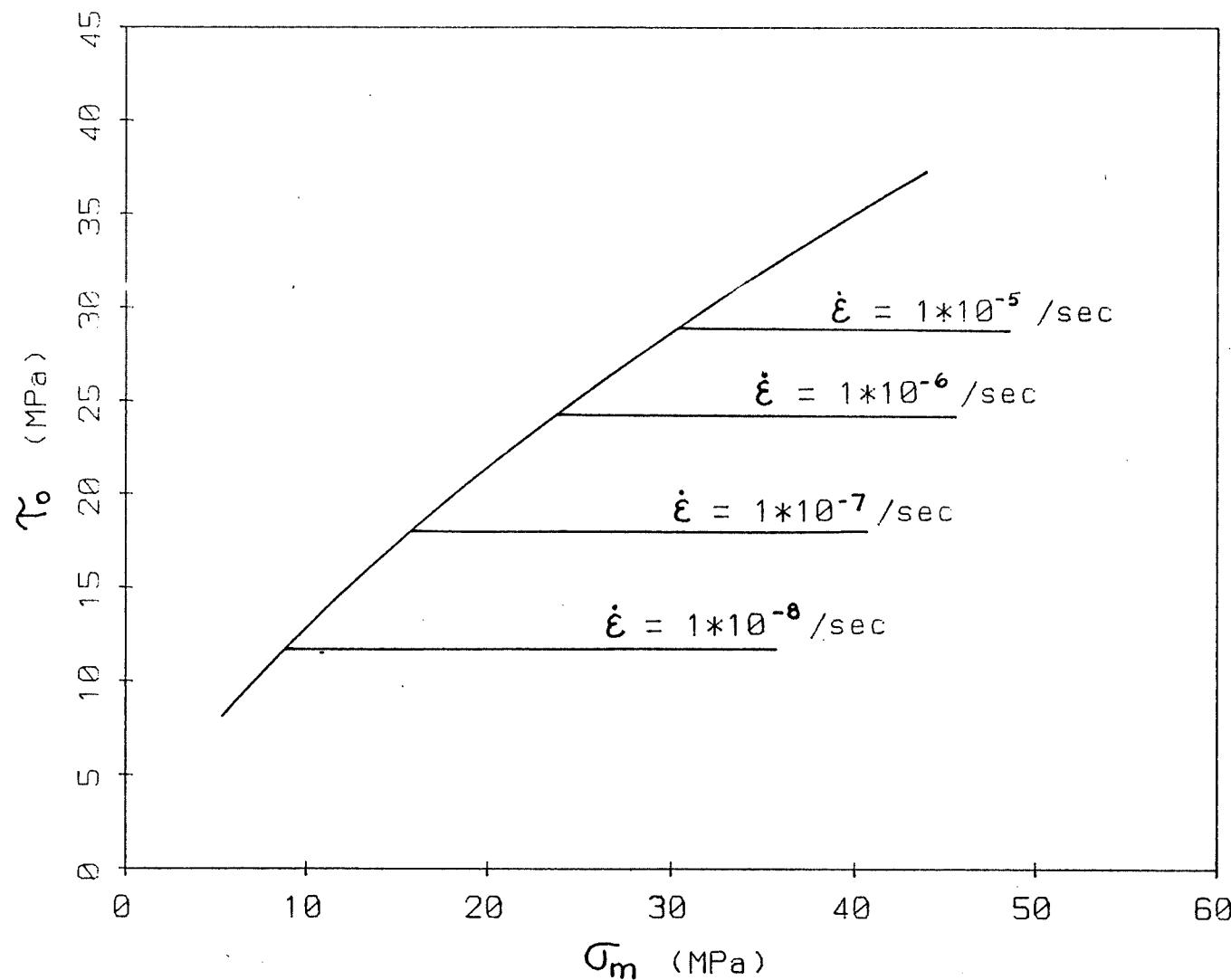


Figure 7-4: Critère de rupture et contraintes admissibles pour un sel naturel sollicité à divers taux de déformation (d'après Wallner, 1983).

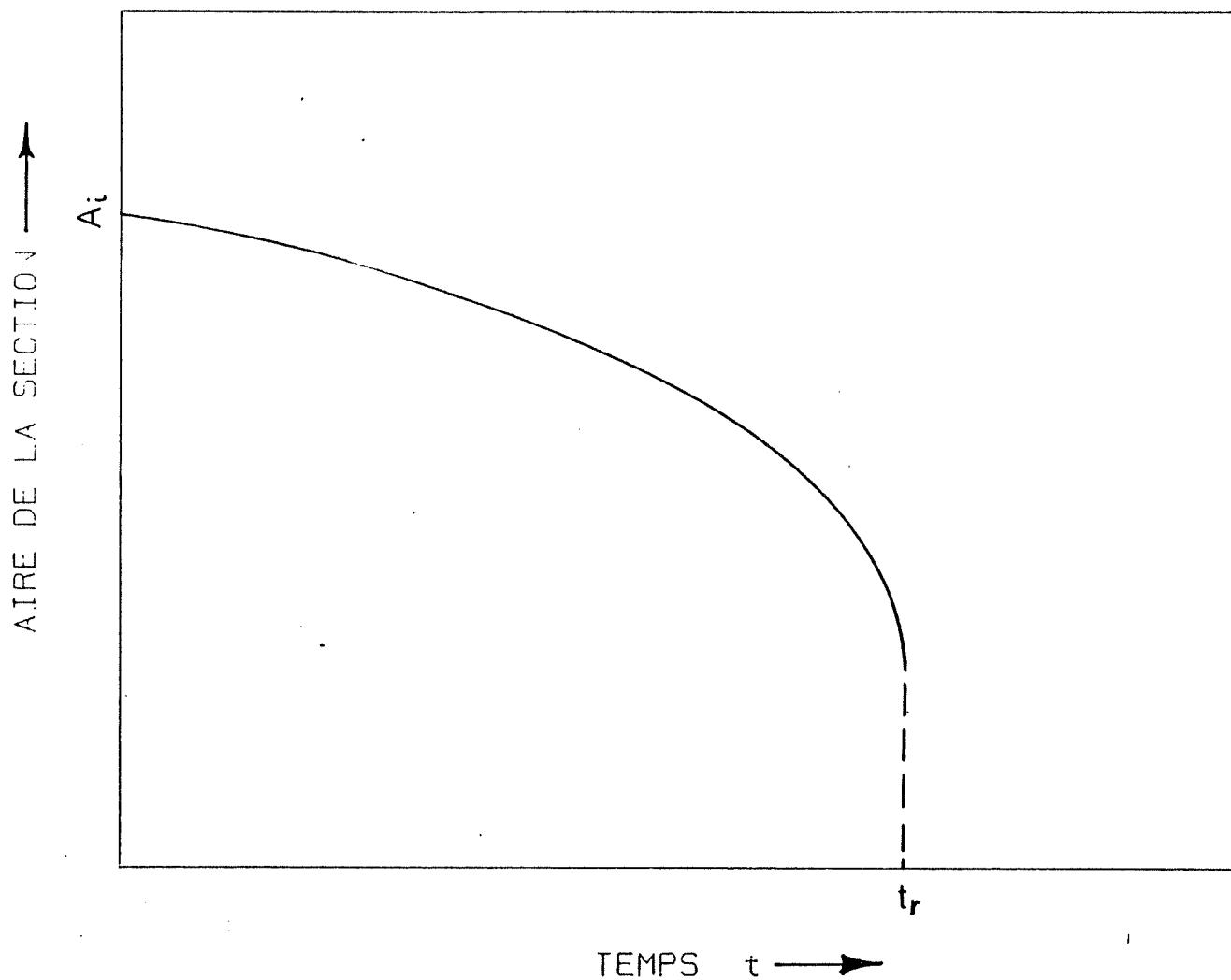


Figure 7-5: Courbe illustrant la rupture ductile par réduction d'aire;
 t_r représente le temps de rupture (d'après Hult, 1966).

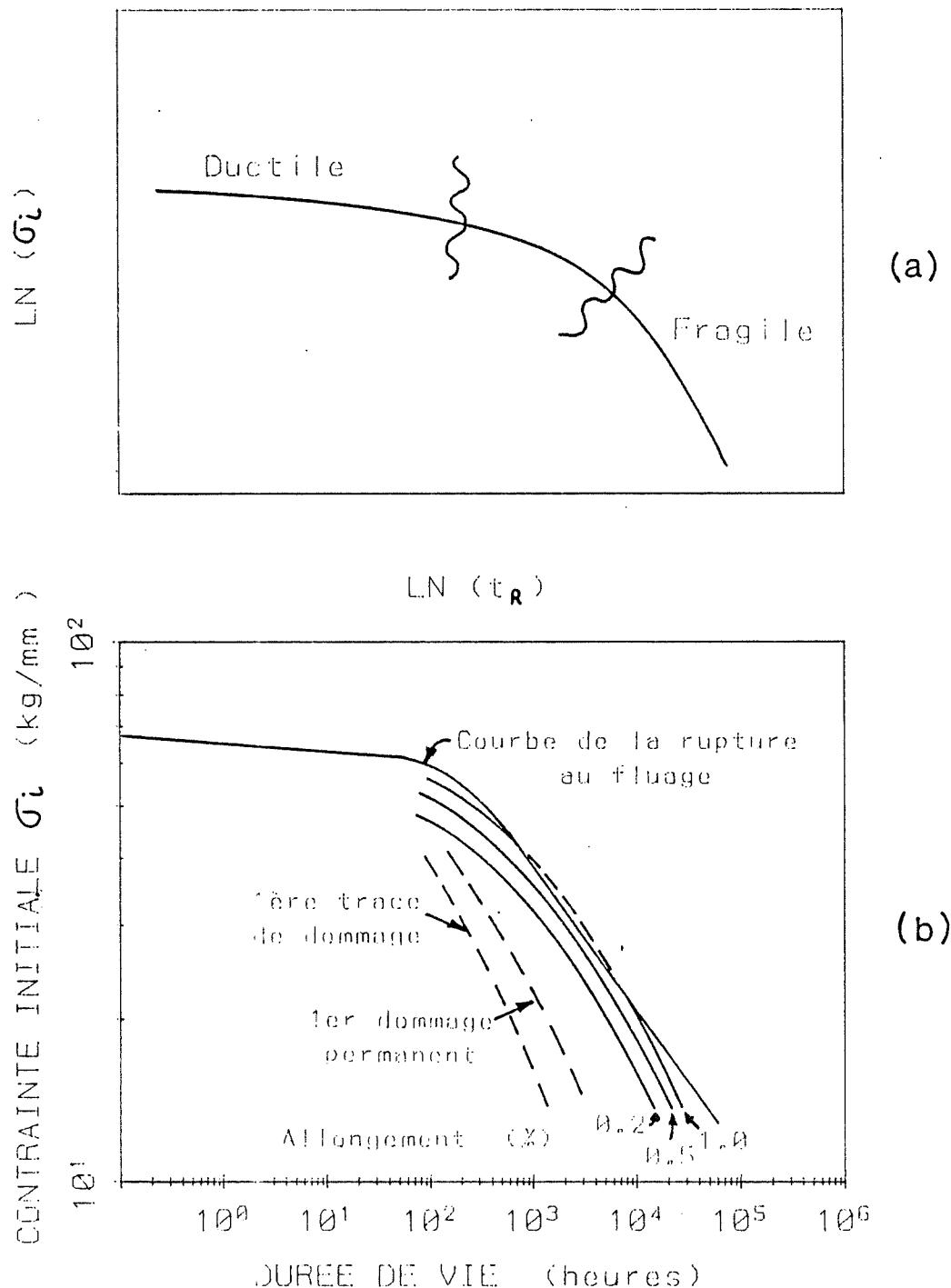


Figure 7-6a: Courbe d'une rupture combinée, avec une phase ductile et une phase fragile (d'après Hult, 1966).

b: Représentation dans le plan double logarithmique du temps de rupture, selon le niveau de contrainte; courbe typique pour les métaux en tension (d'après Odqvist, 1974).

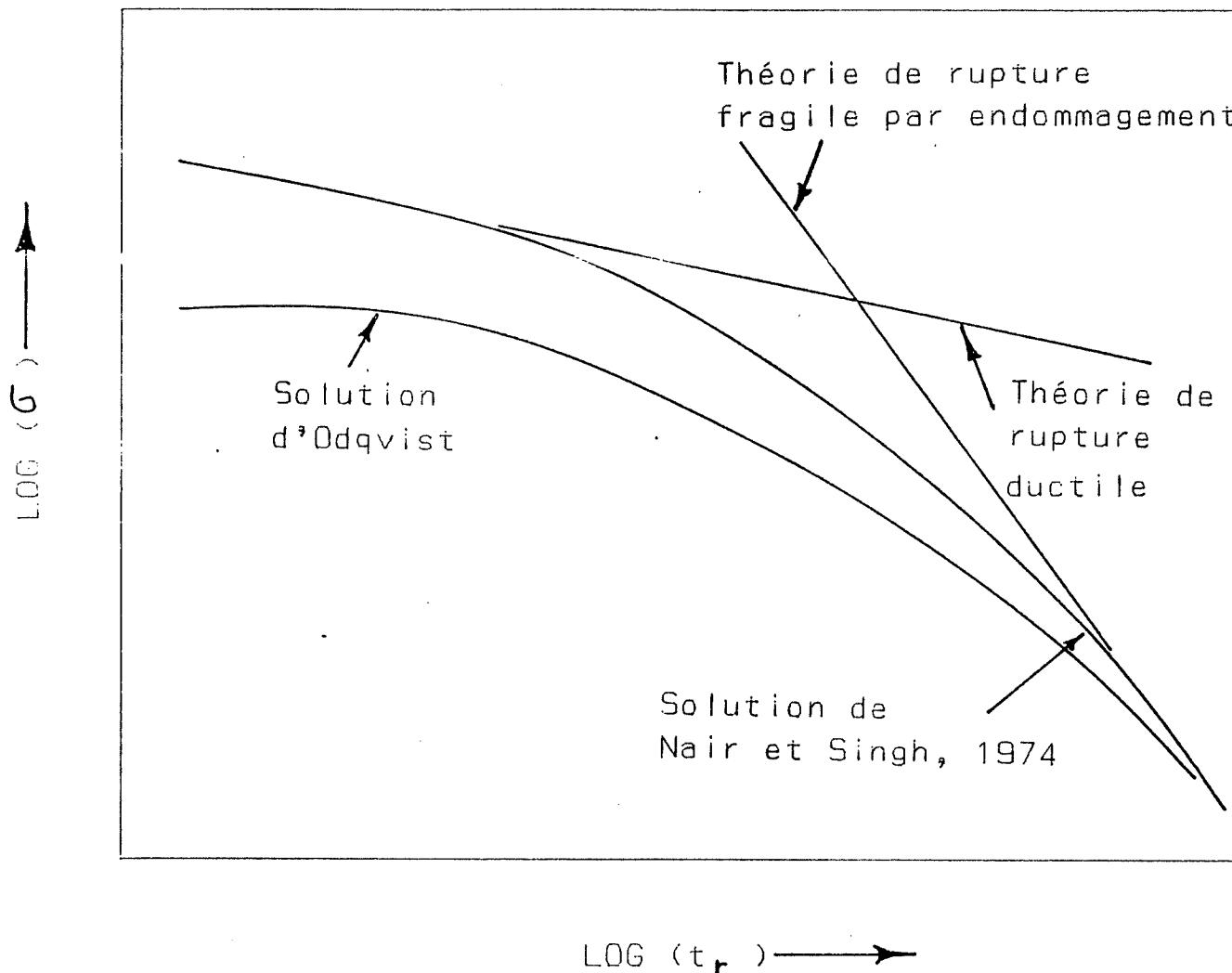


Figure 7-7: Diverses théories de la rupture différée (tirée de Nair et Singh, 1974).

