

Titre: Détermination in situ des paramètres d'une loi de fluage du sel par
Title: l'enfoncement d'un poinçon tronconique effilé (E.P.T.E.)

Auteurs: Maria-Helena Leite, Denis Gill, & Branko Ladanyi
Authors:

Date: 1989

Type: Rapport / Report

Référence: Leite, M.-H., Gill, D., & Ladanyi, B. (1989). Détermination in situ des paramètres
Citation: d'une loi de fluage du sel par l'enfoncement d'un poinçon tronconique effilé
(E.P.T.E.). (Technical Report n° EPM-RT-89-11).
<https://publications.polymtl.ca/9619/>

 Document en libre accès dans PolyPublie
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/9619/>
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-89-11
Report number:

URL officiel:
Official URL:

Mention légale:
Legal notice:

06 OCT. 1989

EPM/RT-89/11

DÉTERMINATION IN SITU DES PARAMÈTRES D'UNE LOI
DE FLUAGE DU SEL PAR L'ENFONCEMENT D'UN
POINÇON TRONCONIQUE ÉFFILÉ (E.P.T.E.)

Maria Helena Leite, étudiante
Département de génie civil
École Polytechnique de Montréal

Branko Ladanyi, professeur titulaire
Département de génie civil
École Polytechnique de Montréal

Denis E. Gill, professeur titulaire
Département de génie minéral
École Polytechnique de Montréal

Service de l'édition

École Polytechnique de Montréal
Juillet 1989

gratuit

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.

Dépot légal, 3^e trimestre 1989
Bibliothèque nationale du Québec
Bibliothèque nationale du Canada

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

Service de l'édition
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'honorerons que les commandes accompagnées d'un paiement, sauf s'il y a eu entente préalable dans le cas d'établissements d'enseignement, de sociétés ou d'organismes canadiens.

SOMMAIRE

Depuis toujours le sel a été exploité pour combler des besoins en alimentation chez l'Homme. Aux problèmes courants auxquels les ingénieurs de mines ont toujours été confrontés dans ce type d'exploitation, se sont ajoutés depuis quelques décennies, des problèmes associés aux besoins d'enfouir de façon sécuritaire des déchets radioactifs et toxiques et de créer des sites pour le stockage de réserves d'énergie. Des cavités excavées dans des massifs de sel sont une alternative fort intéressante parce que ce matériau est, à toutes fins pratiques, imperméable aux gaz et aux liquides.

Le design de telles excavations requiert la connaissance du comportement mécanique du sel qui a surtout été étudié, jusqu'à maintenant, par des essais au laboratoire. Cependant, ce comportement est affecté par plusieurs facteurs et les éprouvettes testées au laboratoire peuvent ne pas être représentatives du comportement in situ. Des techniques d'essai in situ à la fois simples, fiables et peu coûteuses sont donc nécessaires.

Ce rapport présente l'état actuel des recherches entreprises à l'École Polytechnique de Montréal sur l'applicabilité d'une nouvelle technique d'essai pour la détermination in situ des paramètres d'une loi de fluage du sel. Cette technique, que l'on nommera ici essai d'enfoncement d'un poinçon tronconique effilé (E.P.T.E.), n'a jamais été appliquée au sel.

Outre le développement théorique menant à l'interprétation des mesures de l'essai E.P.T.E., des analyses numériques et des essais en laboratoire permettant de quantifier l'effet de certains paramètres sur cette interprétation ont été réalisés.

ABSTRACT

Salt has always been exploited for Man's nutrition needs. Besides the standard problems mining engineers have been faced with, some new ones have appeared in the last two decades in relation with the safe storage of toxic and radioactive waste and the storage of energy reserves. Cavities in salt masses are a good option due to the fact that salt is practically impermeable to fluids and gases.

The design of such cavities requires the knowledge of the mechanical behavior of salt which has been studied, until now, mainly in the laboratory. However, there are several factors that affect the behavior of salt specimens tested in the laboratory. For this reason there is a clear need for in situ testing techniques that are simple, reliable and inexpensive.

This report presents the current state of the research being done at École Polytechnique de Montréal regarding the applicability of a new technique for the in situ determination of the parameters of a creep law for rocksalt. This technique, that has never been applied to rocksalt, is known in the English literature as S.P.C. (Sharp Cone Test). In the present report it will be called E.P.T.E. which comes from the French name of the test (Essai d'enfoncement d'un Poinçon Tronconique Éffilé).

Besides the theoretical development leading to the test interpretation, some numerical analyses as well as some laboratory test results are presented to assess the influence of some parameters over the interpretation model.

TABLE DES MATIÈRES

	PAGE
SOMMAIRE	v
ABSTRACT	vi
TABLE DES MATIÈRES	vii
LISTE DES TABLEAUX	x
LISTE DES FIGURES	xi
LISTE DES SYMBOLES	xv
CHAPITRE 1: INTRODUCTION	1
1.1 - Le problème étudié	1
1.2 - Le but de la présente recherche	1
1.3 - Contenu du présent rapport	2
1.4 - Terminologie utilisée	3
CHAPITRE 2: LE COMPORTEMENT MÉCANIQUE DU SEL	4
2.1 - Introduction	4
2.2 - Comportement du sel à court terme ...	4
2.2.1 - L'influence de la contrainte de confinement	5
2.2.2 - L'influence de l'environnement....	6
2.2.3 - L'influence des facteurs reliés à la méthode d'essai	6
2.3 - Comportement du sel à long terme	8
2.3.1 - L'influence de la contrainte de confinement	8
2.3.2 - L'influence de l'environnement	9
2.3.3 - L'influence de l'historique et du cheminement des contraintes et des déformations	10
CHAPITRE 3: MODÉLISATION DU COMPORTEMENT MÉCANIQUE DU SEL.....	22
3.1 - Introduction	22

3.2 - Les modèles rhéologiques mécaniques..	23
3.3 - Les lois de fluage empiriques et semi-empiriques	24
3.3.1 - Fluage primaire	24
3.3.2 - Fluage secondaire	26
3.4 - Justification du choix de la loi de puissance	27
CHAPITRE 4: REVUE DES ESSAIS IN SITU POUR LA DÉTERMINATION DES PARAMÈTRES D'UNE LOI DE FLUAGE DU SEL	39
4.1 - Introduction	39
4.2 - Essais déjà exécutés	41
4.2.1 - Mesures de déplacements autour d'excavations	41
4.2.2 - Essais de pressurisation de trous de forage verticaux	42
4.2.3 - Essais de pressurisation de cavernes	44
4.2.4 - Essais de poinçonnement	45
4.2.5 - Essais dilatométriques	46
CHAPITRE 5: DÉTERMINATION DES PARAMÈTRES D'UNE LOI DE FLUAGE DU SEL PAR L'ENFONCEMENT D'UN POINÇON TRONCONIQUE ÉFFILÉ (E.P.T.E.)	52
5.1 - Introduction	52
5.2 - Modèle d'interprétation proposé	52
5.3 - Modélisation dans un milieu fini	56
5.4 - Hypothèses à la base de l'interprétation.....	57
5.4.1 - L'existence d'un déplacement relatif entre le sel et le poinçon	57
5.4.2 - Les contraintes et les déplacements au contact sel-poinçon	59

5.4.3 - L'existence d'un état stationnaire de contraintes	61
5.5 - Conclusions	67
CHAPITRE 6: DÉVELOPPEMENT DES TRAVAUX ET CONCLUSION ...	85
6.1 - Travaux déjà exécutés	85
6.2 - Travaux à venir	87
6.3 - Conclusion	88
LISTE DES RÉFÉRENCES	96

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 3.1 - Quelques modèles viscoélastiques proposés pour les roches (tiré d'Aubertin et al, 1987).

Tableau 3.2 - Quelques modèles viscoplastiques proposés pour les roches (tiré d'Aubertin et al, 1987).

Tableau 4.1 - Caractéristiques des principaux dilatomètres.

Tableau 4.2 - Essais pressiométriques de fluage dans la glace et dans les sols gelés pour la détermination des paramètres σ_c , n et b ($\dot{\epsilon}_c = 10^{-5} \text{ min}^{-1}$).

Tableau 5.1 - Analyses numériques des temps de redistribution de contraintes autour de cavités cylindriques dans des massifs ou dans des cylindres de sel.

LISTE DES FIGURES

Figure 2.1 - Effet de la contrainte de confinement sur les courbes contrainte-déformation du sel (d'après Serata et al, 1968).

Figure 2.2 - Courbe contrainte hydrostatique-déformation de volume pour un sel du Nouveau Mexique (d'après Wawersik et Hannum, 1980).

Figure 2.3 - Variation en compression triaxiale a) du module de Young d'un sel artificiel en fonction de la contrainte de confinement (tiré de Gevantman, 1981) et b) du coefficient de Poisson en fonction du niveau de contraintes pour différentes contraintes de confinement (d'après Serata et al., 1968).

Figure 2.4 - Effet de la température sur a) les constantes élastiques du sel (d'après Serata et McNamara, 1980) et sur la relation contrainte - déformation en compression triaxiale (d'après Wawersik et al., 1976).

Figure 2.5 - Résistance d'un sel naturel dans le plan des contraintes octaédriques (d'après Serata et al., 1968).

Figure 2.6 - Effets du carottage sous contrainte sur les propriétés à court terme d'un sel artificiel (d'après Guessous et al., 1984).

Figure 2.7 - Courbes typiques a) de fluage et b) de variation du taux de fluage en fonction du temps pour le sel.

Figure 2.8 - Effet a) de la pression de confinement (d'après Hardy, 1982) et b) de la pression de confinement et de la température (d'après Le Comte, 1965) sur le fluage du sel.

Figure 2.9 - Effet a) de la taille des grains (tiré de Gevantman, 1981) et b) du degré de pureté (d'après Dreyer, 1972) sur le fluage du sel.

Figure 2.10 - Effet a) d'une compression uniaxiale préalable de 15 MPa pour un sel sous compression uniaxiale à 9 MPa et b) d'une phase de fluage préalable sur la relation contrainte-déformation d'un sel artificiel (d'après Guessous et al., 1987).

Figure 2.11 - Effet d'une compression biaxiale préalable sur le fluage d'un sel artificiel en compression uniaxiale à deux niveaux de contraintes. Dans les figures, σ_y est la limite d'élasticité du sel (d'après Guessous et al., 1987).

Figure 3.1 - Le solide parfaitement élastique (tiré d'Aubertin et al., 1987).

Figure 3.2 - Le solide parfaitement visqueux (tiré d'Aubertin et al., 1987).

Figure 3.3 - Le solide parfaitement plastique (tiré d'Aubertin et al., 1987).

Figure 3.4 - Modèles viscoélastiques de Maxwell, Kelvin, Zener et Burgers (tiré d'Aubertin et al., 1987).

Figure 3.5 - Modèle rhéologique proposé par Serata (1968) pour le sel (tiré d'Aubertin et al., 1987).

Figure 3.6 - Formulations de consolidation (AB) et d'écrouissage (AC) (d'après Hult, 1966).

Figure 5.1 - Schéma de l'essai E.P.T.E. in situ.

Figure 5.2 - a) Forces agissant sur le poinçon et composantes de déplacement des points situés au contact sel-acier; b) modèle approximatif pour l'interprétation de l'essai E.P.T.E.

Figure 5.3 - Détermination des paramètres a) b et b) n de la loi de fluage.

Figure 5.4 - Variation du rapport enfoncement relatif/enfoncement total du poinçon en fonction de l'angle de frottement entre le sel et l'acier.

Figure 5.5 - Schéma de l'essai E.P.T.E. au laboratoire et paramètres adoptés lors des analyses numériques.

Figure 5.6 - Déplacements verticaux des points situés au contact sel-acier pour le cas d'adhésion et une charge $Q = 174.4 \text{ N}$.

Figure 5.7 - Contraintes tangentielles aux points d'intégration près du contact sel-acier, pour le cas d'adhésion et une charge $Q = 174.4 \text{ N}$.

Figure 5.8 - Déplacements verticaux des points situés au contact sel-acier pour le cas d'adhésion et une charge $Q = 174.4 \text{ N}$ (poinçon rigide).

Figure 5.9 - Contraintes tangentielles aux points d'intégration près du contact sel-acier, pour le cas d'adhésion et une charge $Q = 174.4 \text{ N}$ (poinçon rigide).

Figure 5.10 - Contraintes normales au contact sel-acier pour le cas de frottement nul et une charge $Q = 174.4 \text{ N}$.

Figure 5.11 - Contraintes normales au contact sel-acier pour le cas de frottement nul et une charge $Q = 174.4 \text{ N}$ (frontière à la fin du contact sel-acier).

Figure 5.12 - Déplacements radiaux des points situés au contact sel-acier pour le cas de frottement nul et charge $Q = 174.4 \text{ N}$ (poinçon rigide).

Figure 5.13 - Influence du paramètre n sur le temps nécessaire à la redistribution des contraintes près de la paroi de la cavité pendant un essai pressiométrique (d'après Huneault, 1984).

Figure 5.14 - Influence du coefficient de Poisson sur le temps nécessaire à la redistribution des contraintes près de la paroi de la cavité pendant un essai pressiométrique (d'après Huneault, 1984).

Figure 5.15 - Influence de la pression interne sur le temps nécessaire à la redistribution des contraintes près de la paroi de la cavité pendant un essai pressiométrique (d'après Huneault, 1984).

Figure 5.16 - Limites théoriques d'une courbe pressiométrique expérimentale montrant l'influence de la redistribution des contraintes sur le paramètre b (d'après Murat et al., 1986).

Figure 6.1 - Paramètre b de la loi de fluage déterminé à partir d'essais de compression uniaxiale et triaxiale sur du sel artificiel.

Figure 6.2 - Paramètre n (pentes des courbes) de la loi de fluage déterminé à partir d'essais de compression uniaxiale et triaxiale sur du sel artificiel.

Figure 6.3 - a) Module de Young et b) coefficient de Poisson de l'époxi utilisé pour les essais en laboratoire.

Figure 6.4 - Résultats des essais de cisaillement direct entre le sel et l'acier inoxydable avec ou sans lubrifiants.

Figure 6.5 - Montage expérimental utilisé pour les essais E.P.T.E. en laboratoire.

Figure 6.6 - Résultat typique d'un essai E.P.T.E. réalisé sur un modèle en époxi.

Figure 6.7 - Enfoncements relatifs du poinçon prévus par la théorie et observés lors des essais au laboratoire.

LISTE DES SYMBOLES

A, a, α	: paramètres des équations de fluage
A_1	: surface latérale du pieu ou du poinçon en contact avec le milieu
α	: demi-angle au sommet de la partie tronconique du poinçon
B, b, β	: paramètres des équations de fluage
C	: paramètre des équations de fluage
C_a	: coefficient d'adhérence entre le sel et l'acier
D	: paramètre des équations de fluage
D, d	: diamètres du poinçon au début et à la fin de la partie tronconique
d_m	: diamètre moyen de la partie tronconique
δ	: enfoncement total du poinçon
δ_t	: enfoncement du haut du pieu
Δ	: paramètre de l'équation (5.26)
E	: module de Young
E_c	: module de Young des éprouvettes prélevées de blocs chargés biaxialement (figure 2.6)
E_s	: module de Young des éprouvettes témoins (figure 2.6)
E_p	: module de Young du pieu ou du poinçon
ϵ_{ij}	: composantes du tenseur des déviateurs de déformation
$\dot{\epsilon}_{ij}^c$	: composantes du tenseur des taux de fluage
ϵ_m	: déformation moyenne
ϵ^c	: déformation différée

$\dot{\epsilon}^c$	: taux de fluage
ϵ_e^c	: déformation équivalente de fluage
$\dot{\epsilon}_e$	: taux de fluage équivalent
$\dot{\epsilon}_c$	: taux de fluage de référence (équation 3.14)
φ	: angle de frottement entre le sel et l'acier ou entre le sel et l'époxi
G	: module de cisaillement
γ_o	: déformation de cisaillement octaédrique
J_2	: deuxième invariant du tenseur des déviateurs de contraintes
k	: constante des modèles rhéologiques ou rapport des contraintes horizontale et verticale in situ
K	: paramètre des équations de fluage et module de compressibilité hydrostatique
K_i, K_f	: paramètres des équations (5.10) et (5.16)
K_a	: paramètre de l'équation (5.23)
L	: longueur de la partie tronconique du poinçon
λ	: paramètre des équations de fluage ou paramètre de l'équation (5.29)
m	: paramètre des équations de fluage
μ	: paramètre de l'équation (5.28)
n	: paramètre des équations de fluage
η	: constante des modèles rhéologiques
ν	: coefficient de Poisson
p	: réaction mobilisée par l'expansion de la cavité
p_r	: composante radiale de la réaction mobilisée par l'expansion de la cavité
p_o	: pression hydrostatique agissant in situ avant l'essai

P, σ_s	: pression de confinement
Q	: énergie d'activation du processus de déformation ou charge axiale appliquée au poinçon
Q_e	: charge axiale appliquée sur le poinçon associée à l'expansion de la cavité
Q_a	: charge axiale appliquée sur le poinçon associée au cas d'adhérence entre le sel et le poinçon
Q_o, q	: paramètres des équations (5.8) et (5.9)
ξ	: paramètre de l'équation (5.26)
r_i	: rayon d'un cylindre de longueur infinitésimale dx
r_e	: rayon extérieur du modèle utilisé au laboratoire ou distance du centre du trou au point où les contraintes de cisaillement deviennent négligeables
r_m	: rayon moyen de la partie tronconique
R	: constante de Boltzmann
s	: enfoncement du poinçon par rapport au sel
S_{ij}	: composantes du tenseur des déviateurs de contraintes
σ	: état de contraintes ou contrainte axiale (figure 2.11)
σ_c	: paramètre de l'équation 3.14
σ_e	: contrainte équivalente de von Mises
σ_e^o	: contrainte équivalente à l'état initial
σ_e^{ss}	: contrainte équivalente à l'état stationnaire
σ_m	: contrainte moyenne
σ_R	: résistance à la rupture
σ_{Rc}	: résistance à la rupture des éprouvettes prélevées de blocs chargés biaxialement (figure 2.6)

σ_{Rs}	: résistance à la rupture des éprouvettes témoins (figure 2.6)
σ_r	: contrainte radiale
σ_y	: limite d'élasticité en compression uniaxiale
σ_{yc}	: limite d'élasticité en compression uniaxiale des éprouvettes prélevées de blocs chargés biaxialement (figure 2.6)
σ_{ys}	: limite d'élasticité en compression uniaxiale des éprouvettes témoins (figure 2.6)
σ_x, σ_L	: contraintes principales majeure et mineure, respectivement (figures 2.1 et 2.3)
σ_v	: contrainte verticale agissant in situ avant l'essai
σ_h	: contrainte horizontale agissant in situ avant l'essai
T	: température
t	: temps
t_R	: temps nécessaire à la redistribution des contraintes
τ_o	: contrainte octaédrique de cisaillement
u_r	: déplacement radial d'un point situé au contact sel-poinçon
u_v	: déplacement vertical d'un point situé au contact sel-poinçon

CHAPITRE 1

INTRODUCTION

1.1 - LE PROBLÈME ÉTUDIÉ

Depuis les vingt dernières années un nombre impressionnant de travaux sur le sel a été publié, surtout en rapport avec son utilisation pour des fins de stockage de déchets radioactifs ou toxiques. La plupart de ces travaux, visant à une meilleure compréhension du comportement du sel autour de telles excavations, ont été réalisés au laboratoire.

Cependant, le comportement mécanique du sel est affecté par plusieurs facteurs dont les principaux seront revus dans le présent rapport. En particulier, on a déjà démontré que les opérations de prélèvement d'échantillons et de préparation d'éprouvettes nécessaires aux essais en laboratoire, peuvent affecter de façon significative le comportement du sel faisant que ce dernier puisse ne plus être représentatif de celui du matériau in situ.

Le développement de techniques d'essais in situ pour étudier le comportement du sel est donc un besoin évident. Ces techniques doivent être à la fois simples et fiables, ainsi que peu coûteuses. Parallèlement aux études réalisées au laboratoire, des telles techniques pourront contribuer à une meilleure compréhension du comportement du sel in situ en plus de fournir les paramètres nécessaires à la conception des cavités.

1.2 - LE BUT DE LA PRÉSENTE RECHERCHE

Le but de la présente recherche est la mise au point d'un nouvel essai in situ, l'essai d'enfoncement d'un poinçon tronconique effilé (essai E.P.T.E.), pour la détermination des paramètres d'une loi de fluage du sel.

Des essais E.P.T.E. ont déjà été exécutés dans un sable gelé (Guichaoua, 1984; Ladanyi et Guichaoua, 1985) et dans la glace (Talabard, 1986). Ces derniers ont été réalisés dans le but d'obtenir les paramètres d'une loi de fluage, tandis que dans le cas des essais dans le sable gelé, les poinçons utilisés ont servi de modèles de pieux tronconiques dans le cadre d'une étude comparative de la

capacité portante de pieux tronconiques et crénelés dans ce matériau.

Malgré certaines différences entre ces matériaux et le sel, le fait que les mêmes lois de fluage aient été fréquemment utilisées pour décrire leur comportement, suggère que l'essai E.P.T.E. puisse être adéquat pour la détermination des paramètres de fluage du sel.

Ainsi, en partant de l'expérience déjà acquise en ce qui concerne l'exécution et l'interprétation de l'essai, le but de la présente recherche est l'adaptation de ce dernier au sel, de façon à tenir compte des caractéristiques propres à ce matériau.

Pour ce faire, il serait souhaitable de limiter le nombre de facteurs qui peuvent influencer les résultats de l'essai, du moins pendant sa phase de mise au point. Ainsi, l'essai sera exécuté dans un premier temps au laboratoire, sur des blocs de sel synthétique, dans une cellule biaxiale qui permettra de simuler le confinement subit par le matériau in situ.

1.3 - CONTENU DU PRÉSENT RAPPORT

Suite à la définition du problème et à l'énoncé du but de la présente recherche, nous ferons, dans ce chapitre, quelques remarques sur la terminologie adoptée.

Le chapitre 2 présente les principaux aspects du comportement mécanique du sel, notre attention étant centrée surtout sur les facteurs qui affectent son comportement au laboratoire.

Dans le chapitre 3 nous faisons une brève revue des modèles et des lois utilisées pour décrire le comportement du sel. Le choix d'une loi pour l'interprétation des résultats de l'essai E.P.T.E. y est justifié.

Le chapitre 4 présente une revue des différents types d'essais in situ rapportés dans la littérature et utilisés pour la détermination des paramètres d'une loi de fluage pour le sel. Les avantages et les inconvénients de chacun y sont commentés.

L'essai E.P.T.E. est présenté au chapitre 5, ainsi que la méthode d'interprétation développée. Les principales hypothèses à la base de celle-ci sont commentées.

Finalement le chapitre 6 présente l'état actuel des travaux ainsi que les étapes envisagées pour la suite de la recherche.

1.4 - TERMINOLOGIE UTILISÉE

Dans le présent rapport nous attribuerons au terme sel la définition adoptée par Aubertin et al. (1987), à savoir, les roches formées par les évaporites ayant une structure cristalline cubique à face centrée (CFC), comme le sel gemme (constitué principalement de halite, NaCl) et la potasse.

La littérature sur le sel comprend une série de termes dont la signification varie avec l'auteur. Ainsi, des expressions présentes dans la plupart des ouvrages sur le sel telles que court, moyen et long termes, peuvent être utilisées d'un ouvrage à l'autre pour désigner des périodes de temps très différentes. Dans le but d'éviter toute ambiguïté dans le présent rapport, nous allons poser la définition de quelques-uns de ces termes:

- Court terme sera utilisé pour faire référence aux déformations qui se produisent pendant l'application de la charge. Cette expression est préférée au mot "instantanée" car l'application d'une charge s'étend toujours sur une certaine période de temps.

- Long terme : par long terme on désignera le comportement différé du sel pendant des périodes de temps qui s'étendent au-delà de la période d'application de la charge.

- Déformation élastique: déformation instantanée entièrement récupérable.

- Déformation plastique: déformation différée ou instantanée irrécupérable.

- Limite d'élasticité (ou seuil de plasticité): niveau de contrainte qui correspond à la fin des déformations élastiques au cours d'une mise en charge.

Dans le présent rapport, les auteurs utilisent l'expression taux de déformation ou de fluage dans le sens de vitesse de déformation.

CHAPITRE 2

LE COMPORTEMENT MÉCANIQUE DU SEL

2.1 - INTRODUCTION

Nous l'avons déjà fait remarquer que depuis les deux dernières décennies le nombre de travaux sur le sel a grandi de façon impressionnante. Des très bonnes revues sur le comportement mécanique du sel à court et à long terme sont disponibles, dont celles par Handin et al. (1986), Wawersik et Zeuch (1986) et Aubertin et al. (1987).

Dans le présent chapitre, nous faisons une brève revue du comportement mécanique du sel, particulièrement celui à long terme. Nous nous concentrons surtout sur les facteurs qui peuvent l'influencer lorsqu'étudié au laboratoire. Le fait que le sel soit un matériau facile à usiner et suffisamment homogène (Serata, 1964) et isotrope malgré une certaine anisotropie à l'échelle des grains (Horseman et Passaris, 1984), a contribué énormément à ce que son comportement soit étudié au laboratoire. Cependant, comme l'on verra par la suite, certains auteurs remettent en question la représentativité des éprouvettes testées étant donnée la sensibilité du sel aux facteurs inhérents au processus d'obtention et de préparation d'éprouvettes (Hardy, 1982; Guessous, 1986).