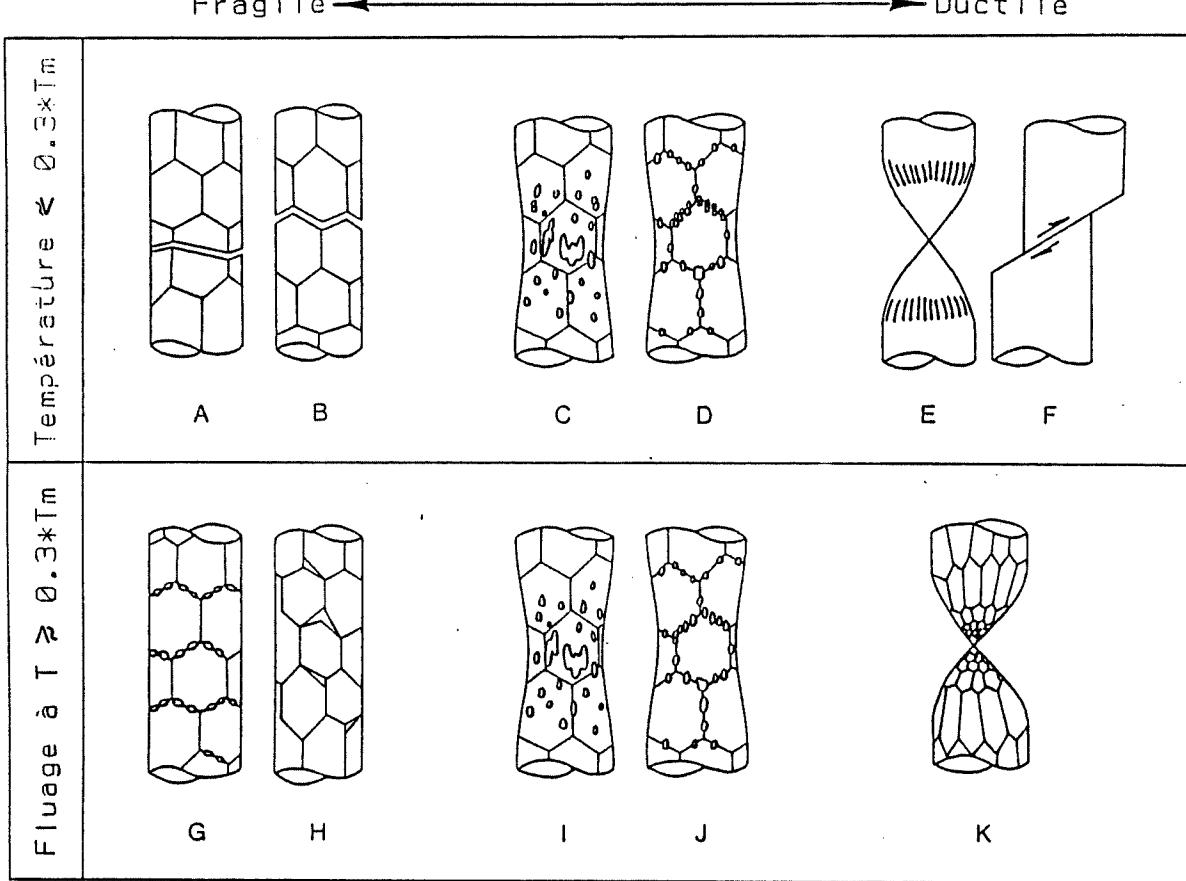


Figure 7-8: Classification simplifiée des principaux mécanismes de fracturation à basse et à haute température; les mécanismes représentés sont les suivants:

- À basse température ($T \leq 0,3 T_m$)
 - A - Clivage intragranulaire par propagation des fissures
 - B - Fracture intergranulaire fragile par propagation des fissures
 - C - Accroissement plastique des vides intragranulaires
 - D - Accroissement plastique des vides intergranulaires
 - E - Rupture ductile par striction
 - F - Rupture par cisaillement
- À haute température ($T \geq 0,3 T_m$)
 - G - Fracture intergranulaire de fluage par accroissement des vides par diffusion et glissement entre les grains
 - H - Fracturation intergranulaire du fluage par coalescence des fissures
 - I - Accroissement des vides intragranulaires par un fluage du type montée des dislocations (loi de puissance)
 - J - Accroissement des vides intragranulaires par fluage du type montée des dislocations
 - K - Rupture par restauration dynamique ou recristallisation (d'après Ashby, Gandhi et Taplin, 1979).

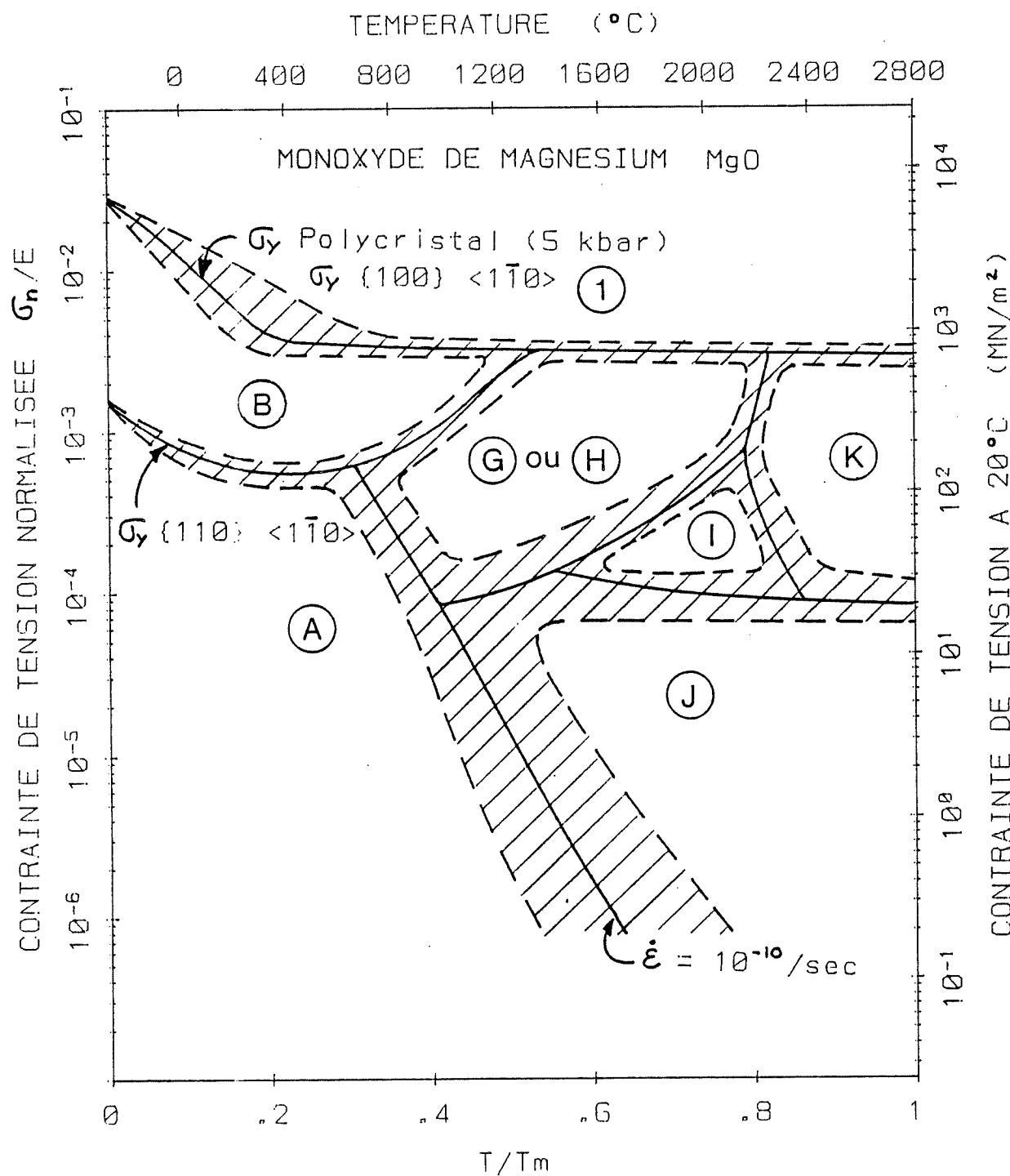


Figure 7-9: Schématisation de la carte des mécanismes de fracturation sur MgO; le mécanisme 1 est une fracturation dynamique due à la propagation des ondes mécaniques; les autres mécanismes ont été présentés à la figure 7-8 (d'après Ghandi et Ashby, 1979).

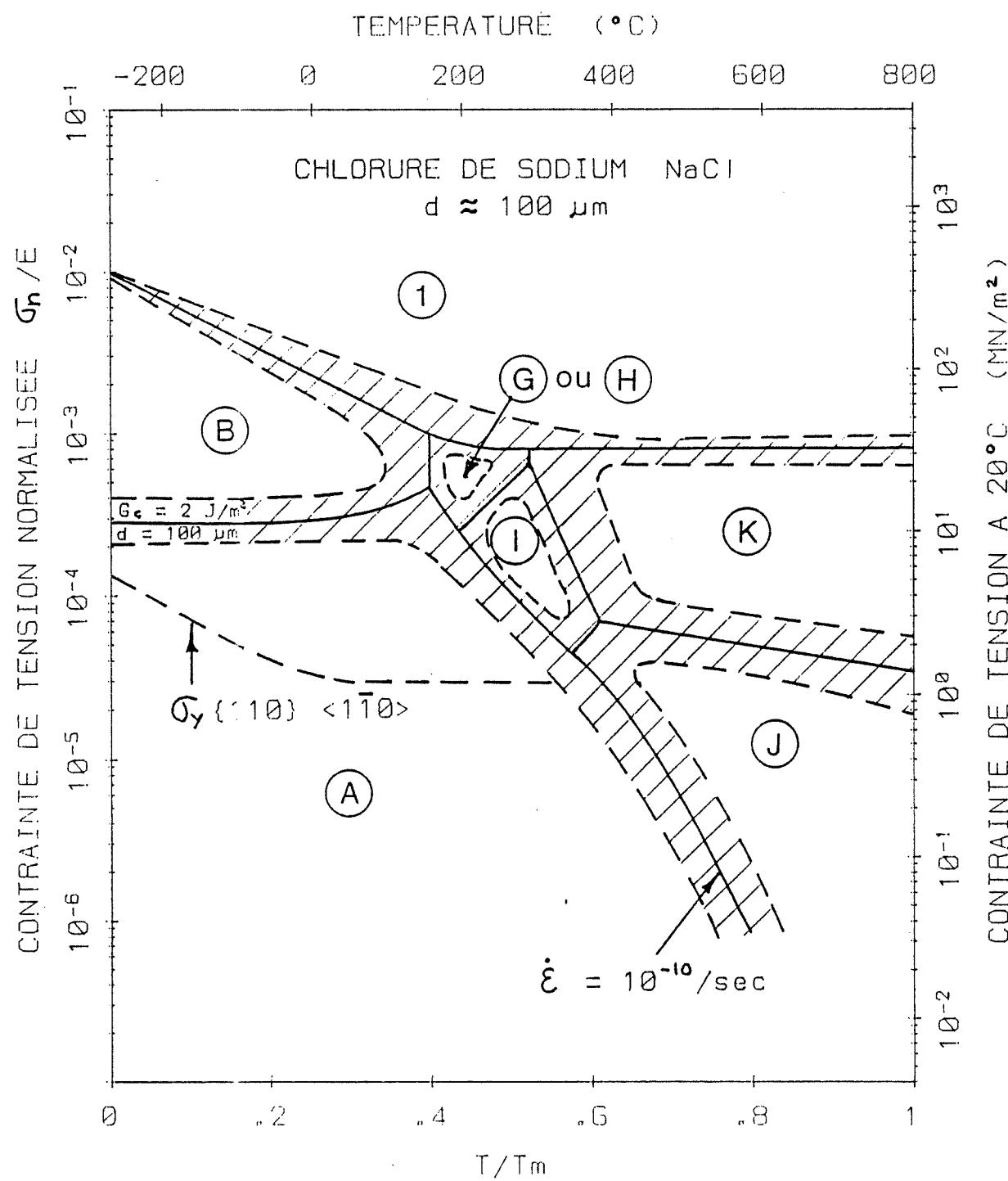


Figure 7-10: Carte des mécanismes de fracturation pour l'halite (d'après Chandi et Ashby, 1979).

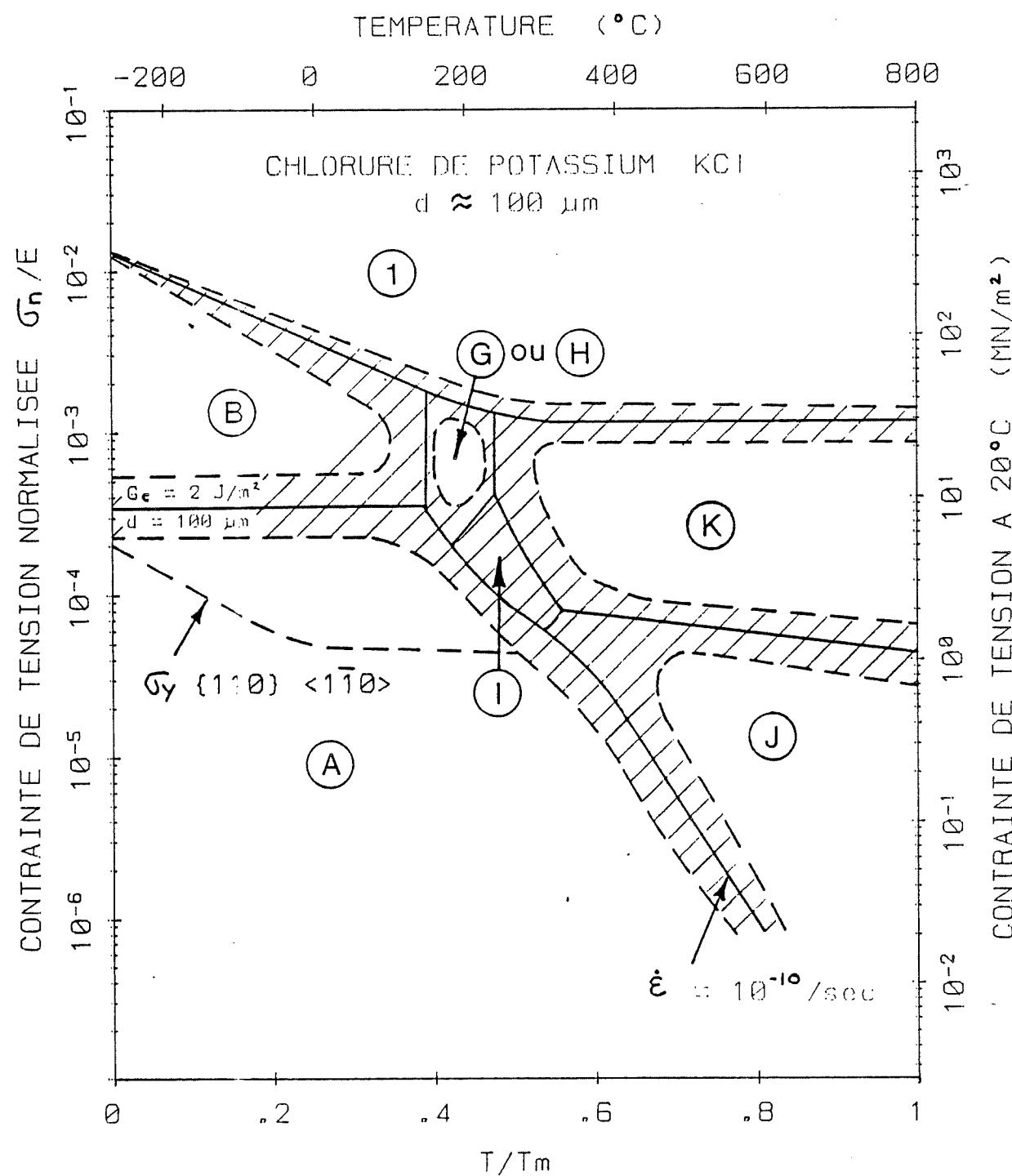


Figure 7-11: Carte des mécanismes de fracturation pour le KCl (d'après Ghandi et Ashby, 1979).