Le comportement mécanique du sel, que ce soit à court ou à long terme, est affecté, entre autres et à divers degrés par sa composition minéralogique, par les conditions environnementales telles que la température relative et l'humidité ambiante, par des facteurs reliés à la méthode d'essai (forme et dimension des éprouvettes, taux de mise en charge, etc.) et par son historique et son cheminement de contraintes et de déformations. Pour des raisons de clarté, nous présenterons séparément, dans la suite, l'influence de ces facteurs sur le comportement à court et à long terme.

2.2 - COMPORTEMENT DU SEL À COURT TERME

La figure 2.1 présente des courbes contrainte-déformation obtenues à partir d'essais triaxiaux sur le sel. Cette figure met en évidence les aspects suivants:

- la relation contrainte-déformation est non linéaire (Wawersik et Hannum, 1980);
- la pente de la courbe de chargement (module de Young) augmente après le premier cycle de chargement et se maintient constante pour les cycles subséquents, égale à la pente au déchargement, pour n'importe quelle valeur de contrainte de confinement;
- le comportement est fragile en compression uniaxiale et devient de plus en plus ductile en compression triaxiale au fur et à mesure que la contrainte de confinement augmente (Serata et al., 1968).

Ces mêmes observations ont été vérifiées par Wawersik et Hannum (1980) pour la relation contrainte-déformation en compression isotrope, comme montré à la figure 2.2. Aubertin et al. (1987) présentent un relevé des propriétés mécaniques du sel à court terme. On y remarque, en plus d'une grande dispersion des valeurs, une résistance en tension uniaxiale nettement plus faible que la résistance en compression uniaxiale.

La non linéarité de la relation contrainte-déformation est en partie responsable de la dispersion des résultats trouvés dans la littérature pour les propriétés à court terme du sel. Cette non linéarité est attribuée par certains auteurs à la faible limite élastique du sel (Odé, 1968) et à l'apparition de déformations différées pendant la mise en charge (Butcher, 1980; Horseman et Passaris, 1984). Ces derniers auteurs présentent des suggestions pour corriger la courbe contrainte-déformation de façon à tenir compte de cet effet.

2.2.1 - L'influence de la contrainte de confinement

Une augmentation de la contrainte de confinement (ou de la contrainte moyenne à déviateur constant) conduit à une augmentation de la ductilité (Serata, 1978; Wawersik et Hannum, 1980; Hardy, 1982; Handin et al., 1986) et de la résistance (Serata et al., 1968; Handin et Carter, 1979; Wawersik et Hannum, 1980; Langer, 1982).

Serata et al. (1968) suggèrent que la contrainte de confinement augmente la résistance intergranulaire et conséquemment son effet n'est pas uniforme mais diminue au fur et à mesure que cette contrainte augmente. À partir d'une certaine contrainte limite, cet effet ne se ferait plus sentir. Il n'y a pas de consensus dans la littérature sur la valeur de cette contrainte.

Les figures 2.3a et 2.3b montrent l'influence de la contrainte de confinement sur la valeur de E et ν , respectivement. Wawersik et al. (1976) ont remarqué que l'augmentation de la contrainte de confinement permet de supprimer la dilatance observée en compression uniaxiale. La valeur de la contrainte de confinement qui permet ceci varie selon les auteurs, pouvant se situer à 7.0 MPa pour Friedman et al. (1984) ou à 20.7 MPa pour Wawersik et Hannum (1980).

2.2.2 - L'influence de l'environnement

Une augmentation de la température a pour effet de diminuer la résistance à la rupture (Langer, 1984), la limite élastique, le module de Young, le module de compressibilité et le module de cisaillement. Le coefficient de Poisson ne semble pas être affecté, comme montré à la figure 2.4a. De plus, une augmentation de la température provoque une augmentation de la ductilité du sel (figure 2.4b) et peut supprimer la dilatance (Wawersik et Hannum, 1980).

Tout comme la température, l'humidité relative est un facteur environnemental qui peut affecter significativement le comportement du sel à court terme. Une augmentation de l'humidité ambiante provoque l'augmentation de la ductilité du sel et l'abaissement de la limite d'élasticité (Langer, 1979) et de sa dureté (Gevantman, 1981). À cause de ces effets, Hardy (1982) indique que la préparation d'éprouvettes représentatives peut être difficile et propose des mesures qui permettraient d'uniformiser une telle préparation.

À part la température et l'humidité ambiantes, d'autres facteurs environnementaux peuvent affecter le comportement à court terme du sel, comme l'exposition aux radiations. Ces effets sont cependant de moindre intérêt dans le cadre de la présente étude.

2.2.3 - L'influence des facteurs reliés à la méthode d'essai

Parmi les facteurs reliés à la méthode d'essai, les plus importants sont le taux de chargement, le cheminement des contraintes, la forme et la taille des éprouvettes et l'endommagement provoqué par le prélèvement des échantillons et par la préparation des éprouvettes.

Une augmentation du taux de chargement a pour effet de diminuer la ductilité du sel (Dreyer, 1972) et sa

résistance à la rupture (Serata, 1978), qui tendrait vers une valeur limite quand le taux de chargement s'approche de zéro.

En ce qui concerne le cheminement des contraintes, Serata et al. (1968) ainsi que Langer (1982) ont montré que la résistance du sel mesurée dans des essais triaxiaux de compression est différente de celle mesurée dans des essais triaxiaux de tension. La figure 2.5 illustre ceci.

L'effet de la forme et de la taille des éprouvettes a été examiné par Serata et al. (1968) pour un sel naturel. Leurs résultats suggèrent que cet effet est surtout relié à l'existence de friction entre l'éprouvette et les plateaux de la presse.

Finalement, le comportement du sel à court terme peut être affecté par le processus de prélèvement des échantillons et de préparation des éprouvettes. Obert (1962) a observé des dommages microscopiques et macroscopiques sur des échantillons de sel prélevés par forage à 330 mètres de profondeur.

La figure 2.6, tirée de Guessous et al. (1984), montre la variation du module de Young (E), de la limite d'élasticité (σ_y) et de la résistance à la rupture (σ_R) d'éprouvettes prélevées de blocs chargés biaxialement à 4.0, 7.75 et 12.35 MPa. Les valeurs sont normalisées par rapport à des éprouvettes témoins soumises préalablement aux mêmes contraintes biaxiales.

Guessous et al. ont montré que pendant le forage, le sel est temporairement surchargé avant d'être soulagé des contraintes in situ. Une analyse par éléments finis a permis d'établir que ce chargement est équivalent à la superposition d'une contrainte radiale de compression, constante tout le long de l'échantillon, à l'état biaxial de contraintes agissant in situ avant le forage.

En faisant ceci pour simuler le processus de carottage, les auteurs ont montré que, selon la grandeur de cette contrainte de compression radiale (σ_r) par rapport à la limite d'élasticité (σ_y), le comportement observé au laboratoire peut différer considérablement du comportement in situ. Lorsque chargées en compression radiale en-deça de la limite élastique (éprouvettes chargées à 4.0 et 7.75 MPa), les valeurs de E , σ_y et σ_R mesurées au laboratoire sont plus élevées que les valeurs mesurées in situ. Par contre, l'éprouvette chargée au-delà de la limite élastique (12.35 MPa), montre l'effet inverse et les auteurs

suggèrent que ceci est dû à un endommagement structural de l'éprouvette.

2.3 - COMPORTEMENT DU SEL À LONG TERME

Le comportement du sel à long terme a été étudié surtout au laboratoire par des essais de fluage en compression uniaxiale. La figure 2.7a, qui montre une courbe typique d'un tel essai pour le sel, est composée de quatre phases: la première correspond aux déformations instantanées (OA); la deuxième (AB), appelée phase de fluage primaire, est caractérisée par un taux de fluage décroissant (figure 2.7b); une troisième phase (BC), appelée phase de fluage secondaire, où le taux de fluage se maintient constant dans le temps et finalement une quatrième phase (CD), appelée phase de fluage tertiaire, où le taux de fluage s'accélère dans le temps et amène la rupture de l'éprouvette.

On dispose déjà d'assez de résultats d'essais de fluage dans le sel pour démontrer que les quatre phases peuvent être obtenues en fonction de l'état de contraintes et de la température imposés pendant l'essai. On retrouve dans la littérature des résultats d'essais de fluage pour le sel à température ambiante où, selon les auteurs, le fluage secondaire n'est pas atteint pour des durées d'essai allant jusqu'à 250 jours (Vouille et al., 1984), pour $\sigma = 12$ MPa.

Les facteurs qui affectent le comportement à long terme du sel sont essentiellement les mêmes que ceux qui affectent son comportement à court terme et seront revus en partie par la suite. Il faudrait tout d'abord préciser que la plupart des auteurs qui étudient le comportement différé du sel s'attardent aux variations de forme à volume constant, négligeant les variations de volume à forme constante. Ainsi, les déformations de fluage ne sont associées qu'au deuxième invariant du tenseur des déviateurs des contraintes, J_2 , et sont exprimées comme une fonction de celui-ci ou de la contrainte de cisaillement octaédrique, τ_o ($\tau_o = \sqrt{2J_2/3}$), ou encore de la contrainte équivalente de von Mises, σ_e ($\sigma_e = \sqrt{3J_2}$).

2.3.1 - L'influence de la contrainte de confinement

Des nombreux auteurs ont montré que pour un même déviateur de contraintes, plus la contrainte de confinement (ou la contrainte moyenne) est élevée, plus le taux de fluage est faible (Le Comte, 1965; Dreyer, 1972; Hardy,

1982) et plus la phase d'écrouissage reliée au fluage primaire est petite, comme montré à la figure 2.8a.

Cet effet serait plus accentué à des températures élevées (figure 2.8b) et se ferait sentir surtout sur le taux de fluage primaire (Handin et Carter, 1979). Pendant la phase de fluage secondaire, la contrainte de confinement n'affecte pas le taux de fluage quand celle-ci se situe au-delà d'un certain seuil, autour de 3.5 MPa, selon Gevantman (1981).

L'influence de la contrainte moyenne est souvent négligée dans la formulation de la loi de fluage et certains auteurs prétendent que son effet est négligeable tant en phase primaire qu'en phase secondaire de fluage (Herrmann et al., 1980; 1982).

2.3.2 - L'influence de l'environnement

Plus la température maintenue au cour d'un essai de fluage est élevée, plus le taux de fluage est élevé (Le Comte, 1965; Wawersik et Hannum, 1980; Hardy, 1982) et plus grande est la déformation préalable à la rupture (Handin et Carter, 1979; Gevantman, 1981).

L'effet de la température est moins marqué avec l'augmentation de la contrainte de confinement, comme le montre la figure 2.8b. Finalement, une augmentation de la température favorise le fluage secondaire au détriment du fluage primaire (Carter et Hansen, 1983).

Le deuxième élément d'importance relié aux conditions environnementales est l'humidité relative et son effet est similaire à celui de la température dans le sens qu'une augmentation de l'humidité relative, tout comme une augmentation de la température, entraîne une augmentation du taux de fluage et favorise le fluage secondaire au détriment du fluage primaire (Potts, 1964; Lama et Vutukuri, 1978). Cet effet s'accroît lorsque l'humidité relative excède 75% et à partir de cette limite, il peut avoir une dissolution partielle du sel à la surface de l'éprouvette (Gevantman, 1981).

À part la température et l'humidité relative, l'exposition aux radiations, la taille des grains et le contenu d'impuretés peuvent influencer le fluage du sel. L'influence de ces deux derniers aspects est montrée à la figure 2.9.

2.3.3 - L'influence de l'historique et du cheminement des contraintes et des déformations

Un chargement uniaxial préalable à un essai de compression uniaxiale ou triaxiale semble rehausser le seuil apparent du sel (Serata et al., 1968; Wawersik et al., 1976; Guessous et al., 1984). La figure 2.10a montre l'effet d'un tel chargement sur le fluage du sel. La limite élastique des éprouvettes était initialement égal à 8.0 MPa. Une phase préalable de fluage va aussi augmenter ce seuil apparent, comme montré à la figure 2.10b.

Dans le cadre d'une étude sur l'effet du carottage sur les propriétés mécaniques du sel, Guessous (1986) et Guessous et al. (1987) ont montré que l'historique de chargement subi par l'éprouvette pendant le prélèvement et la préparation peut affecter en plus de son comportement à court terme, son comportement à long terme.