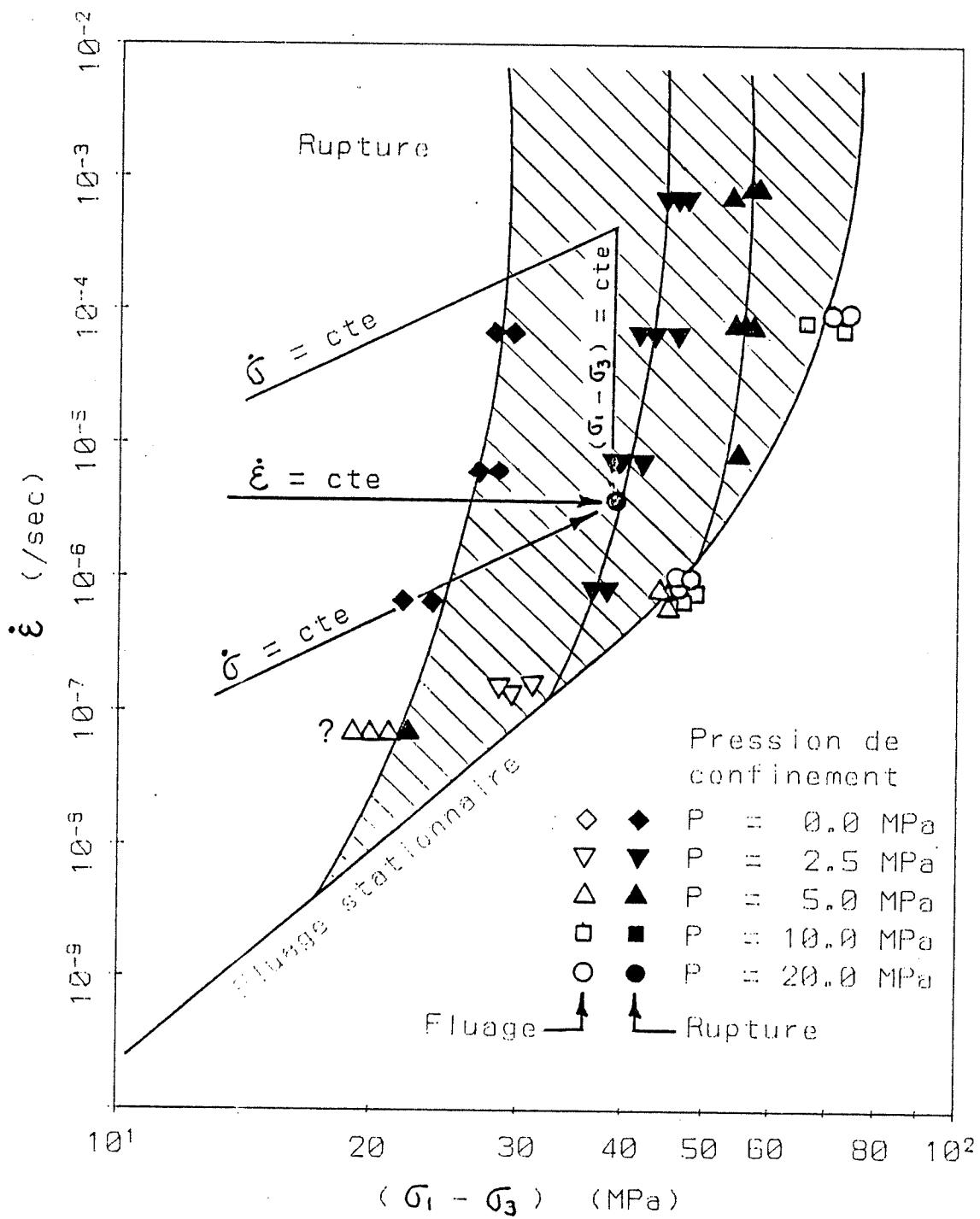


Figure 7-12: Modèle de rupture du sel avec divers cheminement (d'après Wallner, 1984).

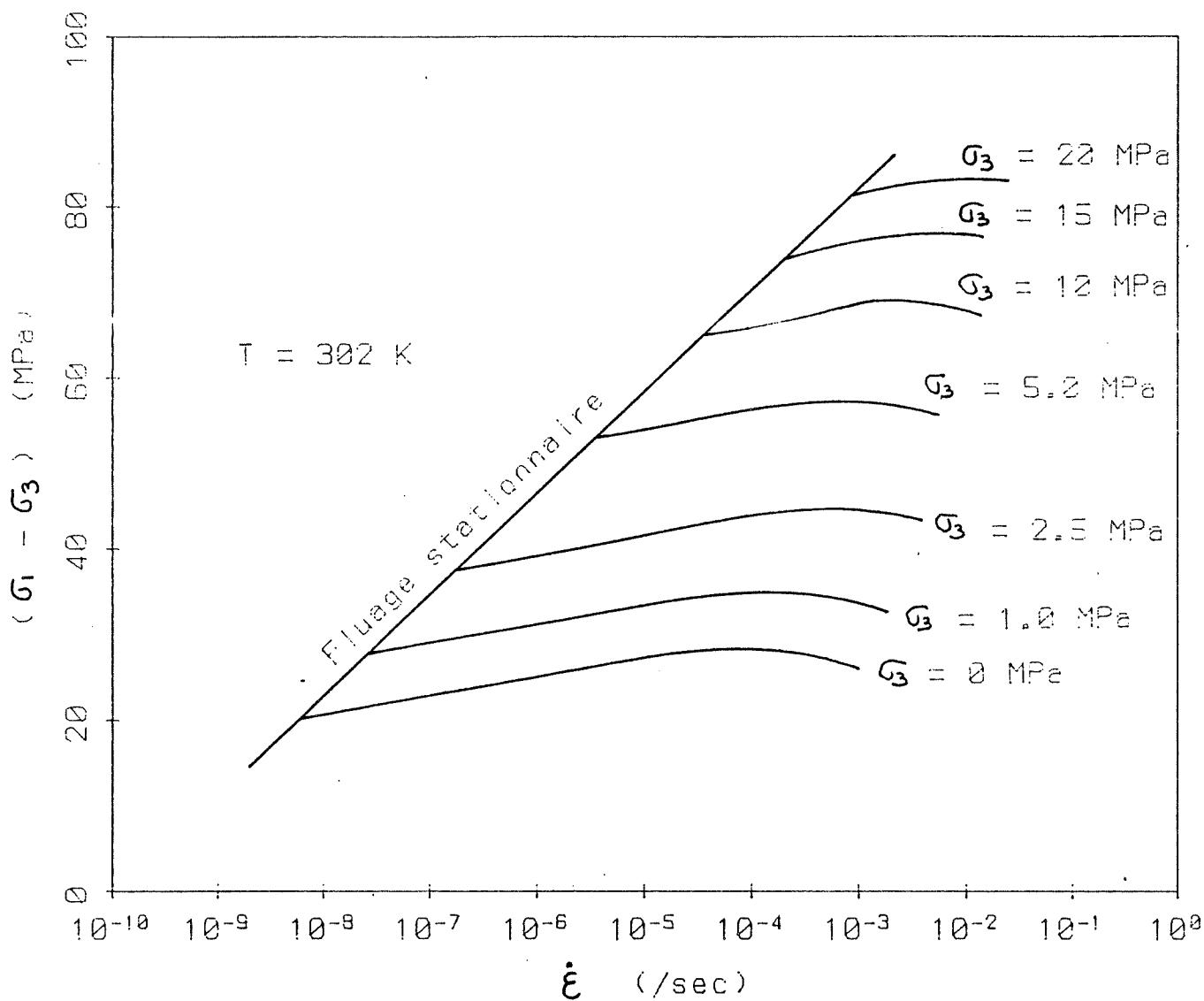


Figure 7-13: Résistance à la rupture du sel (d'après Wallner, 1983).

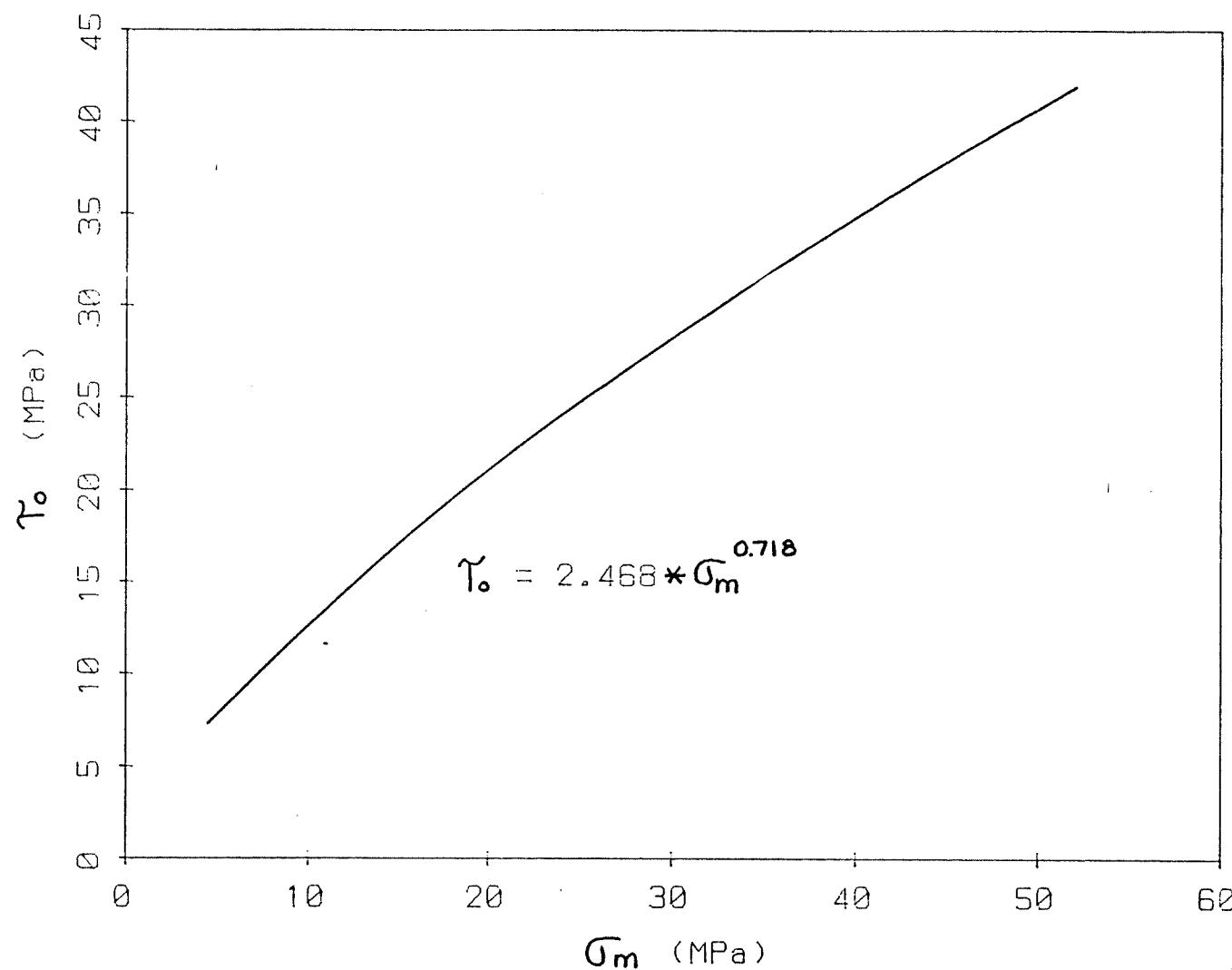


Figure 7-14: Résistance du sel à long terme (d'après Wallner, 1983).

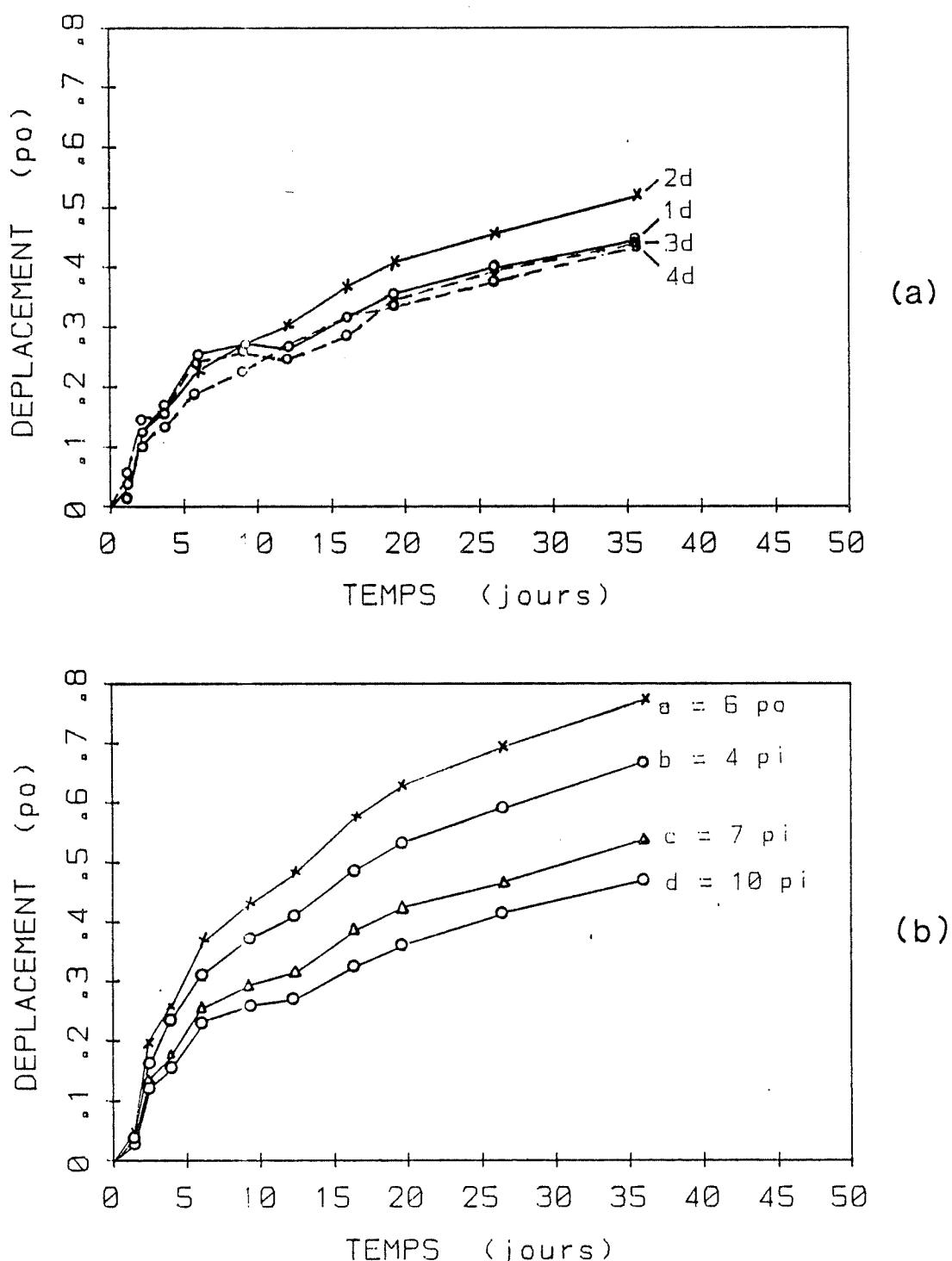


Figure 8-1:

- a) Déplacement relatif à l'axe du puits (diamètre de 10 pieds), en fonction du temps, pour les points ancrés à 10 pieds de la paroi, dans quatre directions perpendiculaires, à une profondeur de 3079 pieds dans la potasse (d'après Barron et Toews, 1963).
- b) Déplacement moyen relatif à l'axe du puits, en fonction du temps, pour des points ancrés à diverses distances de la paroi (d'après Barron et Toews, 1963).