L'effet d'un chargement biaxial préalable (qui simulerait le prélèvement sous charge biaxiale, comme déjà mentionné) sur les courbes de fluage du sel est montré à la figure 2.11. Les auteurs suggèrent que les éprouvettes ayant subi un chargement biaxial préalable en-deça de la limite élastique du matériau, subissent moins de fluage que l'éprouvette témoin (pas de chargement biaxial préalable au fluage).

Pour les éprouvettes chargées au-delà de la limite élastique, l'effet opposé serait observé. Les auteurs suggèrent que cet effet est dû dans ce dernier cas, à un endommagement structural subi par l'éprouvette pendant le chargement biaxial. Cependant l'observation de l'évolution du taux de fluage dans le temps montre que, pour les deux cas, l'effet du prélèvement biaxial tend à disparaître dans le temps.

Un deuxième aspect qui mérite l'attention est celui de l'influence du cheminement des contraintes sur le fluage du sel. Langer (1979) a observé que le sel se déformait de façon plus accentuée quand sollicité en tension plutôt qu'en compression mais que cet effet tendrait à disparaître à grandes contraintes de confinement. Serata et al. (1968) suggèrent que la résistance à la rupture du sel est affectée par le cheminement des contraintes mais que ceci n'a pas beaucoup d'effet sur le comportement élastique et sur la résistance à l'écoulement du sel (voir figure 2.5).

Le fait que le cheminement des contraintes puisse avoir une influence sur le fluage du sel, a des conséquences importantes pour l'interprétation des essais. Hardy (1982) a démontré que des essais de fluage où un certain déviateur est atteint par paliers multiples ne présentaient pas de résultats similaires à des essais de fluage où ce même déviateur est atteint avec un palier unique.

Pour résumer ce chapitre, on pourrait dire que le comportement différé du sel, quand étudié au laboratoire, dépend de l'historique et du cheminement des contraintes et des déformations ainsi que de la température et de l'humidité relative. L'effet du prélèvement et de la préparation des éprouvettes peut affecter de façon significative les paramètres mesurés au laboratoire, soit par le cheminement des contraintes imposé au sel lors du forage (Obert, 1962; Guessous, 1986), soit par le fluide utilisé pour le forage (Potts et al., 1980).

À cause de ces effets, Baar (1977) est d'avis que la conception de cavités dans le sel ne doit se faire qu'à partir d'observations du comportement du sel in situ. Évidemment, cette opinion n'est pas partagée par tous les auteurs qui étudient le comportement du sel au laboratoire. Cependant, le besoin de développer de nouvelles techniques d'essai in situ pour la détermination des paramètres rhéologiques du sel est reconnu par la plupart des auteurs (Langer, 1982).

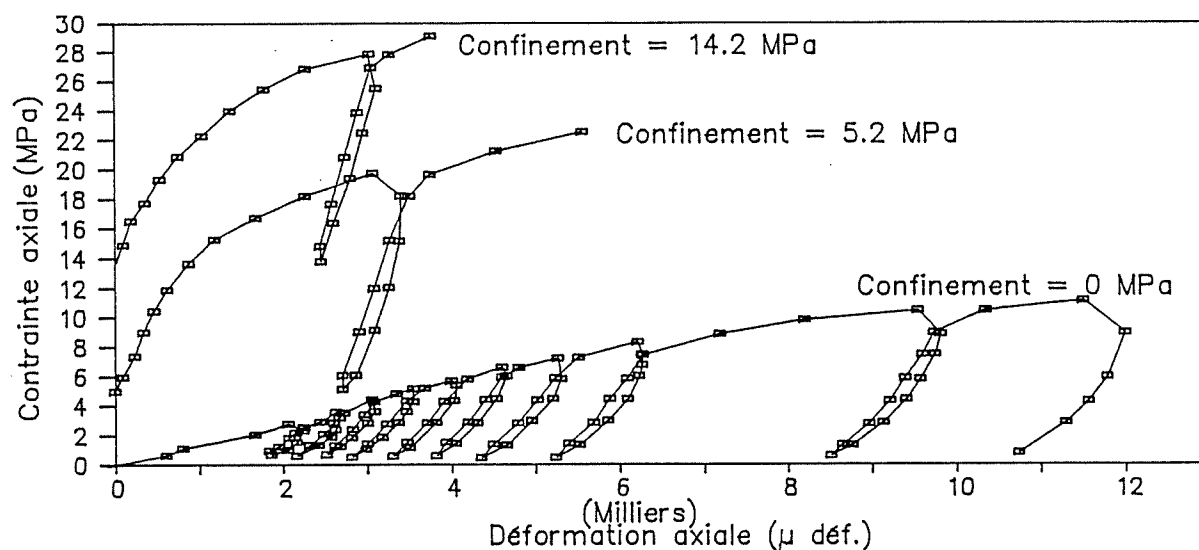


Figure 2.1 - Effet de la contrainte de confinement sur les courbes contrainte-déformation du sel (d'après Serata et al., 1968).

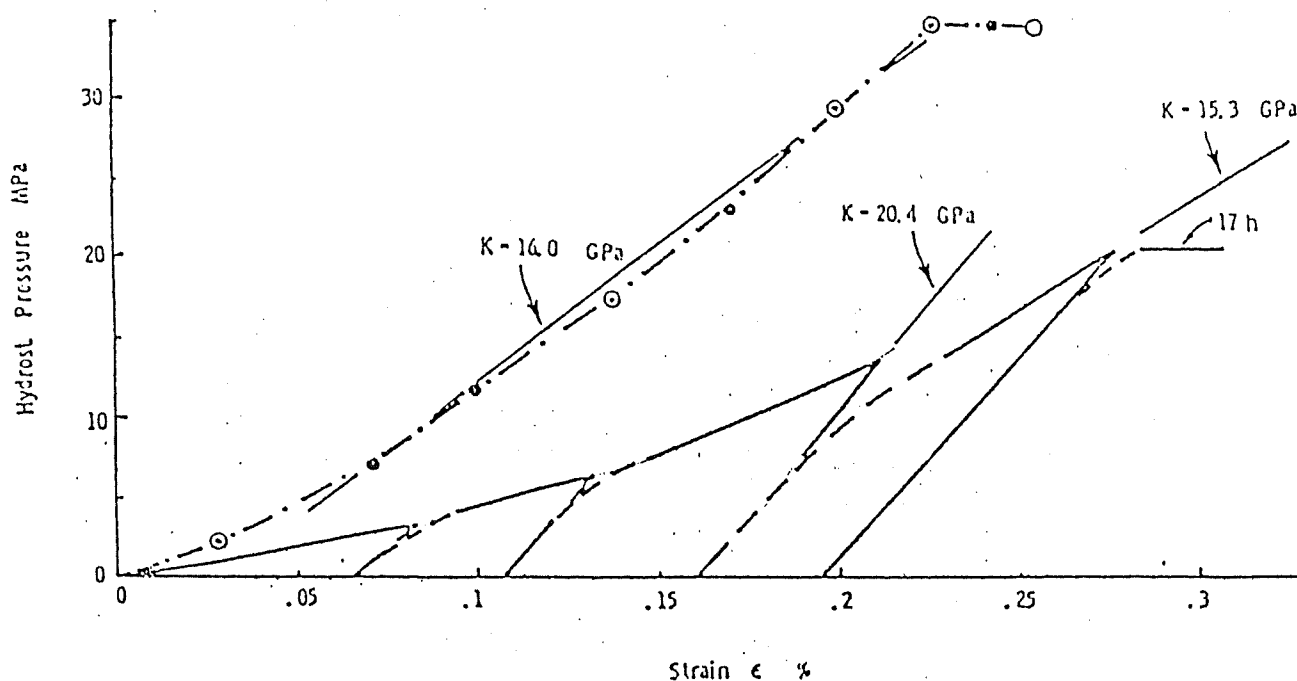


Figure 2.2 - Courbe contrainte hydrostatique-variation de volume pour un sel du Nouveau Mexique (d'après Wawersik et Hannum, 1980).

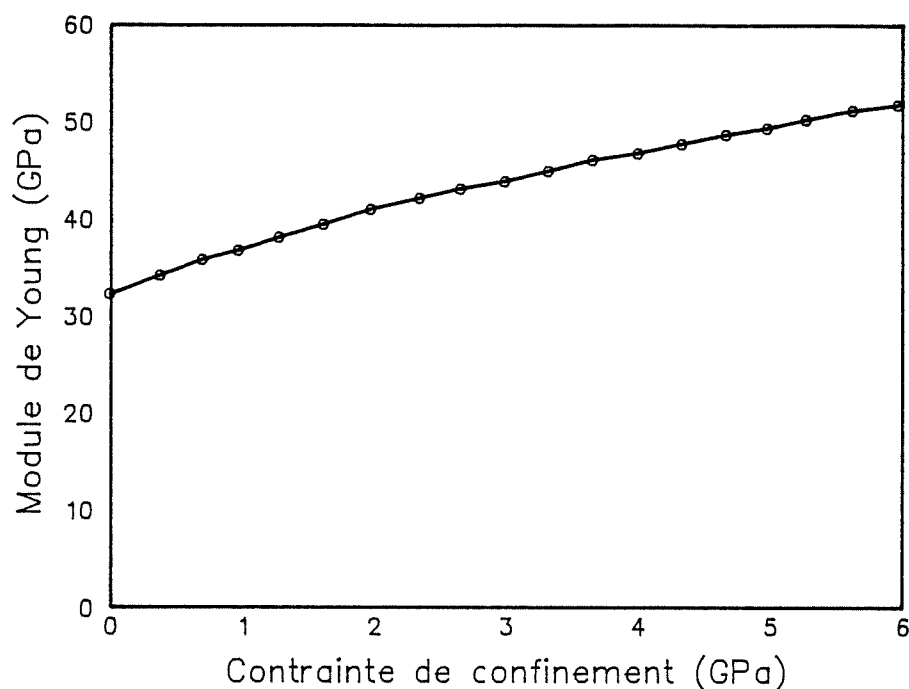


Figure 2.3a

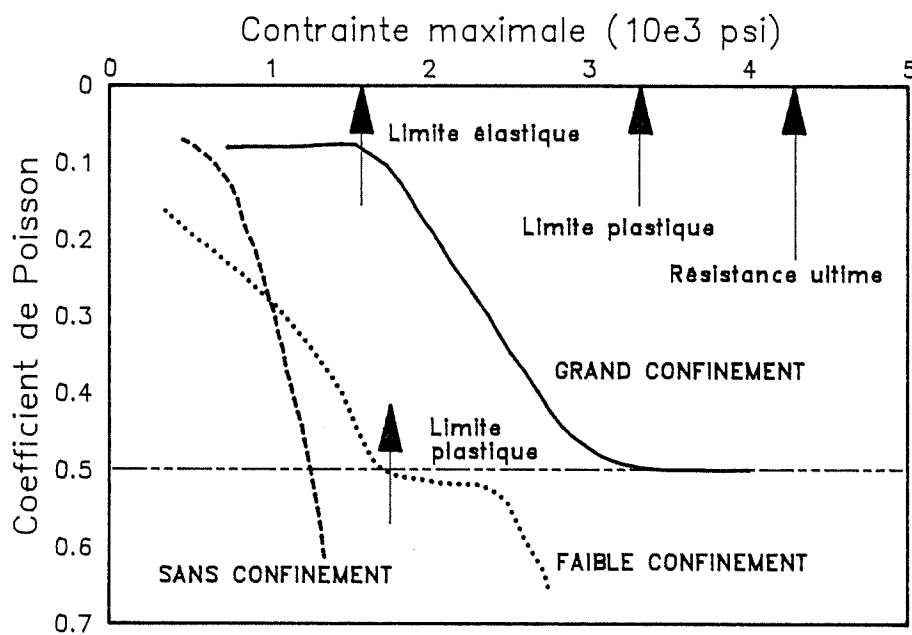


Figure 2.3b

Figure 2.3 - Variation en compression triaxiale a) du module de Young d'un sel artificiel en fonction de la contrainte de confinement (d'après Gevantman, 1981) et b) du coefficient de Poisson en fonction du niveau de contraintes pour différentes contraintes de confinement (d'après Serata et al., 1968).