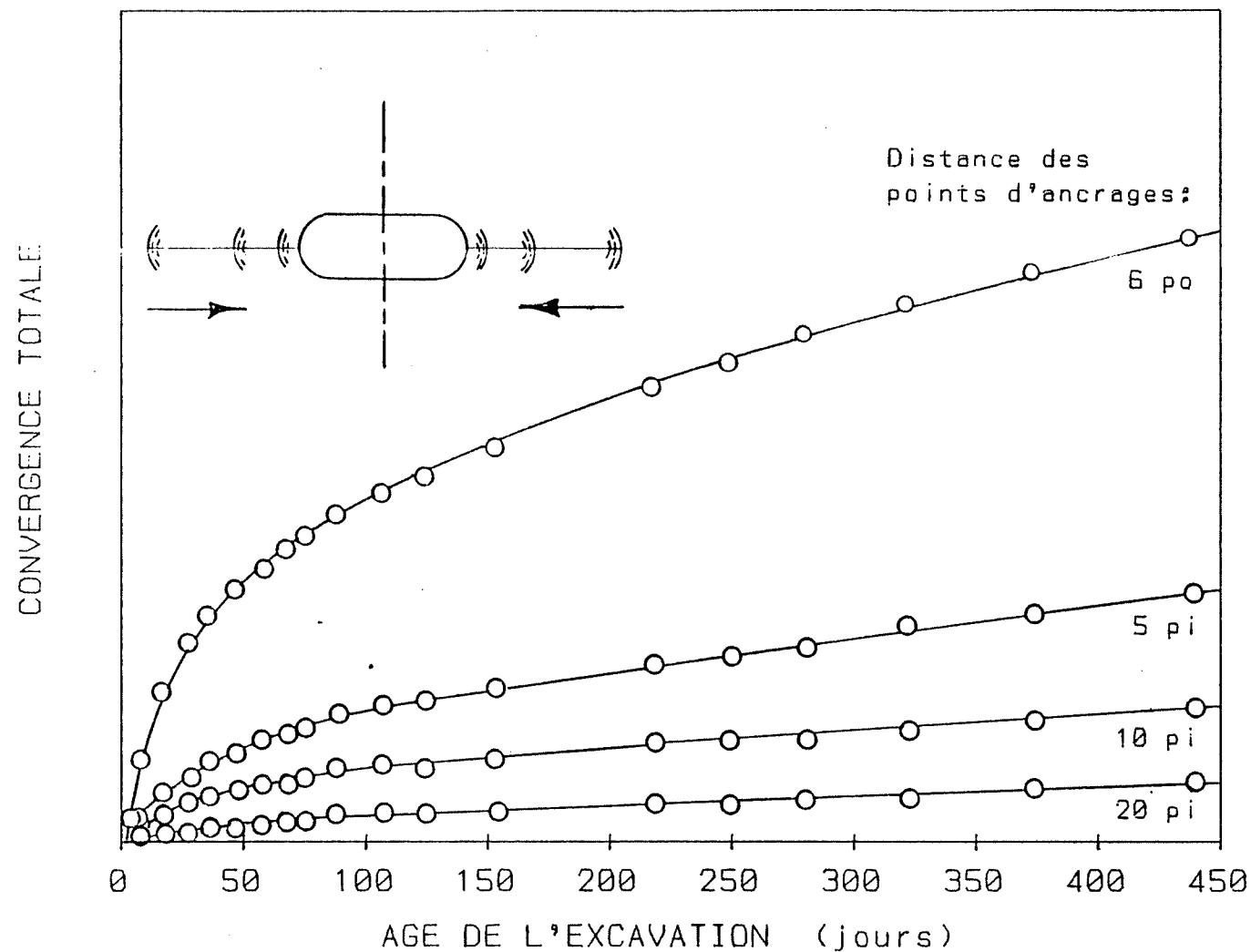


Figure 8-2: Convergence totale de l'excavation dans la potasse, en fonction du temps; profondeur d'environ 3100', dimensions de 7.5 pieds par 21 pieds (d'après Zahary, 1965).

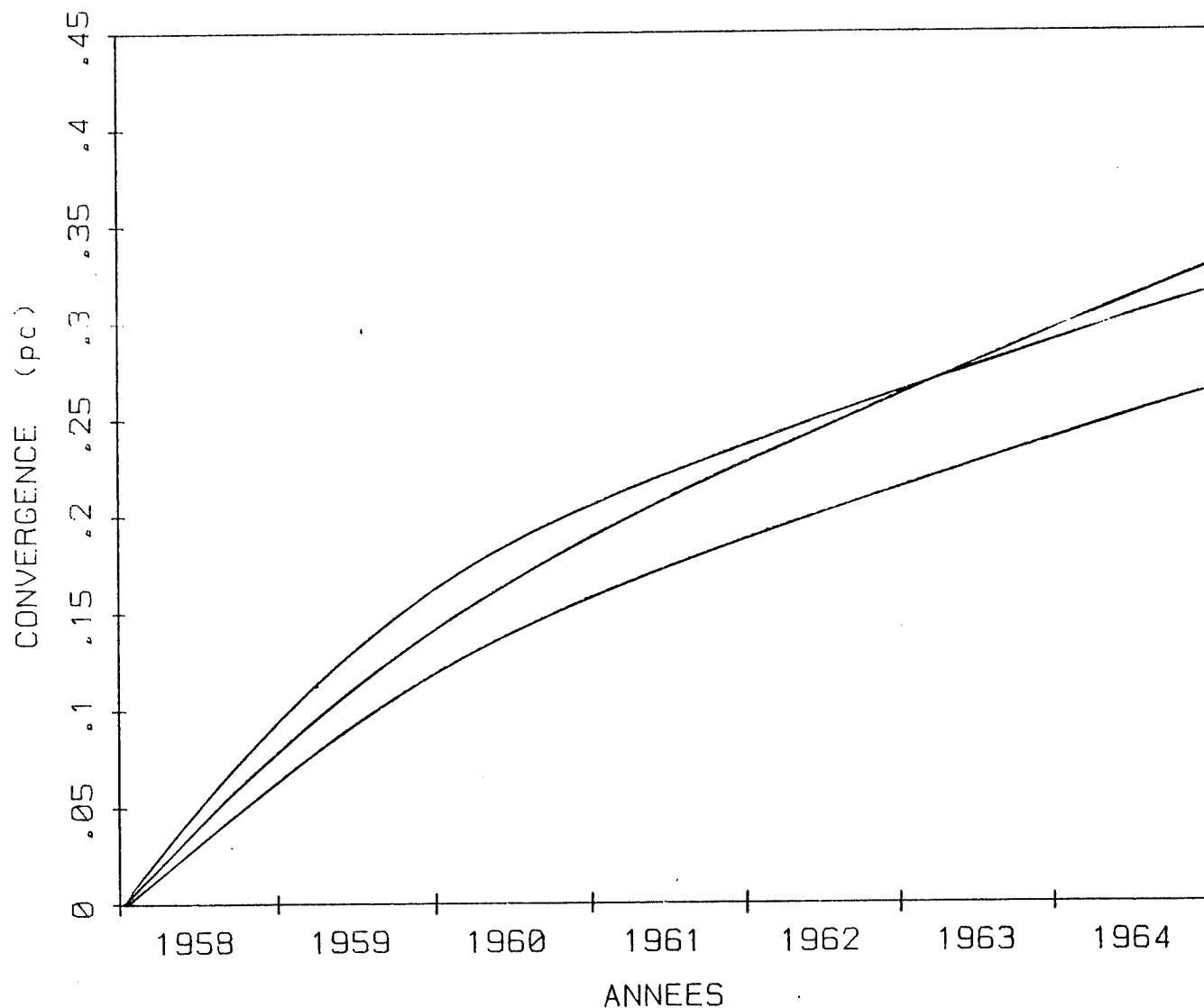


Figure 8-3: Convergence verticale du panneau ouest en trois points de mesure à la mine Meadowbank, Cheshire (d'après Hedley, 1965).

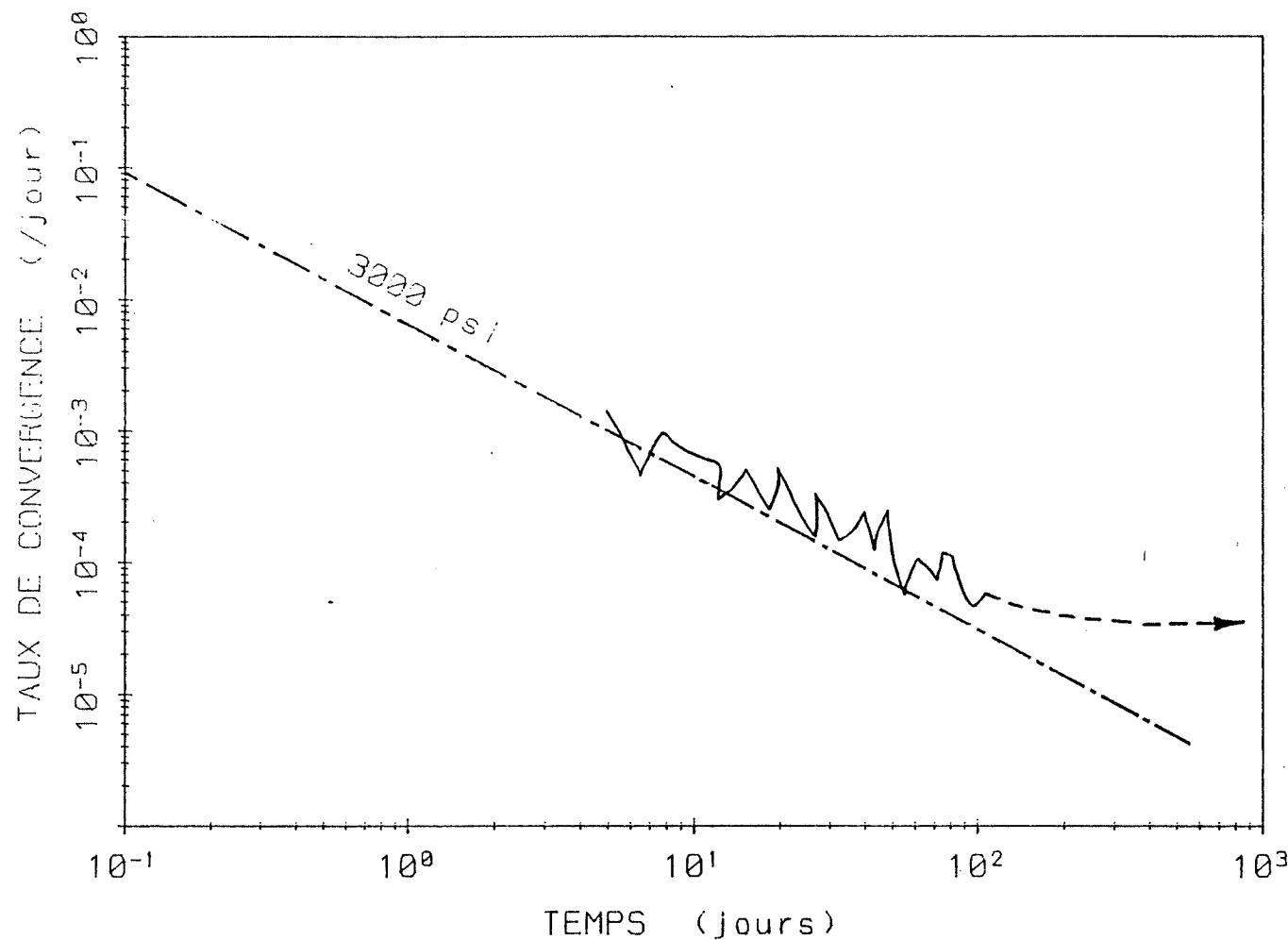


Figure 8-4: Taux de convergence prévus (traits pointillés) et mesuré (trait plein) d'une excavation, à 3000 pieds de profondeur; --- selon Coolbaugh (1967) et - - - selon Baar (1977).

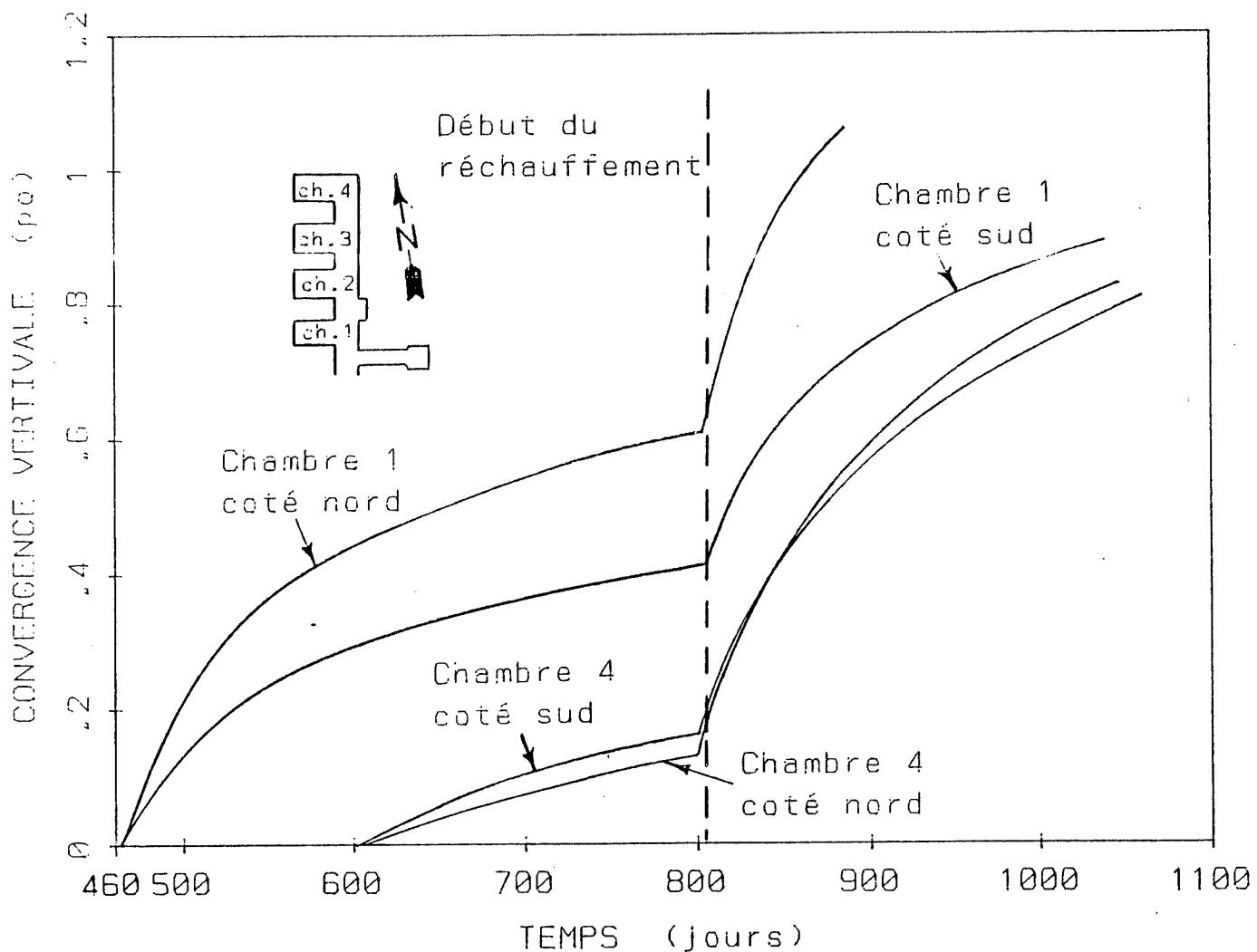


Figure 8-5: Mesures de convergence, accélérée par un réchauffement à une température maximale de 150°F (d'après Baar, 1977).