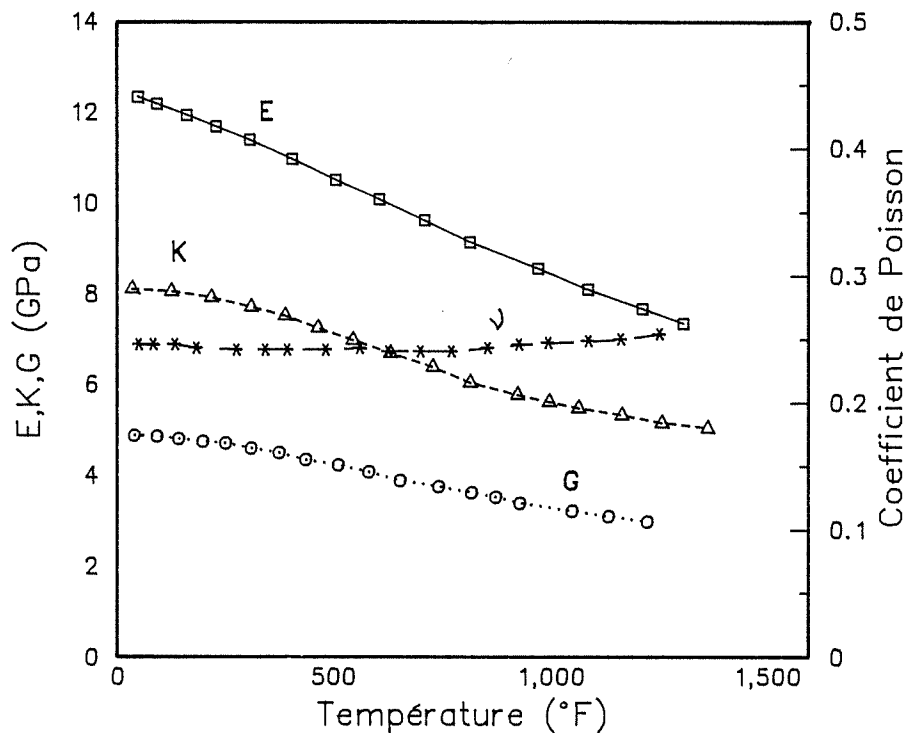


Figure 2.4a

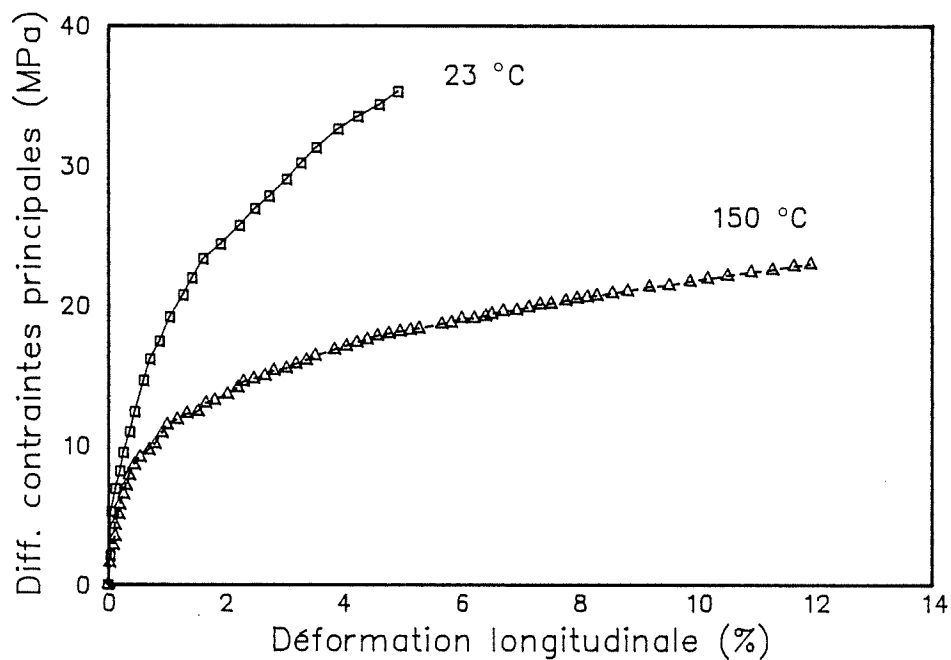


Figure 2.4b

Figure 2.4 - Effet de la température sur a) les constantes élastiques du sel (d'après Serata et McNamara, 1980a) et sur la relation contrainte-déformation en compression triaxiale (d'après Wawersik et al. 1976).

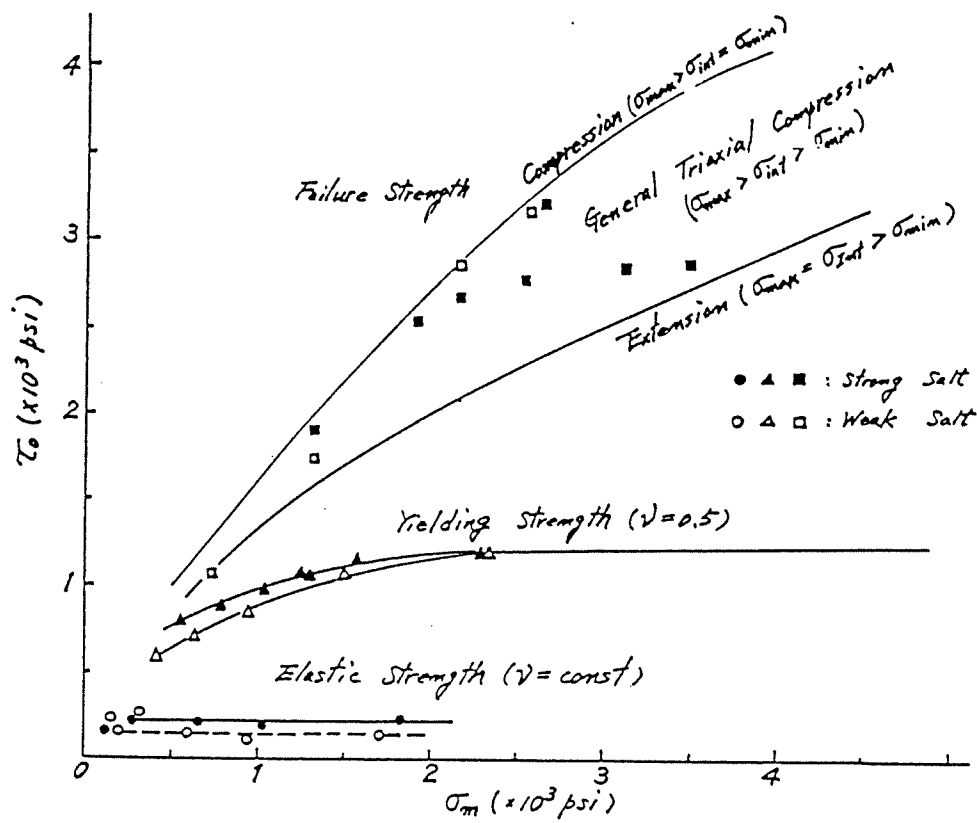


Figure 2.5 - Résistance d'un sel naturel dans le plan des contraintes octaédriques (d'après Serata et al., 1968).

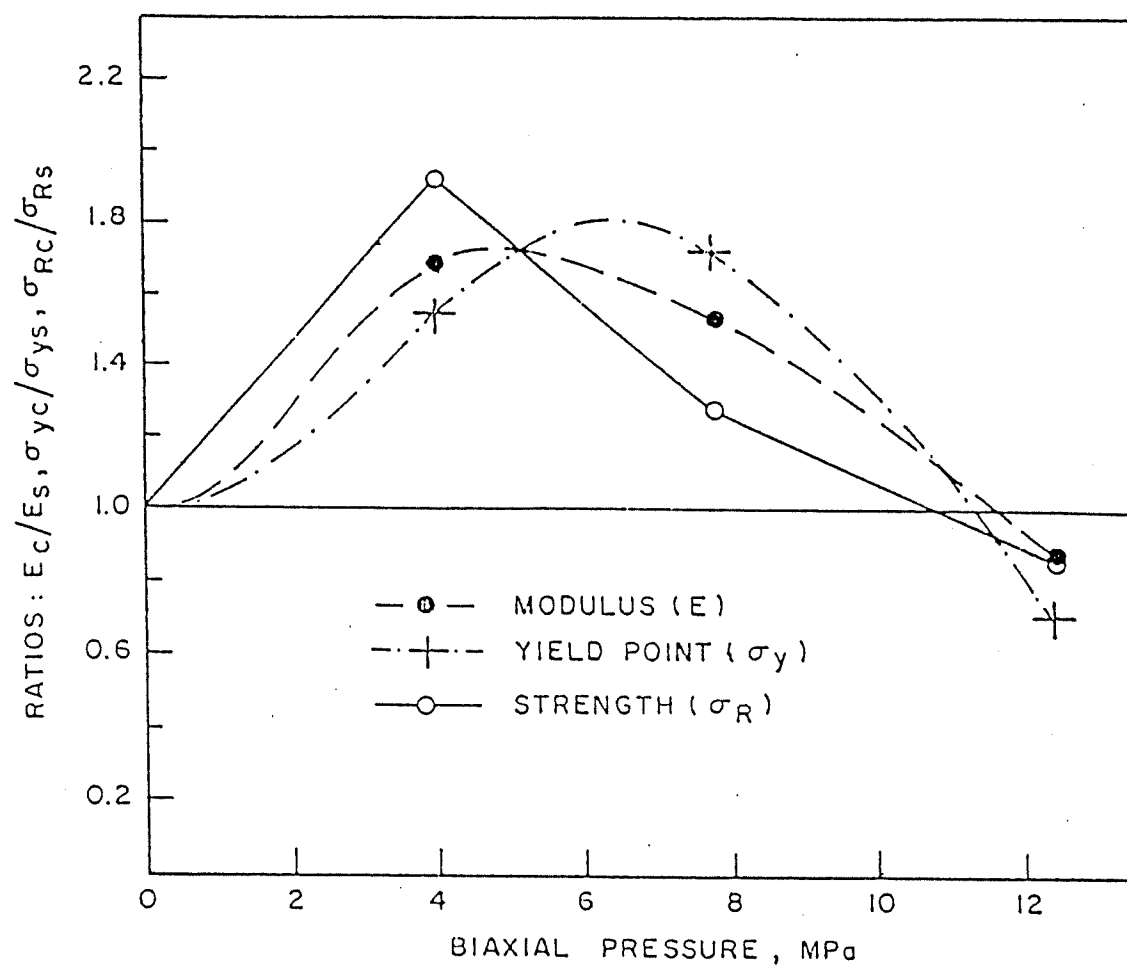


Figure 2.6 - Effet du carottage sous contrainte sur les propriétés à court terme d'un sel artificiel (d'après Guessous et al., 1984).

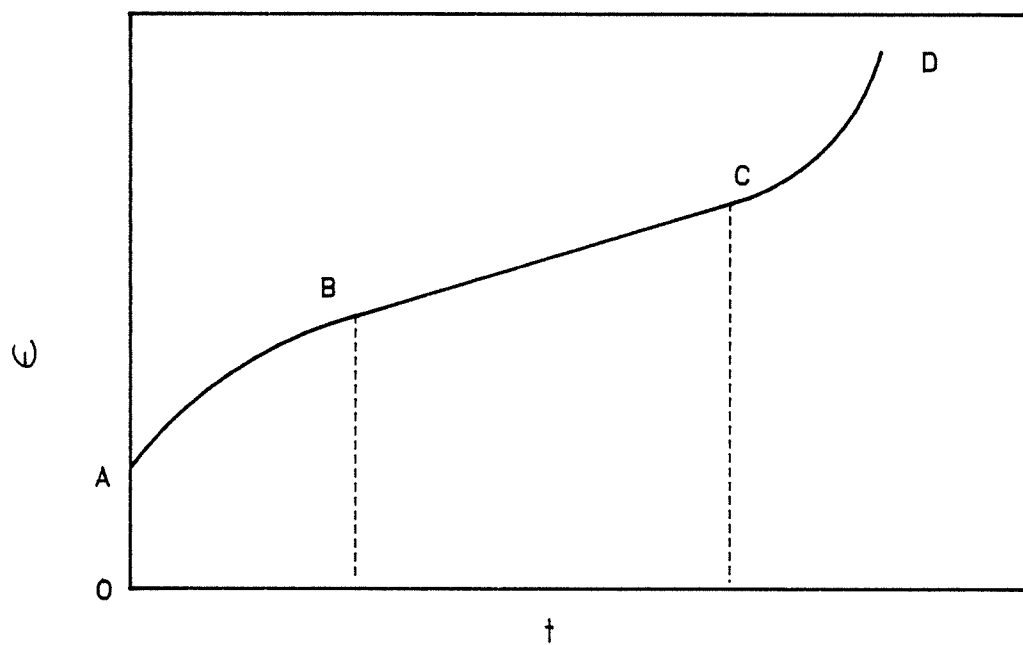


Figure 2.7a

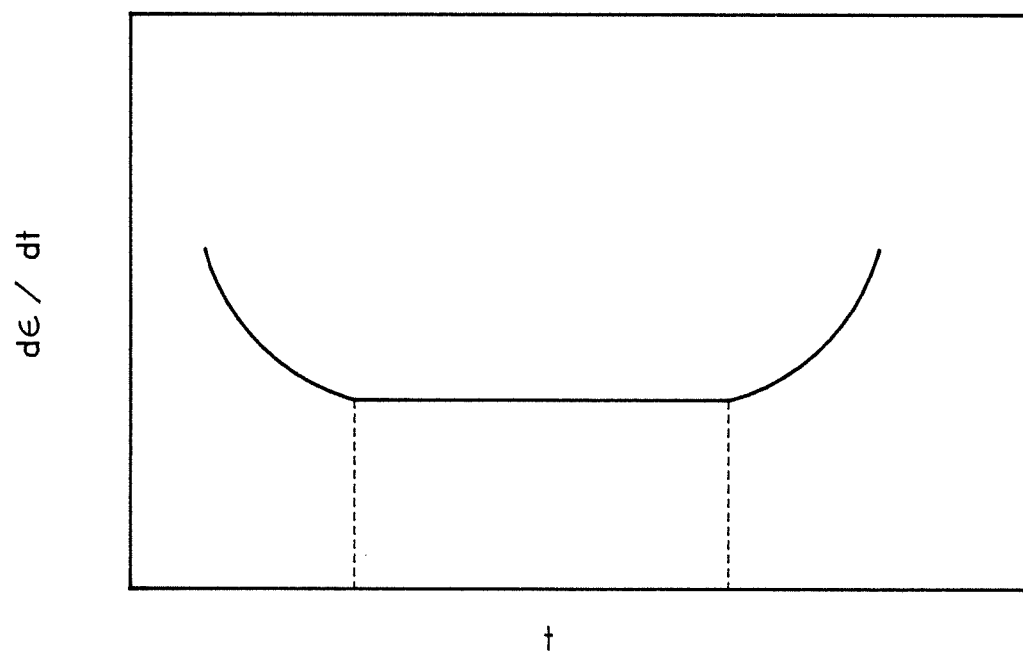


Figure 2.7b

Figure 2.7 - Courbes typiques a) de fluage et b) de variation du taux de fluage en fonction du temps pour le sel.

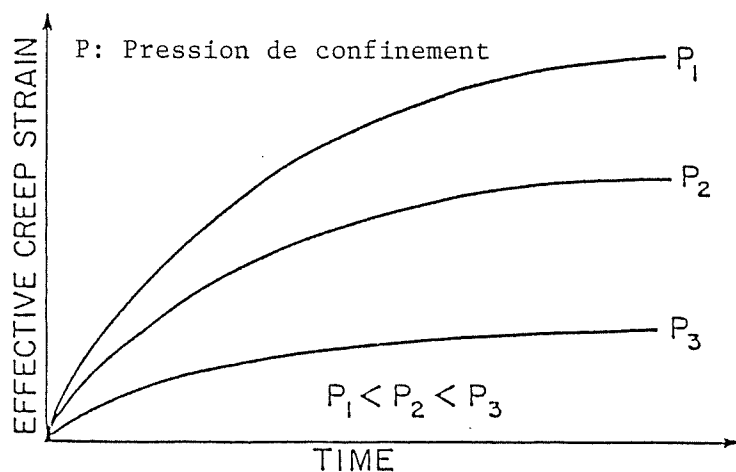


Figure 2.8a

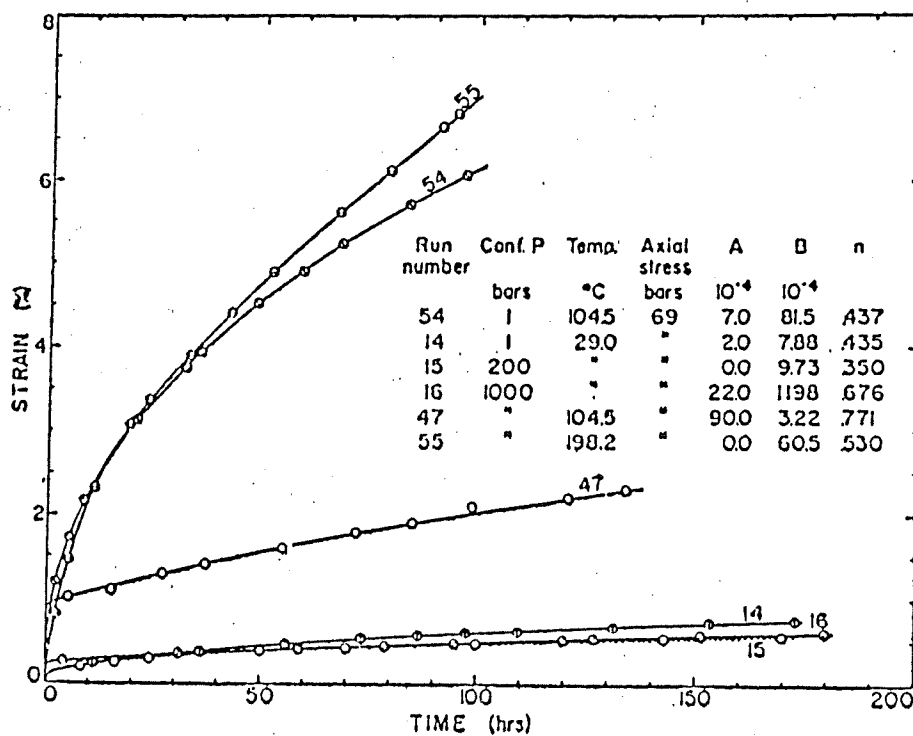


Figure 2.8b

Figure 2.8 - Effet a) de la pression de confinement (d'après Hardy, 1982) et b) de la pression de confinement et de la température (d'après Le Comte, 1965) sur le fluage du sel.

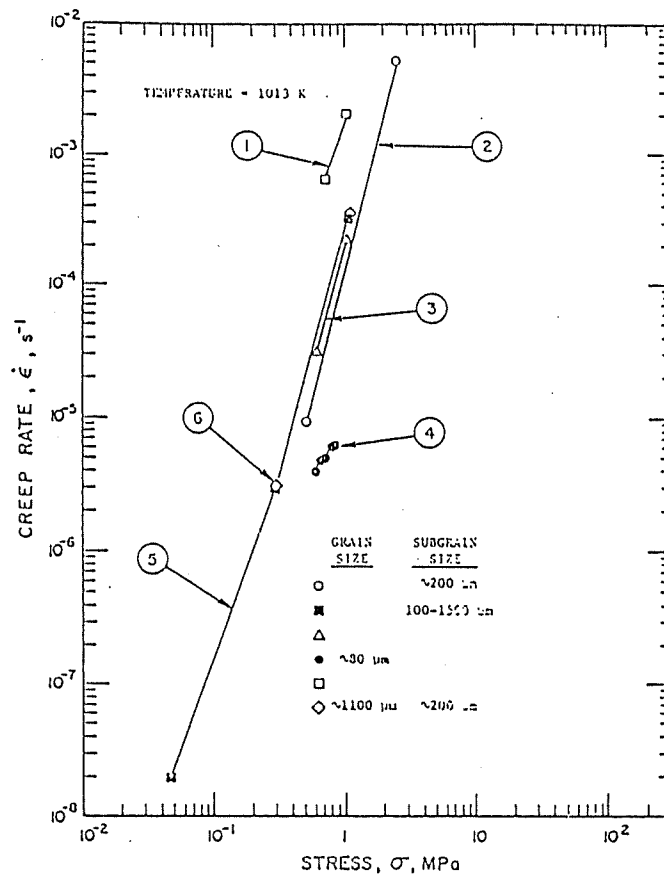


Figure 2.9a

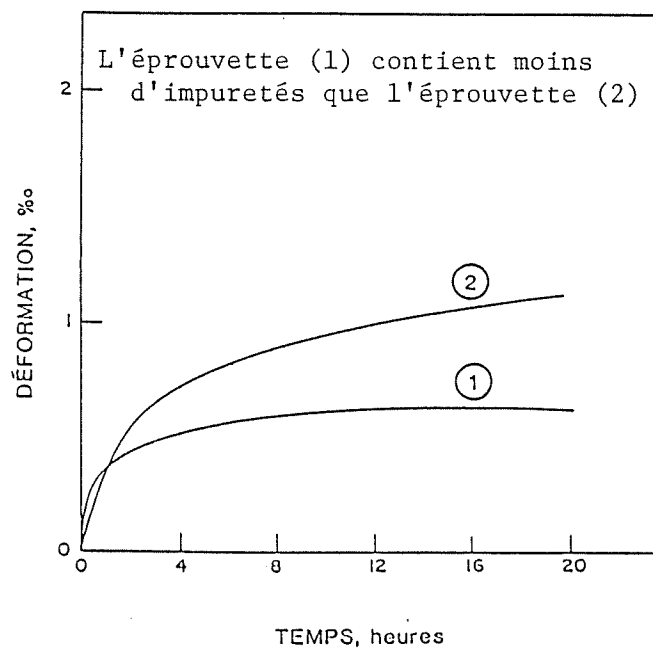


Figure 2.9b

Figure 2.9 - Effet a) de la taille des grains (tiré de Guevantman, 1981) et b) du degré de pureté (d'après Dreyer, 1972) sur le fluage du sel.