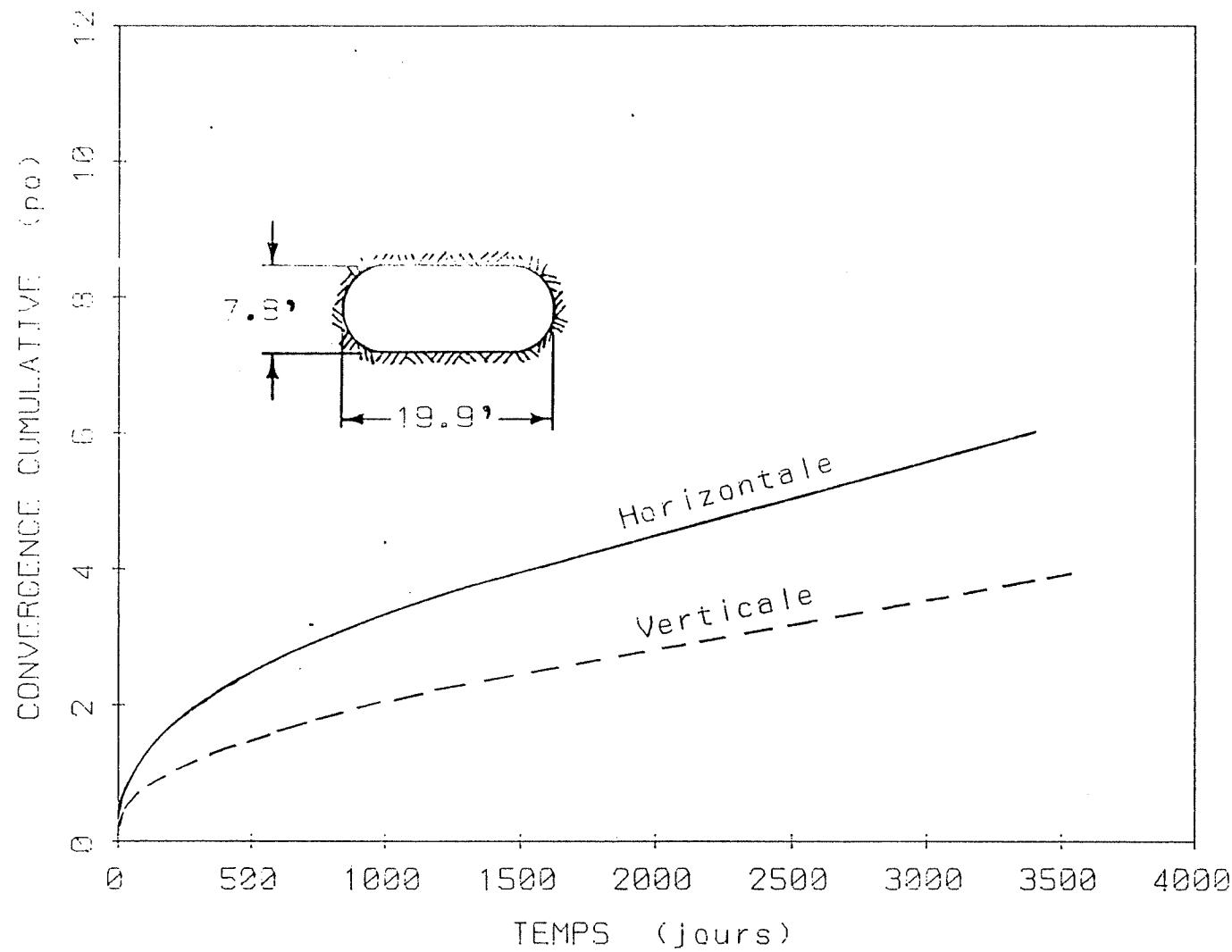


Figure 8-6: Convergence cumulative d'une excavation dans un massif vierge à une profondeur d'environ 3000 pieds (d'après Mraz, 1978).

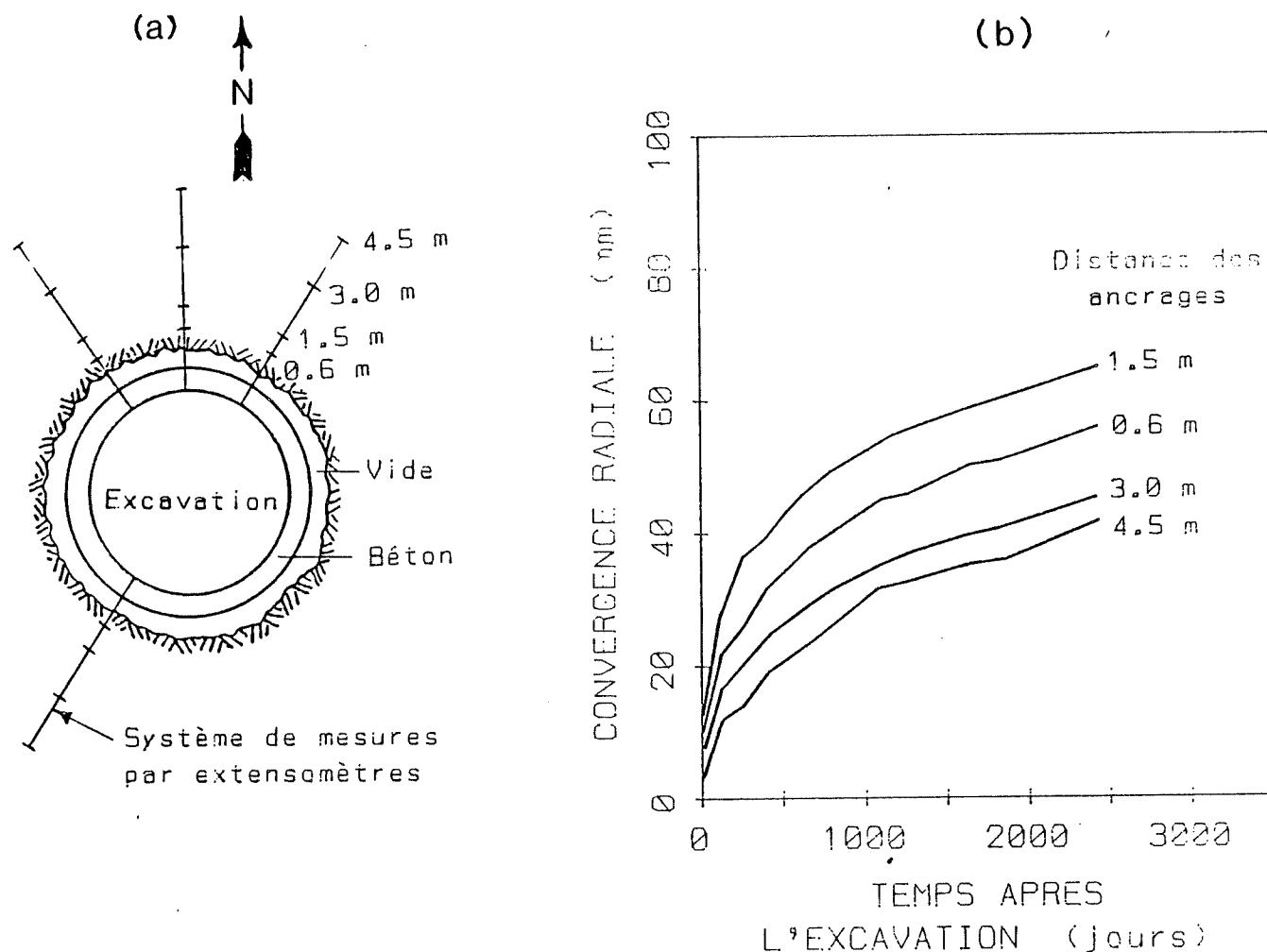


Figure 8-7: a) Schéma d'instrumentation d'un puits vertical excavé dans le sel gemme, à une profondeur d'environ 1000 mètres et dont le diamètre est de 8 mètres.
 b) Convergence moyenne du puits, en divers points de mesure (d'après Cook, 1983).

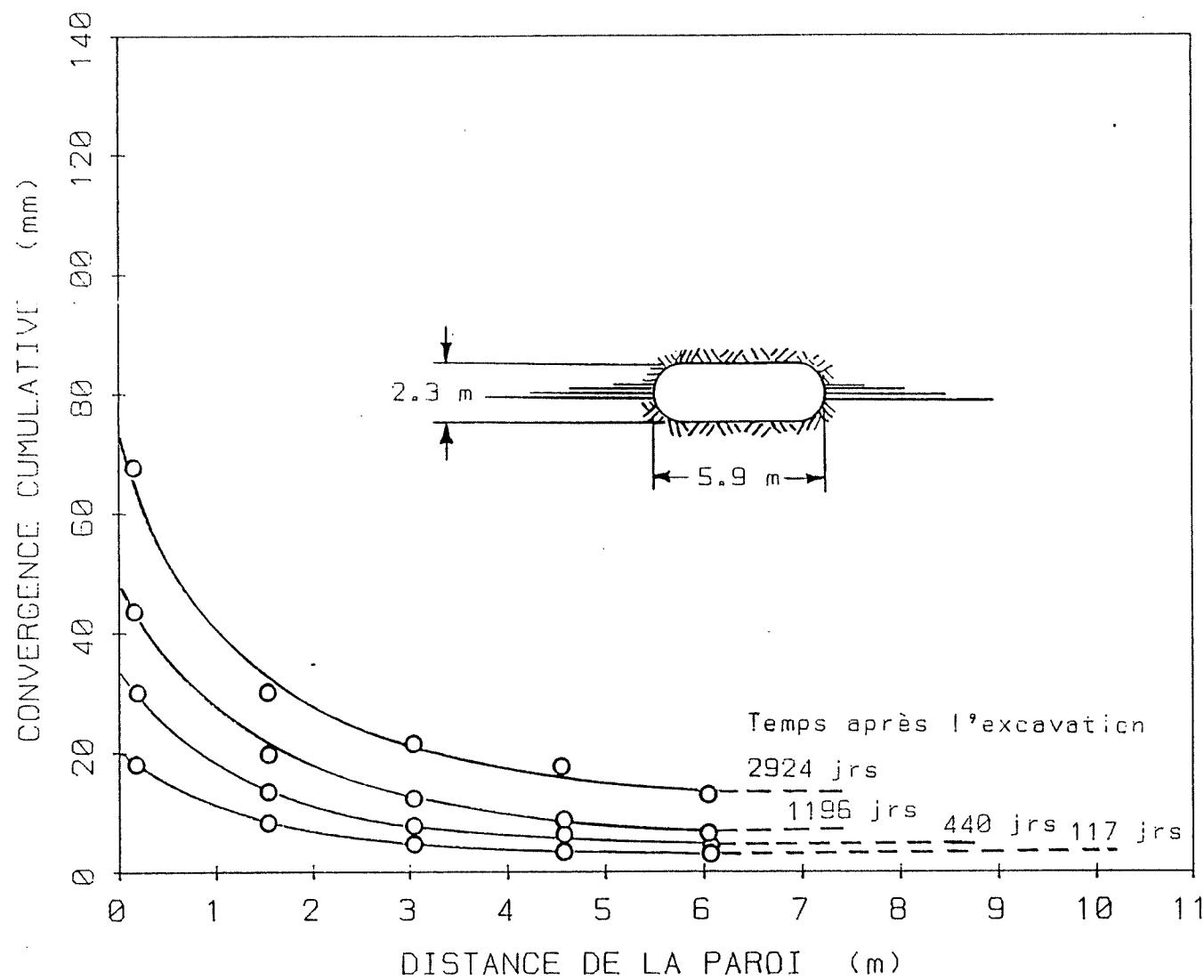


Figure 8-8: Mouvement horizontal dans les parois d'une excavation dans la potasse, à une profondeur d'environ 1000 mètres (voir figure 8-6; d'après Mraz, 1978 et Marz et Dusseault, 1983).

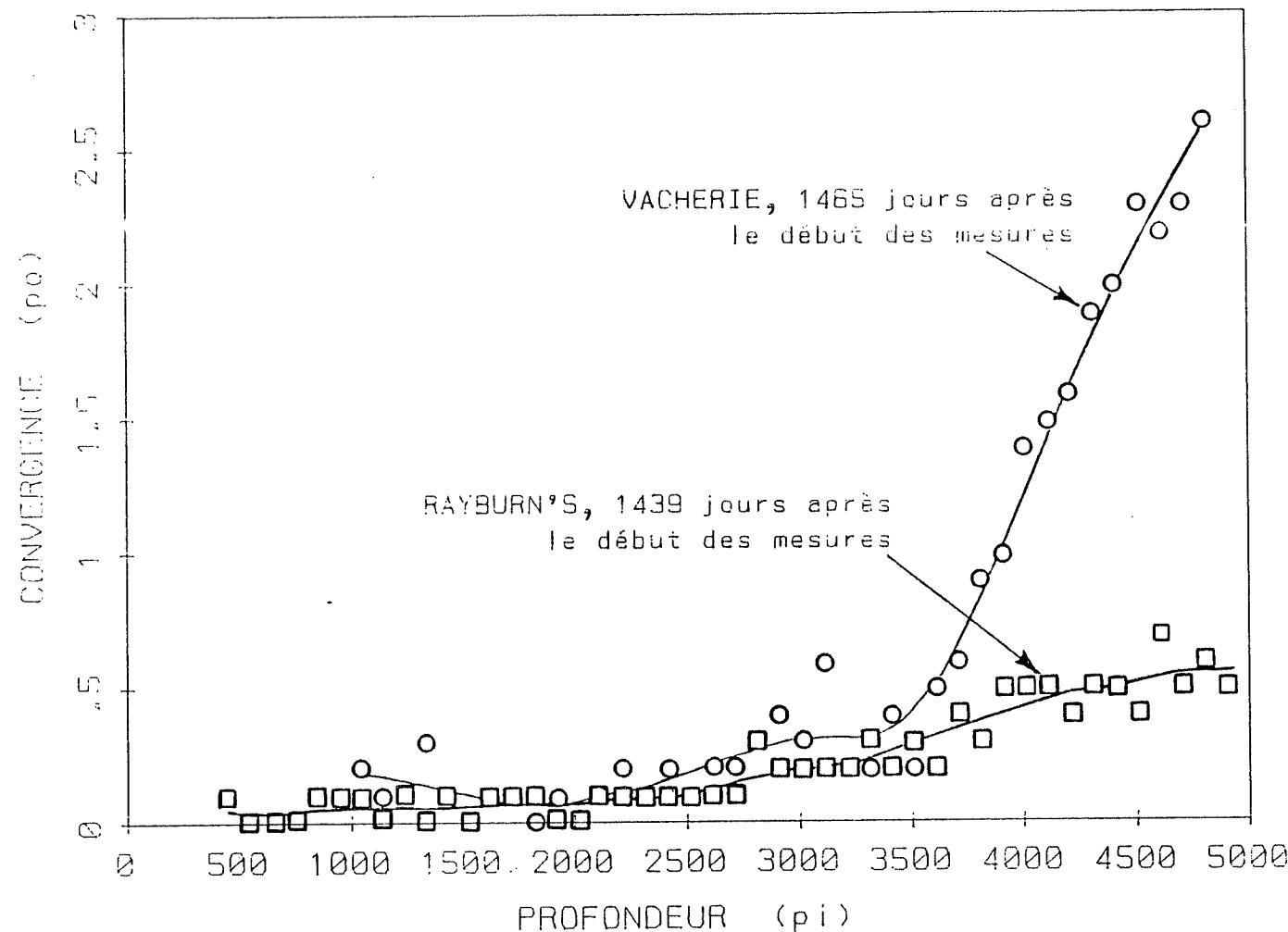


Figure 8-9a: Convergence de deux trous de forage dans le sel (d'après Thoms et Gehle, 1983b).