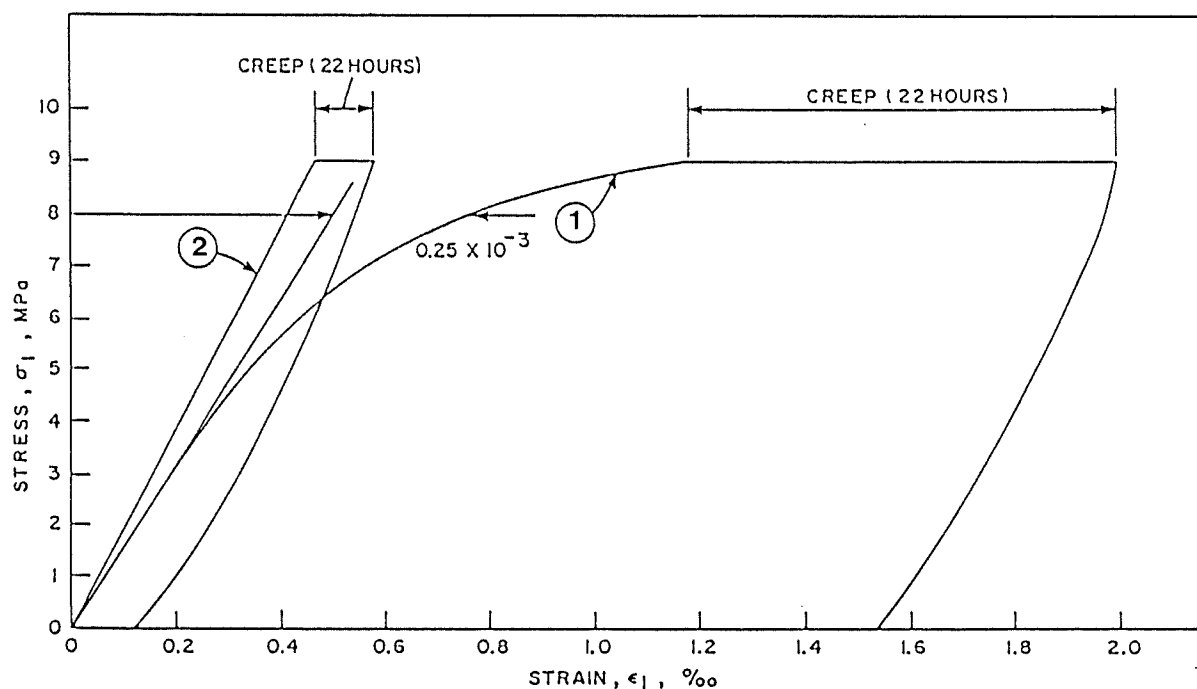


Figure 2.10a

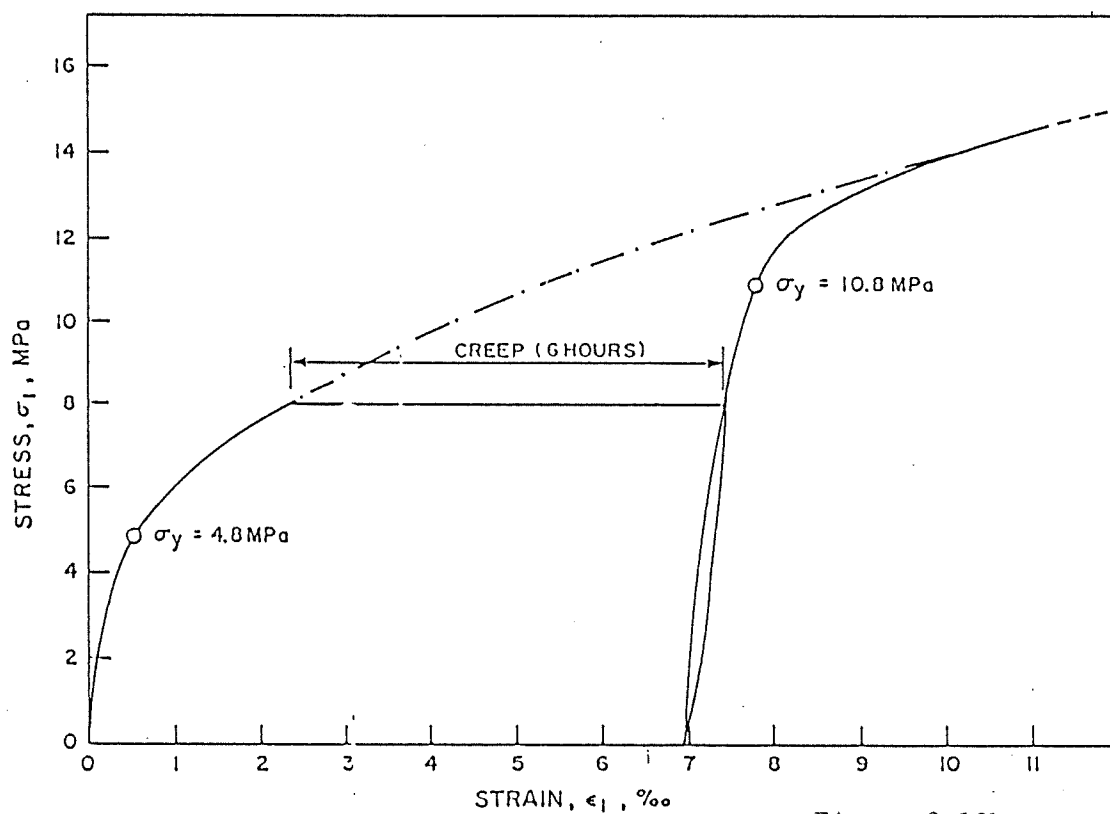


Figure 2.10b

Figure 2.10 - Effet a) d'une compression uniaxiale préalable de 15 MPa pour un sel sous compression uniaxiale à 9 MPa et b) d'une phase de fluage préalable sur la relation contrainte-déformation d'un sel artificiel (d'après Guessous et al., 1987).

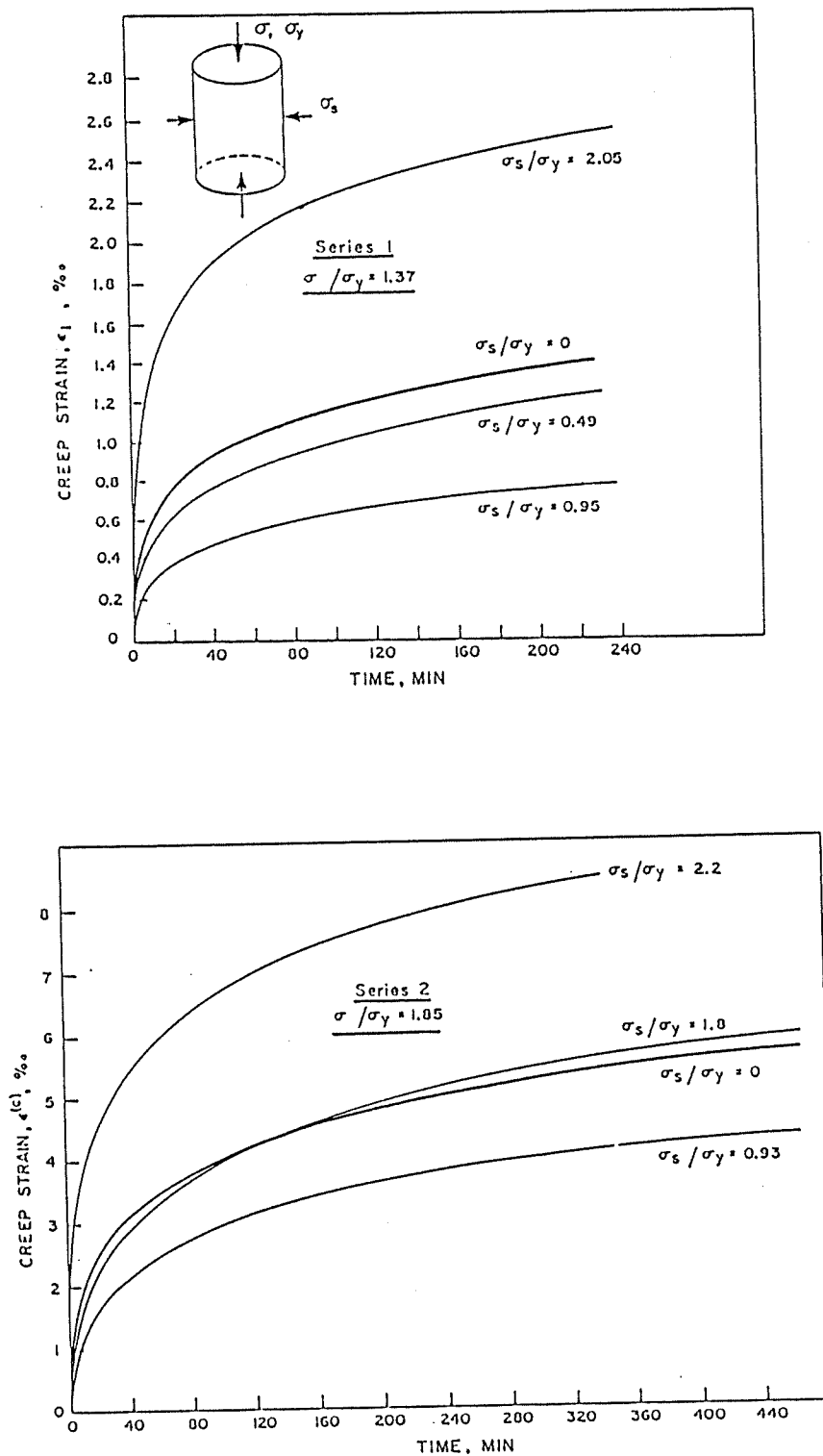


Figure 2.11 - Effet d'une compression biaxiale préalable sur le fluage d'un sel artificiel en compression uniaxiale à deux niveaux de contraintes. Dans les figures, σ_y est la limite élastique du sel (d'après Guessous et al., 1987).

CHAPITRE 3

MODÉLISATION DU COMPORTEMENT MÉCANIQUE DU SEL

3.1 - INTRODUCTION

De la même façon que pour les métaux, les théories de fluage formulées pour le sel ont suivi deux grandes lignes de développement. D'un côté se situent les théories microstructurales basées sur l'étude des micromécanismes de déformation qui régissent le comportement différé du sel. D'un autre côté se situent les théories phénoménologiques qui consistent à ajuster des lois empiriques ou semi-empiriques à des résultats expérimentaux.

On utilise aussi des modèles mécaniques tels que le ressort, le piston ou le bloc de frottement. Ces éléments combinés de façon adéquate, permettent la simulation des résultats expérimentaux observés.

Chaque approche a ses avantages et ses inconvénients. L'approche microstructurale a l'avantage d'être basée sur des processus physiques de déformation, ce qui signifie que les lois ainsi obtenues sont plus générales que les lois empiriques valables pour un certain ensemble de conditions. Cependant, l'inconvénient majeur relié à ces théories microstructurales réside dans le fait que la détermination des paramètres qui y sont associés ne peut être faite à partir d'essais faciles à réaliser comme il est souhaitable de pouvoir le faire dans la pratique courante du génie (Langer, 1984).

C'est pour ces raisons que l'approche phénoménologique est sans doute la plus populaire chez les ingénieurs. En effet, comme l'a fait remarquer Ladanyi (1972a), la difficulté d'interpréter les essais in situ rend attrayante l'utilisation de lois basées sur une formulation mathématique simple.

Dans la suite du texte, nous ferons une brève revue des lois de fluage empiriques ou semi-empiriques ainsi que des principaux modèles rhéologiques mécaniques utilisés pour le sel. Etant donné l'existence d'excellentes revues sur le sujet (Dawson, 1979; Munson et Dawson, 1984; Langer, 1984; Aubertin et al., 1987), nous nous limiterons à une brève description des lois et des modèles existants pour nous attarder avec plus de détail sur la loi que nous

allons retenir. Le lecteur peut se référer à Aubertin et al., (1987) pour une revue détaillée du sujet.

3.2 - LES MODÈLES RHÉOLOGIQUES MÉCANIQUES

Le comportement mécanique du sel est souvent étudié par analogie entre la réponse du sel aux sollicitations appliquées et celle de certains éléments mécaniques (ou une combinaison de ces éléments). Les trois éléments mécaniques les plus communément utilisés modélisent les modes de déformation de trois substances fondamentales (Gill, 1987):

- Le ressort pour le solide parfaitement élastique (solide de Hooke); les déformations sont instantanées et proportionnelles aux contraintes appliquées et entièrement récupérables (figure 3.1).

- Le piston, pour un liquide parfaitement visqueux (substance de Newton); les déformations sont irréversibles et se produisent à un taux proportionnel aux contraintes appliquées (figure 3.2).

- Le bloc de frottement, pour un solide parfaitement plastique (solide de St-Venant); les déformations ne se produisent qu'au-delà d'une contrainte seuil. Une fois que les déformations se produisent, la contrainte ne peut plus augmenter et les déformations sont irréversibles (figure 3.3).

La combinaison de ces trois éléments fondamentaux (et éventuellement d'autres éléments additionnels) permet de décrire le comportement associé aux phénomènes de premier ordre de substances complexes en termes de variations de forme à volume constant (τ_0 contre γ_0) et de variations de volume à forme constante (σ_m contre ϵ_m).

Les modèles se divisent en modèles viscoléastiques et viscoplastiques selon qu'il y a respectivement absence ou présence d'un seuil à l'écoulement. Les valeurs reportées dans la littérature pour cette contrainte seuil varient entre 0.3 MPa (Baar, 1977) et 10.3 MPa (Serata, 1964). Il faut cependant considérer que la contrainte seuil est fonction de plusieurs facteurs dont la contrainte moyenne, la température, l'historique de contraintes et de déformations. On devrait plutôt parler d'un critère d'écoulement plastique au lieu d'une limite d'élasticité, qui n'est fonction que du déviateur de contraintes.

Les modèles viscoélastiques plus courants sont montrés à la figure 3.4. Le tableau 3.1 tiré de Aubertin et al (1987) montre l'application de quelques modèles viscoélastiques aux roches et plus particulièrement au sel.

Le fait d'introduire un seuil dans le modèle se traduit, si la contrainte octaédrique appliquée est supérieure au seuil, par une stabilisation du taux de fluage à une valeur finie par opposition aux modèles viscoélastiques où ce taux de fluage tend vers zéro, quelle que soit la valeur de la contrainte octaédrique appliquée. Cet aspect est illustré à la figure 3.5 qui présente le modèle originalement proposé par Serata pour le sel. Son modèle a beaucoup évolué depuis ce temps et comporte des éléments non linéaires. Cependant, le grand nombre de paramètres présents dans le modèle (on en compte une quinzaine) le rend peu pratique. Au tableau 3.2 on présente les principaux modèles élastoviscoplastiques appliqués aux roches en général et au sel en particulier.

3.3 - LES LOIS DE FLUAGE EMPIRIQUES ET SEMI-EMPIRIQUES

3.3.1 - Fluage primaire

Les lois plus couramment utilisées pour décrire le fluage primaire peuvent être écrites dans la forme générale:

$$\epsilon^c = f_1(\sigma) f_2(T) f_3(t) \quad (3.1)$$

Cette équation implique que les effets de la contrainte, de la température et du temps sur les déformations de fluage sont séparables. Il y a cependant des auteurs qui remettent cette hypothèse en question (Handin et Carter, 1979). En plus, l'effet de la contrainte moyenne n'est pas explicite dans ces lois et va se refléter sur les valeurs des paramètres de la loi.

Le taux de fluage pendant la phase de fluage primaire peut s'exprimer par:

$$\dot{\epsilon}^c = g_1(\sigma) g_2(T) g_3(t \text{ ou } \epsilon^c) \quad (3.2)$$

et l'utilisation du temps ou de la déformation de fluage permet de poser des formulations appelées de consolidation ("time hardening") et d'écrouissage ("strain hardening" ou "work hardening"), respectivement. La distinction entre les deux formulations est importante pour les cas où les

contraintes appliquées ou la température varient.