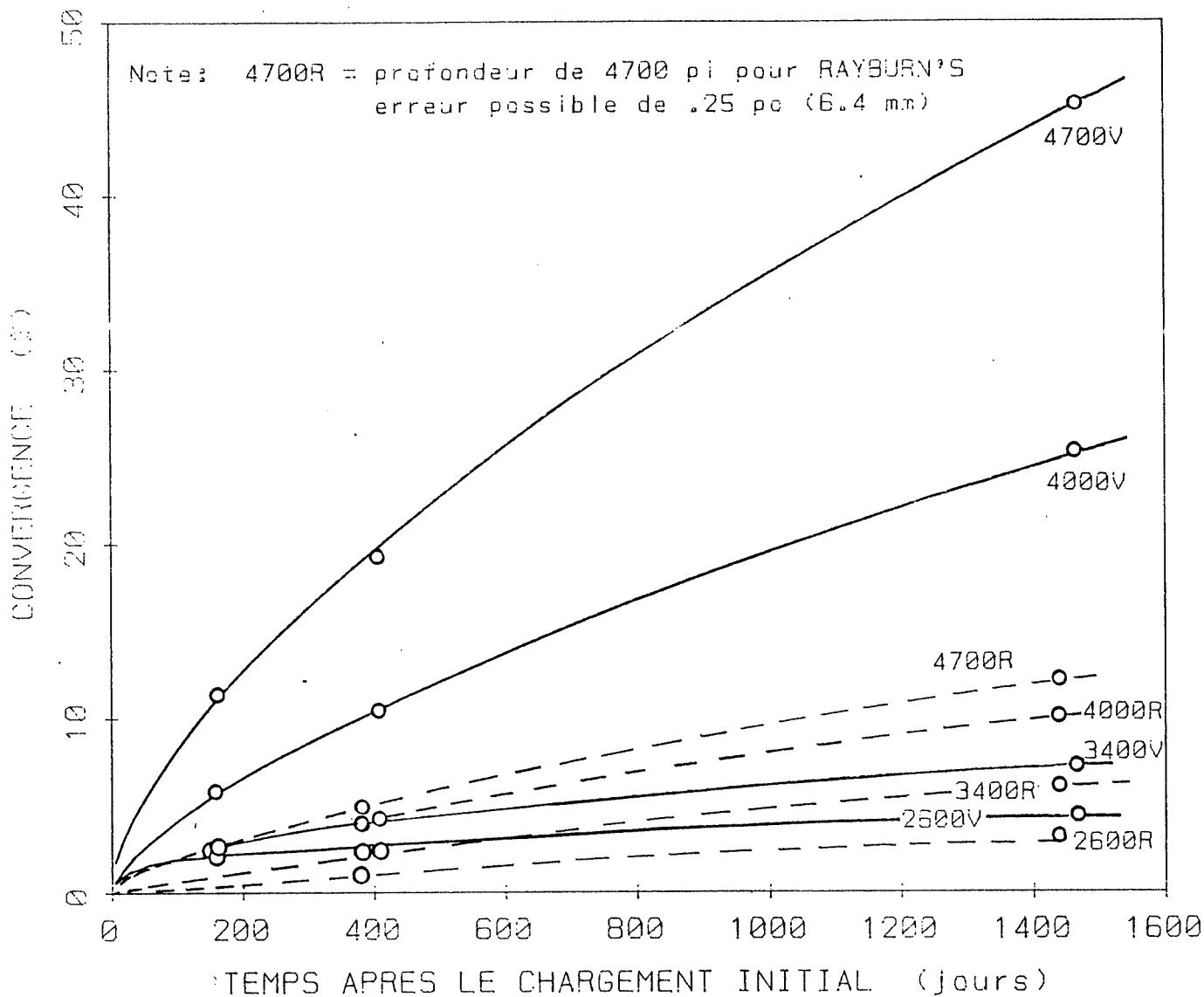


Figure 8-9b: Variation volumique de deux trous de forage dans le sel de Vacherie (V) et de Rayburns (R), à diverses profondeurs, en pieds (d'après Thoms et Gehle, 1983b).

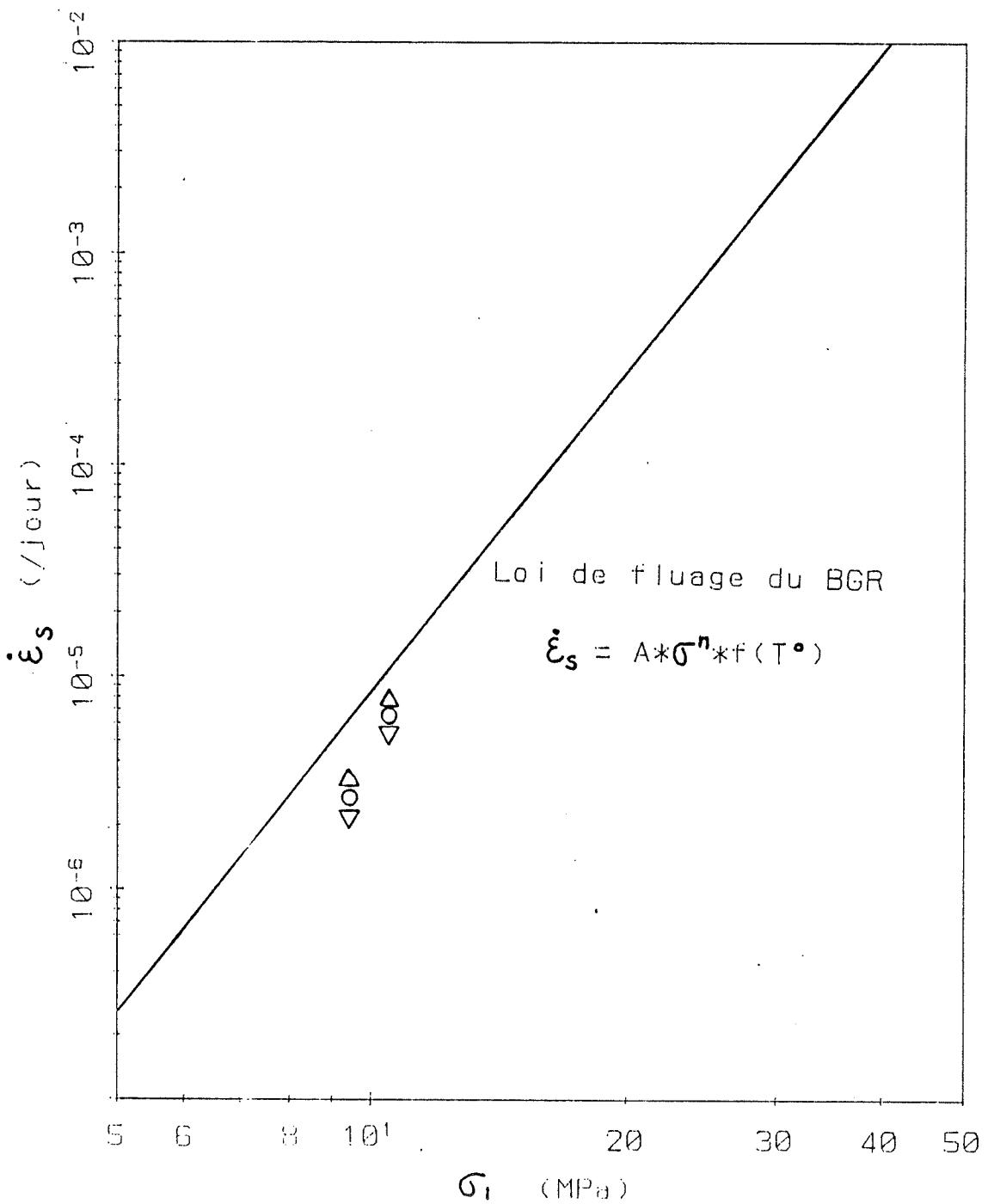


Figure 8-10: Comportement d'un pilier de sel, in situ, chargé artificiellement (d'après Hunsche, Plischke, Nipp et Albrecht, 1983).

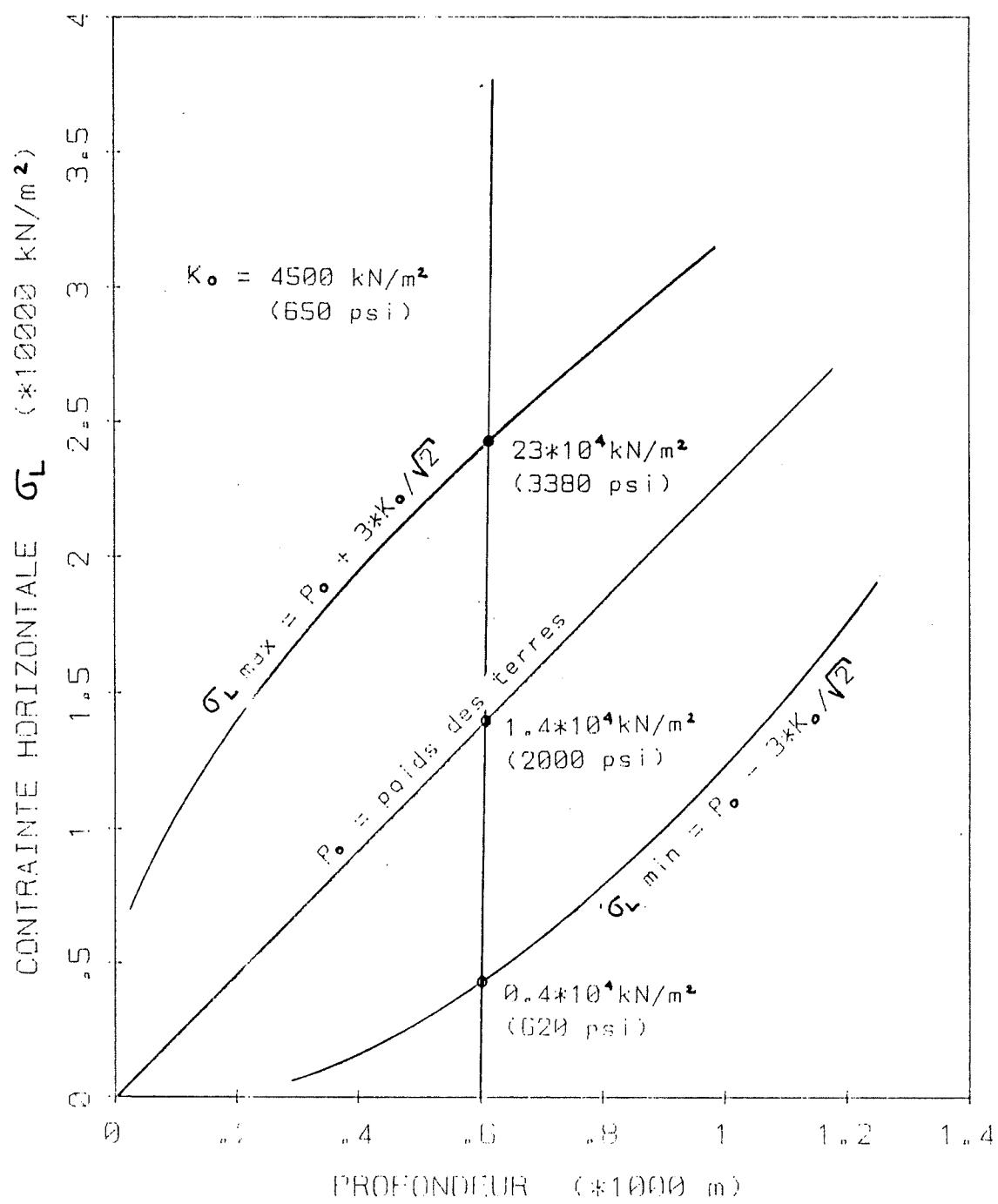


Figure 8-11: Plage admissible pour la valeur de la contrainte latérale dans les formations de sel (d'après Serata, 1978b).

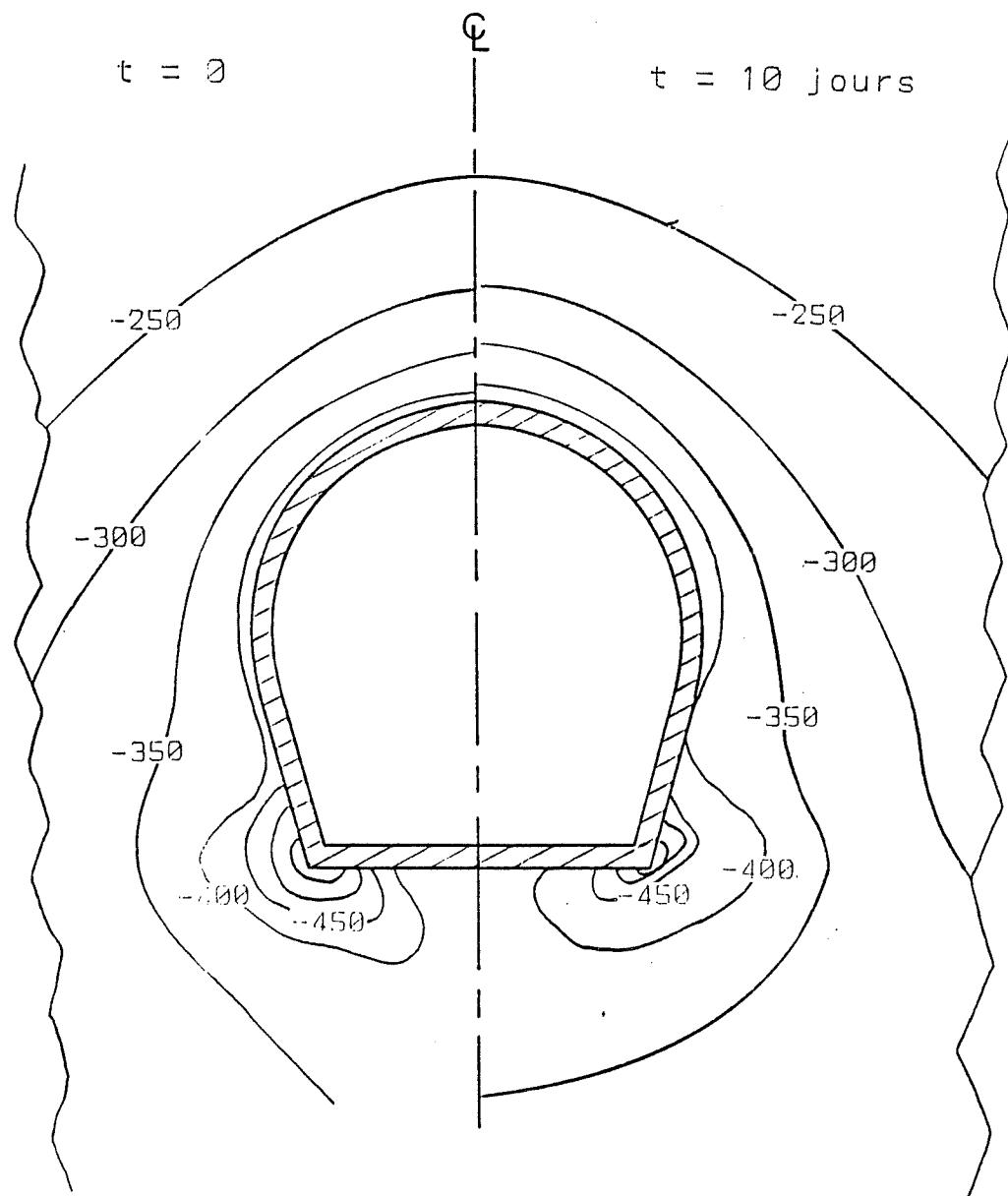


Figure 8-12: Analyse viscoélastique des contours de la contrainte principale mineure, montrant la redistribution de contrainte due au soutènement (d'après Zienkiewicz, 1968).

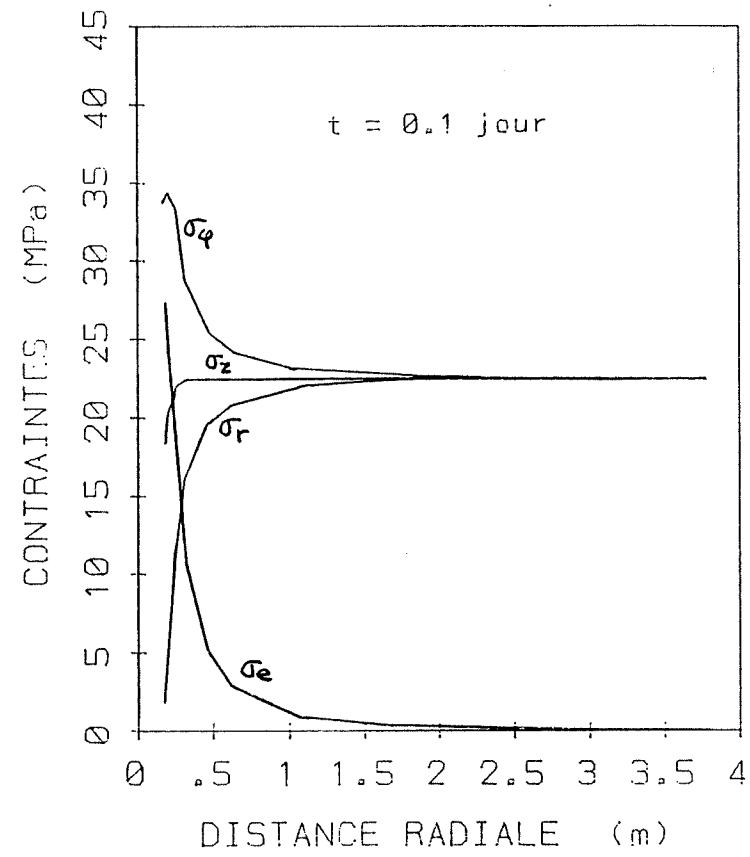
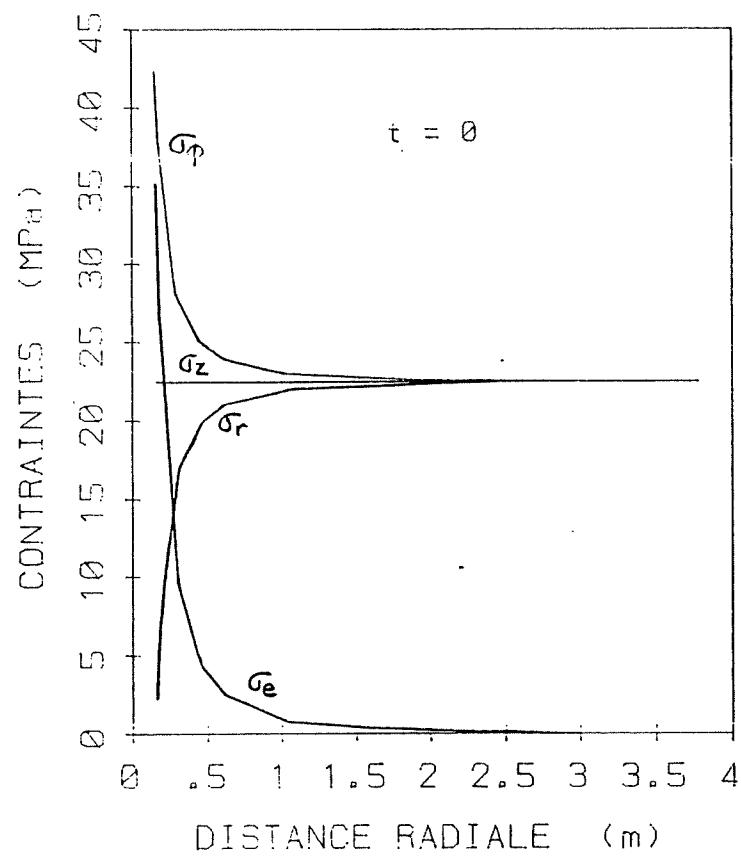


Figure 8-13: Analyse numérique de la distribution des contraintes autour d'un trou de forage, en fonction du temps (d'après Wallner, 1984).

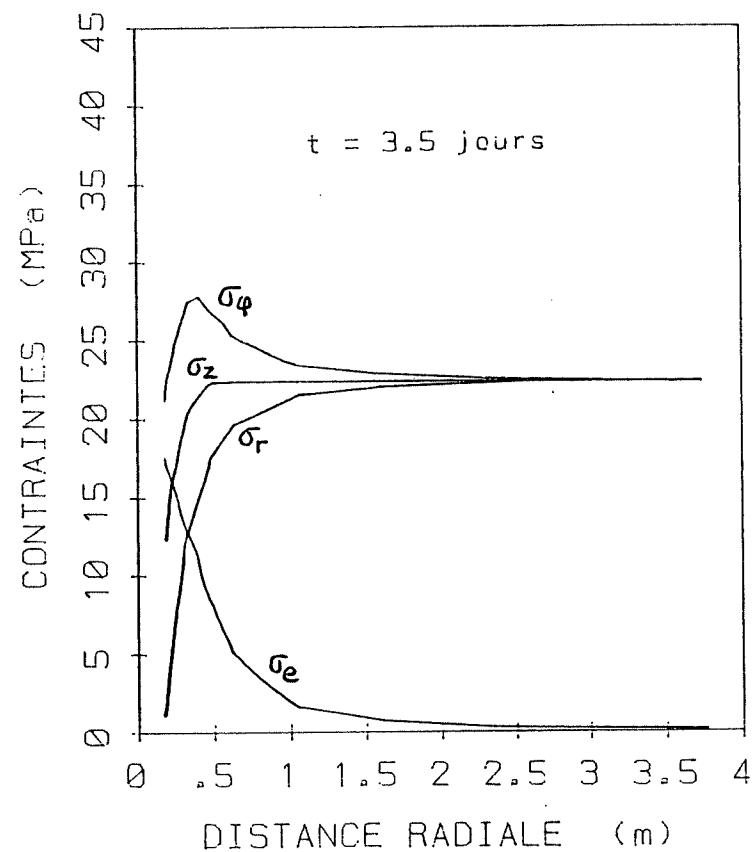
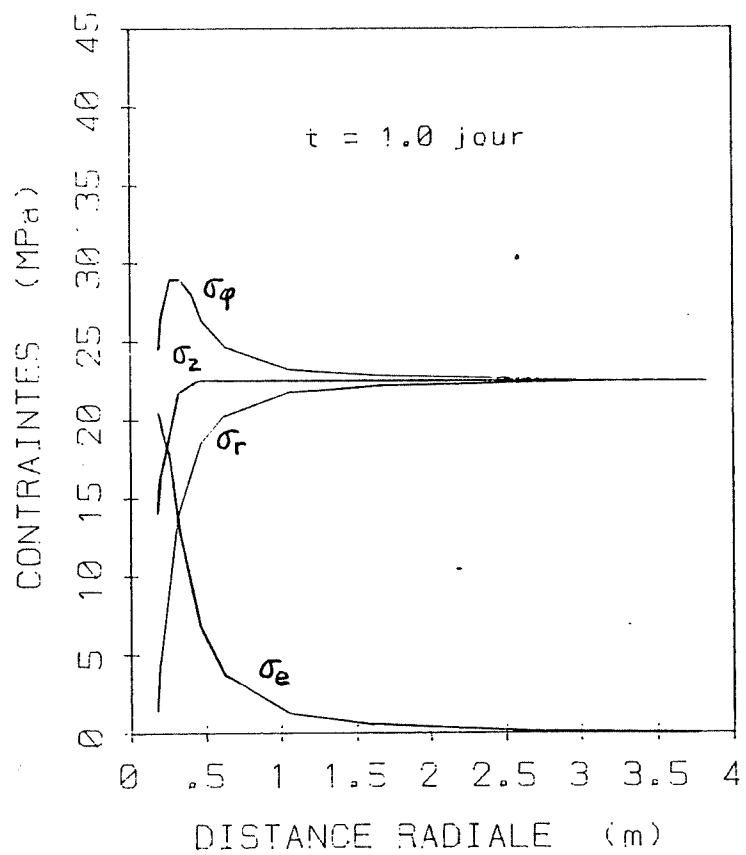


Figure 8-13: Analyse numérique de la distribution des contraintes autour d'un trou de forage, en fonction du temps (d'après Wallner, 1984) (suite).

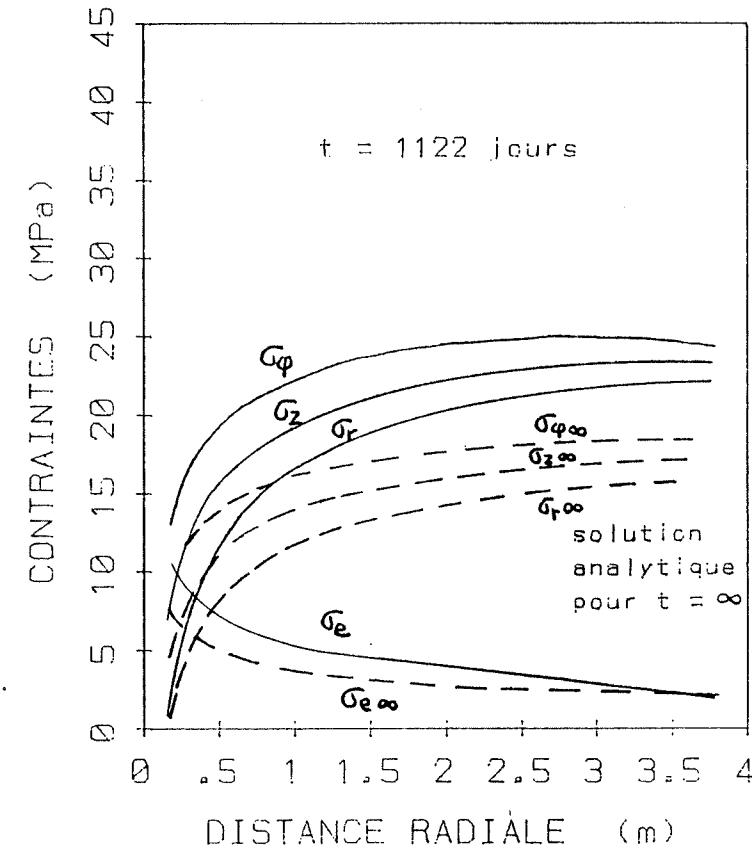
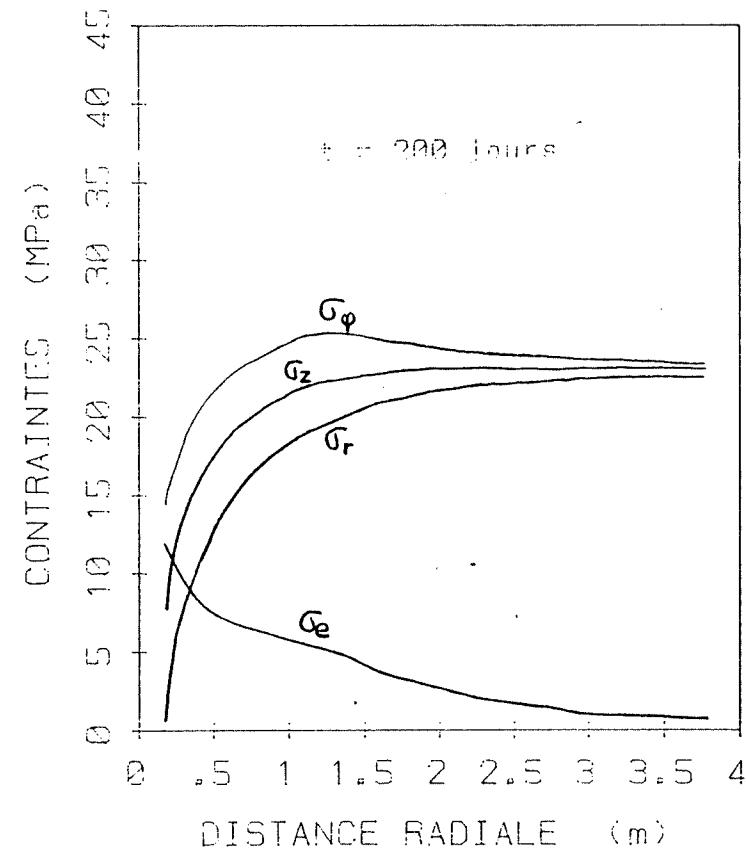


Figure 8-13: Analyse numérique de la distribution des contraintes autour d'un trou de forage, en fonction du temps (d'après Wallner, 1984) (suite et fin).

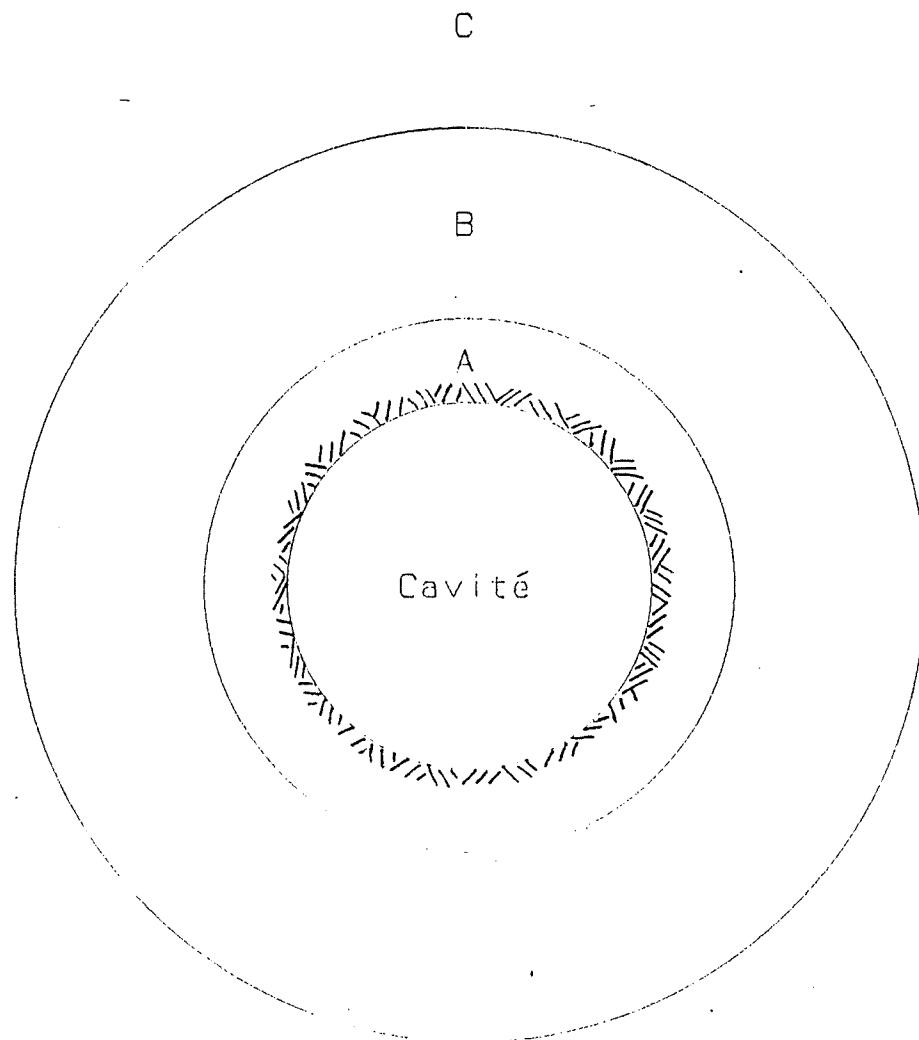


Figure 8-14: Divers états contrainte-déformation du massif autour d'une excavation à grande profondeur dans le sel; zone A: zone fracturée, zone B: zone d'écoulement plastique; zone c: zone au comportement pseudo-élastique (schématisé d'après Serata, 1964 et 1968).

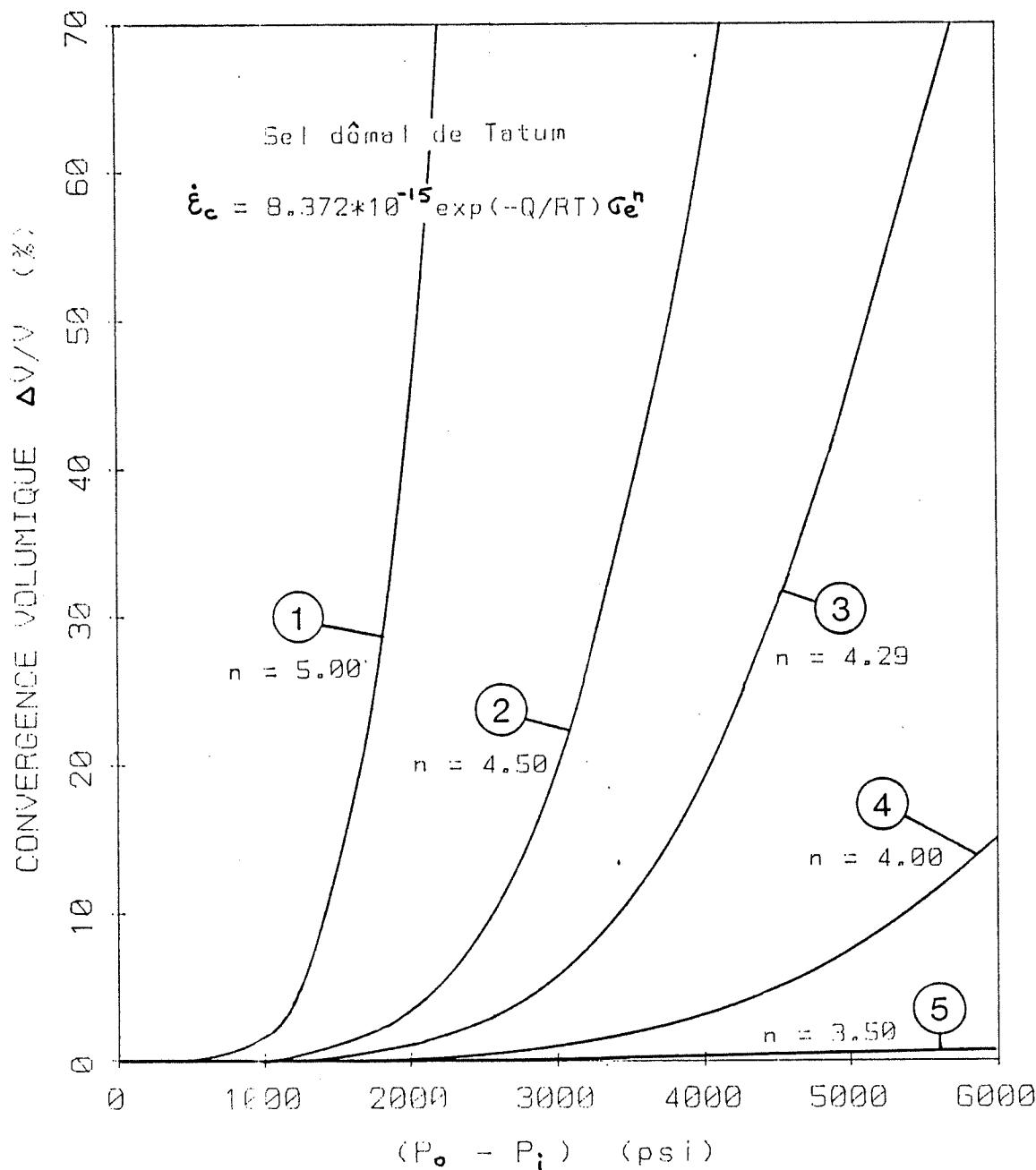


Figure 8-15: Influence de l'exposant de la loi de puissance, n , sur la convergence prévue, en fonction de la pression différentielle, pour une cavité cylindrique, après 200 jours à une température de 120°F (d'après Chabannes, 1983).

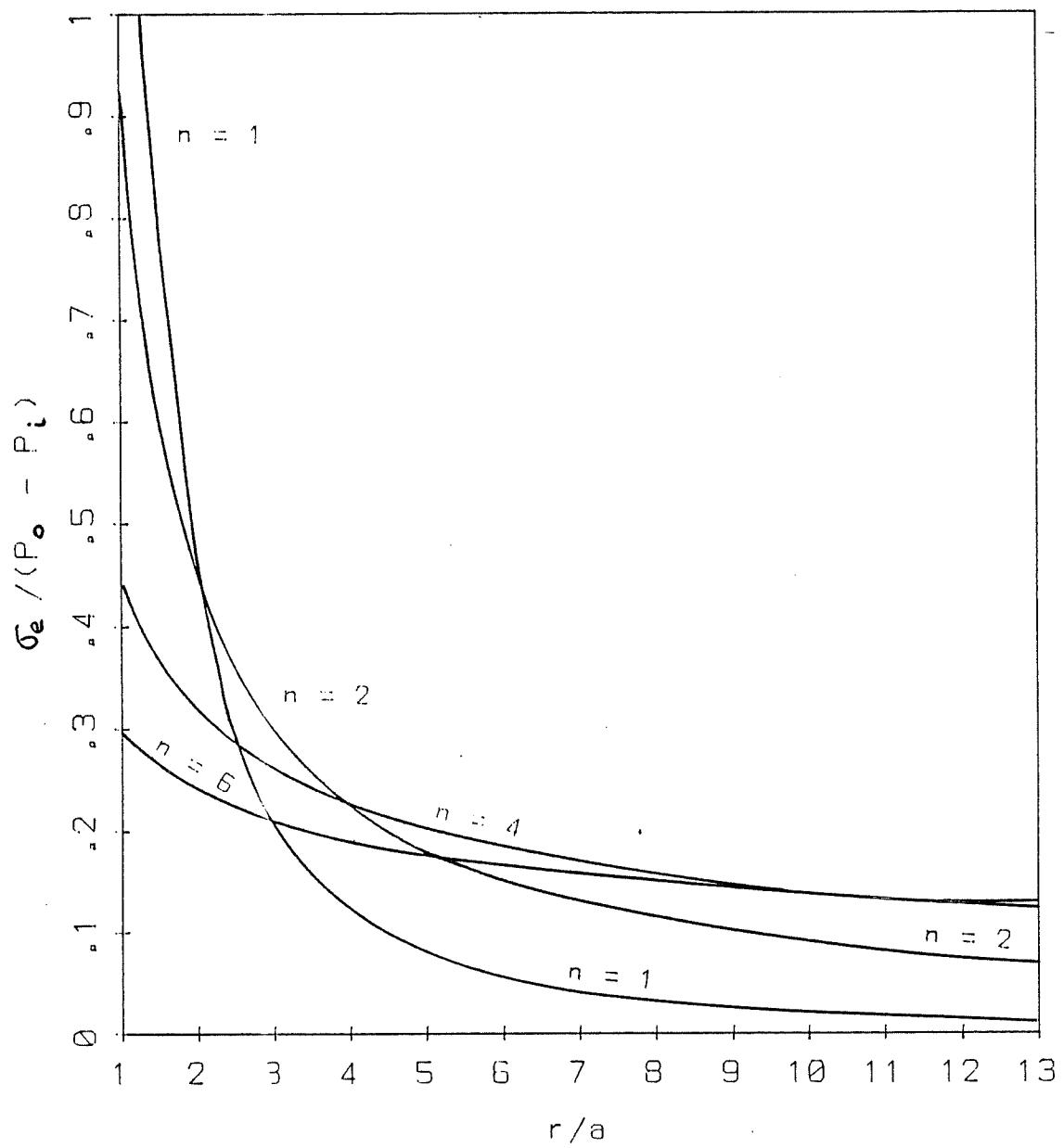


Figure 8-16: Influence de l'exposant de la loi de puissance, n , sur la distribution stationnaire des contraintes autour d'une cavité cylindrique; r/a correspond à la distance relative au rayon dans le massif (d'après Chabannes, 1983).

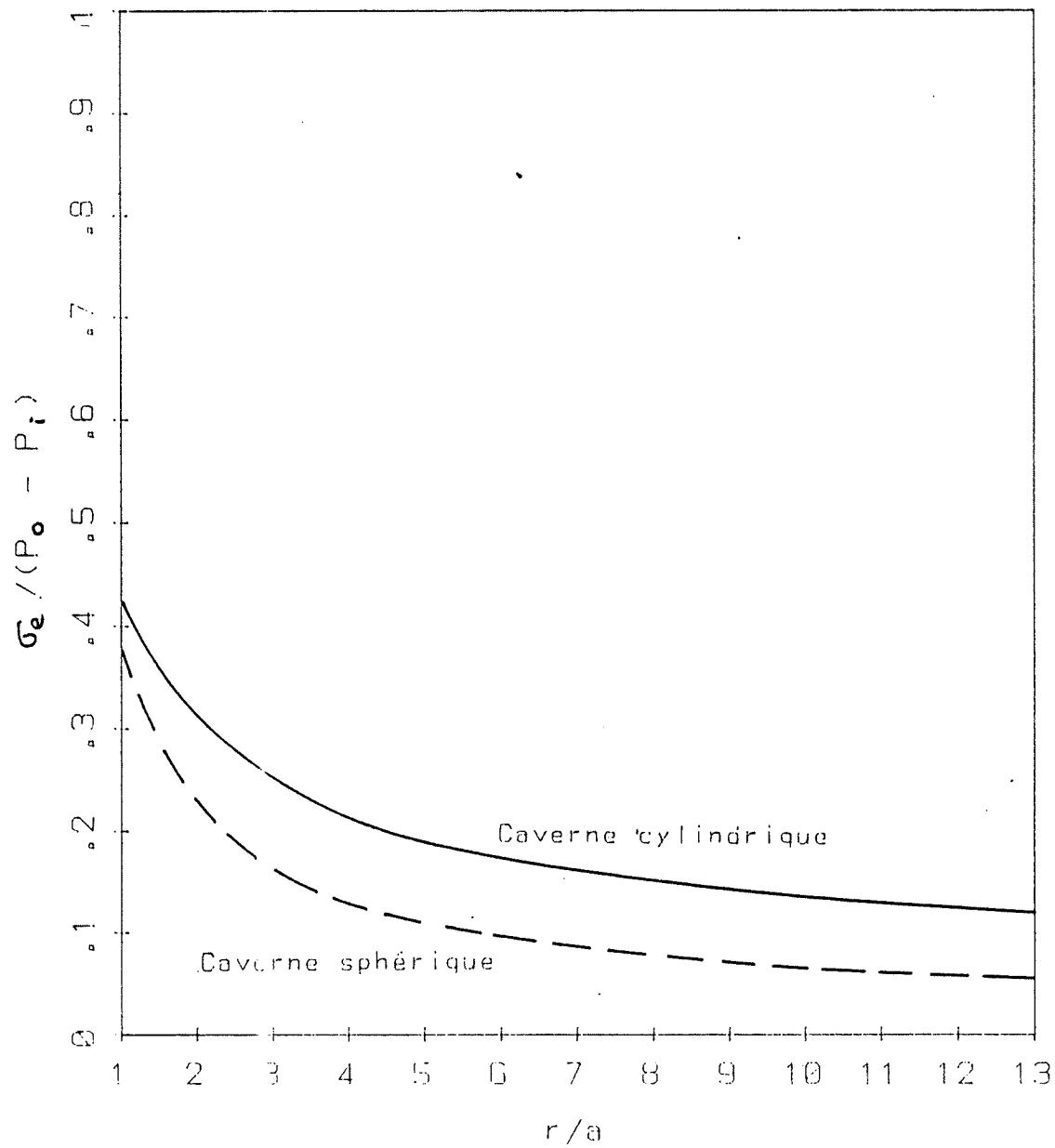


Figure 8-17: Influence de la forme de l'excavation sur l'état de contrainte stationnaire, avec un exposant $n = 4$ (d'après Chabannes, 1983).

APPENDICE 1

CERTAINES PROPRIÉTÉS INTRINSESQUES DU SEL

- **Massé atomique:** $\text{Na}^+ = 22,99$; $\text{Cl}^- = 35,46$; $\text{NaCl} = 58,45$
(Kaufman, 1971)
- **Numéro atomique:** $\text{Na}^+ = 11$; $\text{Cl}^- = 17$ (Kaufman, 1971)
- **Rayon atomique:** $r_{\text{Na}^+} = 0,95 \text{ \AA}$; $r_{\text{Cl}^-} = 1,81 \text{ \AA}$ (Kaufman, 1971)
- **Distance interatomique:** $d \approx 2,81 \text{ \AA}$ (Kaufman, 1971)
- **Densité ρ (kg/m³):**
 - **Halite:** $\rho = 2165$ (Odé, 1968)
 $\rho = 2163$ (Kaufman, 1971)
 $\rho = 2160$ (Gevantman, 1981)
 $\rho = 1920 \text{ à } 2000$ - sel artificiel (Hardy, 1982)
 $\rho = 2120 \text{ à } 2170$ - sel naturel (Hardy, 1982)
 $\rho = 2190$ (Svalstad, 1983)
 $\rho = 2180$ (Dürr et Meister, 1984)
 $\rho = 2167$ (Wallner, 1984)
 - **Sylvite:** $\rho = 1980$ (Odé, 1968)
 - **Carnallite:** $\rho = 1600$ (Odé, 1968)
- **Coefficient d'expansion thermique α (K⁻¹) (halite)**
 - $\alpha = 4,0 \times 10^{-5}$ (Albrecht, Langer et Wallner, 1980)
 - $\alpha = 3,96 \times 10^{-5}$ (Serata et McNamara, 1980b)
 - $\alpha = 2,6 \times 10^{-5}$ (Potts et al., 1980)
 - $\alpha = 4,1 \text{ à } 4,5 \times 10^{-5}$ (Svalstad, 1983)
 - $\alpha = 4,1 \times 10^{-5}$ (Wagner, Loken et Tammemagi, 1983; Mellegard, Pfeifle et Senseny, 1983)

$$\alpha = 4,5 \times 10^{-5}$$
 (Wallner, 1984)

$$\alpha \approx 4,05 \times 10^{-5}$$
, à 20°C (Kaufman, 1971)

$$\alpha = (4,03 \times 10^{-5} + 3,371 \times 10^{-9} T + 6,346 \times 10^{-11} T^2)$$
 (Kaufman, 1971)

- Conductivité thermique k (halite) (W/m-K):

$$k = [6,11 - 2,51 \times 10^{-2} T + 7,15 \times 10^{-5} T^2 - 8,29 \times 10^{-3} T^3]$$

(Albrecht, Langer et Wallner, 1980)

$$k = [6,02 - 1,84 \times 10^{-2} T + 3,20 \times 10^{-5} T^2]$$

(Svalstad, 1983; Wagner, Loken et Tammemagi, 1983)

$$k = 5,00 \times \left[\frac{300}{T} \right]^{1.14}$$
 (Wallner, 1984)

- Chaleur spécifique β (halite) (J/kg - K):

$$\beta = 909$$
 (Wagner, Loken et Tammemagi, 1983)

$$\beta = 931$$
 (Svalstad, 1983)

$$\beta = 860$$
 (Wallner, 1984)

- Température de fusion (K):

- Halite: $T_m = 1073$ (Kaufman, 1971)

$T_m = 1073$ (Ghandi et Ashby, 1979)

$T_m = 1077$ (Munson, 1979)

- Sylvite: $T_m = 1063$ (Ghandi et Ashby, 1979)

- Vitesse des ondes (m/s):

$$V_p \approx 3140 \text{ à } 3580$$
 (sel artificiel - Hardy, 1982)

$$V_p \approx 2075 \text{ à } 2350$$
 (sel naturel - Hardy, 1982)

$$V_p \approx 4400$$
 (Dürr et Meister, 1984)

$$V_s \approx 2500$$
 (Dürr et Meister, 1984)

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL



3 9334 00289580 1