La figure 3.6 montre la différence entre les deux formulations: dans la formulation de consolidation le taux de fluage suite à un changement de contrainte d'une valeur σ_1 à une valeur σ_2 au moment t_1 , est donné par le taux de fluage à ce même moment dans le cas où la contrainte σ_2 aurait agi dès le début de l'essai. Dans le cas de la formulation d'écrouissage par contre, le déplacement entre les deux courbes se ferait de façon à conserver le même taux de fluage.

Pour des essais à contraintes constantes, les deux formulations sont équivalentes. Dans le cas d'une sollicitation où les contraintes varient dans le temps, la formulation d'écrouissage est préférable car elle permet de tenir compte en partie de l'historique des déformations. La formulation de consolidation est cependant plus utilisée à cause de sa simplicité.

Les formes particulières les plus courantes de l'équation (3.1) sont celles qui font intervenir une fonction de puissance, une fonction logarithmique ou une fonction exponentielle comme $f_3(t)$. La loi de puissance, appelée aussi loi d'Andrade généralisée ou loi de Cottrell (Andrade, 1910; Cottrell, 1952) peut s'écrire, dans sa forme générale, comme suit:

$$\epsilon^c = f_1(\sigma) f_2(T) K t^b \quad (3.3)$$

où K et b sont des constantes. Cette loi est sans doute la plus utilisée pour caractériser le fluage primaire des matériaux, comme le témoigne le résumé présenté par Aubertin et al. (1987).

Une forme particulière de l'équation (3.3) fréquemment adoptée pour le fluage primaire du sel comprend aussi une fonction de puissance pour $f_1(\sigma)$:

$$\epsilon^c = K \sigma^n t^b f(T) \quad (3.4)$$

où K , n et b sont des constantes. Dans sa formulation de consolidation, l'équation (3.4) peut s'écrire comme:

$$\dot{\epsilon}^c = K \sigma^n b t^{b-1} f(T) \quad (3.5)$$

et sa formulation d'écrouissage donne:

$$\dot{\epsilon}^c = [K f(T)]^{1/b} \sigma^{n/b} b \epsilon^{c1-1/b} \quad (3.6)$$

C'est la loi exprimée par l'équation (3.4) qui sera adoptée dans la présente recherche, pour des raisons qui seront exposées à la section 3.4. Comme on le verra dans le chapitre 5, la question de la redistribution de contraintes pendant la durée de l'essai devra y être aussi approfondie. Dans le cas où une grande redistribution de contraintes se présente, la formulation d'écrouissage est plus adéquate.

Une deuxième forme particulière de l'équation (3.1) fait intervenir une fonction exponentielle pour $f_3(t)$, soit:

$$\epsilon^c = f_1(\sigma) f_2(T) B(1 - \exp(-at)) \quad (3.7)$$

où a et B sont des constantes. Une formulation d'écrouissage pour cette loi a été présentée par Russel (1978) et son expression est:

$$(1/\epsilon^c) = A \exp(-\lambda/\epsilon^c) \quad (3.8)$$

où A et λ sont des constantes.

Finalement, une troisième forme particulière de l'équation (3.1) est celle qui utilise une fonction logarithmique pour f_3 et son expression est:

$$\epsilon^c = f_1(\sigma) f_2(T) A \ln(\beta + \alpha t) \quad (3.9)$$

où A , α et β sont des constantes.

Ces deux dernières lois, définies par les équations (3.7) et (3.9), ont été appliquées au sel à plusieurs reprises.

Dans tous les cas, la fonction $f_2(T)$ peut prendre la forme de la loi de puissance $f_2(T) = T^p$ ou d'une loi exponentielle $f_2(T) = \exp(-Q/RT)$, R étant la constante universelle des gaz. Les lois exponentielles sont associées à des valeurs d'énergie d'activation (Q) pour certains mécanismes de déformation, tandis que la loi de puissance est apparemment purement empirique.

3.3.2 - Fluage secondaire

Les lois utilisées pour décrire le fluage secondaire du sel, comme pour le cas des lois de fluage primaire, sont souvent basées sur la rhéologie des métaux. Leur expression générale est:

$$\dot{\epsilon}^c = f_4(T) f_5(\sigma) \quad (3.10)$$

La fonction $f_5(\sigma)$ peut prendre plusieurs formes, la plus utilisée pour les métaux et pour le sel étant une fonction de puissance. L'équation (3.10) devient donc la loi de Bailey-Norton:

$$\dot{\epsilon}^c = f_4(T) K \sigma^m \quad (3.11)$$

où K et m sont des constantes. Cette loi est sans doute la plus utilisée pour le fluage secondaire du sel.

À part la fonction de puissance, la fonction $f_5(\sigma)$ peut prendre la forme d'un sinus hyperbolique et l'équation (3.10) devient la loi de Prandtl-Nadai:

$$\dot{\epsilon}^c = f_4(T) B \sinh(\alpha \sigma)^l \quad (3.12)$$

où B , α et l sont des constantes.

Une troisième forme particulière de l'équation (3.10), appelée loi de Eyring-Soderberg, est donnée par:

$$\dot{\epsilon}^c = f_4(T) C \exp(D\sigma) \quad (3.13)$$

où C et D sont des constantes. Cette loi est moins utilisée pour le sel que les deux précédentes. La fonction $f_4(T)$ prend généralement la forme exponentielle, c.à.d., $f_4(T) = K \exp(-Q/RT)$.

D'autres lois présentées dans la littérature pour décrire le fluage secondaire sont formulées en termes d'une contrainte effective résultant de la différence entre la contrainte appliquée et une contrainte interne, fonction de la structure du matériau. Le problème associé à l'utilisation de ces lois réside dans la détermination de cette contrainte interne, qui, pour le sel est fonction entre autres du niveau de contraintes, de la température et de l'historique de déformations.

Pour un résumé des cas d'application des lois citées dans ce chapitre le lecteur est prié de se référer à Aubertin et al. (1987).

3.4 - JUSTIFICATION DU CHOIX DE LA LOI DE PUISSANCE

Dans la présente recherche, nous utiliserons la loi de puissance:

$$\epsilon_e^c = (\dot{\epsilon}_c/b)^b (\sigma_e/\sigma_c)^n t^b \quad (3.14)$$

où ϵ_e^c est la déformation de fluage équivalente de von Mises ($\epsilon_e^c = \sqrt{2/3 \epsilon_{ij}^c \epsilon_{ij}^c}$);
 σ_e est la contrainte équivalente de von Mises ($\sigma_e = \sqrt{3 J_2} = \sqrt{3/2 S_{ij} S_{ij}}$);
 $\dot{\epsilon}_c$ est un taux de fluage de référence par rapport auquel la contrainte σ_c est définie;
 b , n et σ_c sont les paramètres de la loi de fluage et sont fonctions de la température.

L'utilisation de la contrainte et de la déformation équivalentes de von Mises permet la généralisation des lois originellement obtenues pour un état uniaxial de contraintes à un état multiaxial de contraintes. Ainsi, en utilisant les équations de Prandtl-Reuss, on peut écrire que:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^c = (3/2) \dot{\epsilon}_e/\sigma_e S_{ij} \quad (3.15)$$

où $\dot{\epsilon}_{ij}^c$ sont les composantes du tenseur des taux de fluage;
 $\dot{\epsilon}_e^c = \sqrt{2/3 \epsilon_{ij}^c \epsilon_{ij}^c}$ est le taux de fluage équivalent.

Cette relation suppose: que les déformations de fluage se produisent à volume constant; que la superposition d'un état hydrostatique de contraintes n'affecte pas le taux de fluage; que les directions principales du tenseur de taux de fluage et du tenseur de contraintes coïncident (Hult, 1966).

Le choix de la loi (3.14) s'appuie sur plusieurs raisons. Évidemment la plus importante est le grand nombre d'auteurs qui ont adopté une loi de puissance (3.4) pour étudier le comportement du sel soit au laboratoire, soit in situ. Selon Carter et Hansen (1983), "most current data on halite and other rock-forming materials have been analysed in terms of power law transient creep and over most of the conditions employed, the fit is satisfactory".

La grande popularité de cette loi est due, sans aucun doute, à sa forme mathématique simple et à sa grande flexibilité pour l'ajustement des paramètres. En plus, pour des essais de fluage à palier unique, elle permet un ajustement aux points expérimentaux aussi satisfaisant que des lois de formulation plus complexe (Cruden, 1971; Hansen, 1977; Wagner et al, 1982; Lux et Heusermann, 1983;

Lux et Rokahr, 1984).

L'utilisation de la loi (3.14) peut être remise en question dans deux situations: quand la durée de l'essai est telle qu'on s'approche de la phase de fluage secondaire et quand il y a des redistributions de contraintes significatives qui se produisent pendant l'essai. Dans la phase de mise au point de l'essai E.P.T.E., la durée prévue pour les essais est d'environ 24 heures. Pendant cette période de temps, la contribution du fluage secondaire par rapport au fluage primaire doit être négligeable. La question de la redistribution de contraintes est traitée au chapitre 5 du présent rapport.

On pourrait conclure ce chapitre en spécifiant que le choix d'une telle loi ne peut pas être dissocié du but fondamental de cette recherche, à savoir, la mise au point d'un nouvel essai in situ pour la détermination des paramètres d'une loi de fluage pour le sel. Une fois démontré le potentiel de l'essai E.P.T.E. en tant qu'essai in situ par la réalisation d'essais à palier unique, de courte durée, plus simples à interpréter, la méthode d'interprétation pourra être sophistiquée de façon à tenir compte d'une loi de fluage plus générale.

Tableau 3.1 - Quelques modèles viscoélastiques proposés pour les roches (tiré d'Aubertin et al., 1987).

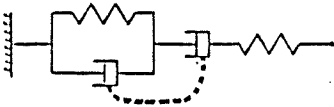
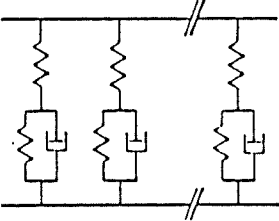
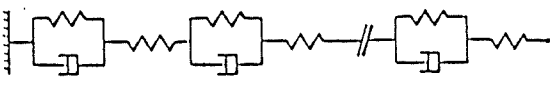
Modèles	Auteurs	Remarques
Burgers	Obert, 1964	Sel; Incompressible
Burgers	Gnirk et al., 1964	Sel; Incompressible
Burgers	Morlier, 1966	Charbon
Zener	Morlier, 1966	Roches dures
Burgers	Hult, 1966	Métaux
	Orowan, 1967	Burgers impliquant une inter-relation entre les deux pistons; diverses roches
	Orowan, 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	Asszonyi et al., 1979	Roches; Incompressibles
Burgers	Passaris, 1979	Sel; basé sur des essais in situ à faible profondeur; Incompressible; $\eta_2 = f(\dot{\epsilon})$

Tableau 3.1 - Suite.

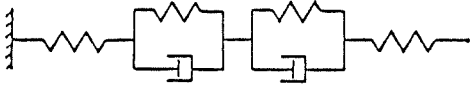
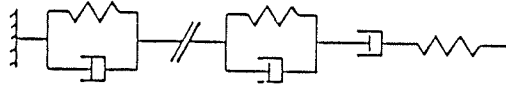
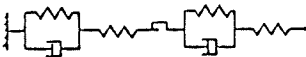
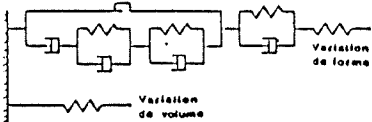
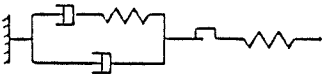
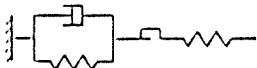
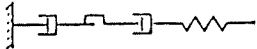
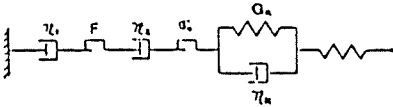
Modèles	Auteurs	Remarques
	Dinis de Gama, 1979	Sel; Incompressible
Burgers généralisés pour variation de forme et Zener pour variation volumique	Hardy, 1982	Sel artificiel en compression uniaxiale (3 unités Kelvin en fluage et 2 unités Kelvin en recouvrance) Sel artificiel et naturel en compression uniaxiale et triaxiale à long terme
Burgers généralisé 	Itô, 1983	Roches granitiques incompressibles; l'unité Kelvin représente le mouvement des dislocation et l'unité Maxwell représente la diffusion
Maxwell généralisé	Born, 1983	Sel; Incompressible

Tableau 3.2 - Quelques modèles viscoplastiques proposés pour les roches (tiré d'Aubertin et al., 1987).

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)	Handin et al., 1979	Sel; incompressible; $\eta_1 = f(T)$
Schofield-Scott-Blair modifié	Langer, 1979 et 1984	
Serata, 1968 (figure 6.6)	Gloda, 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_2/η_2 = constante

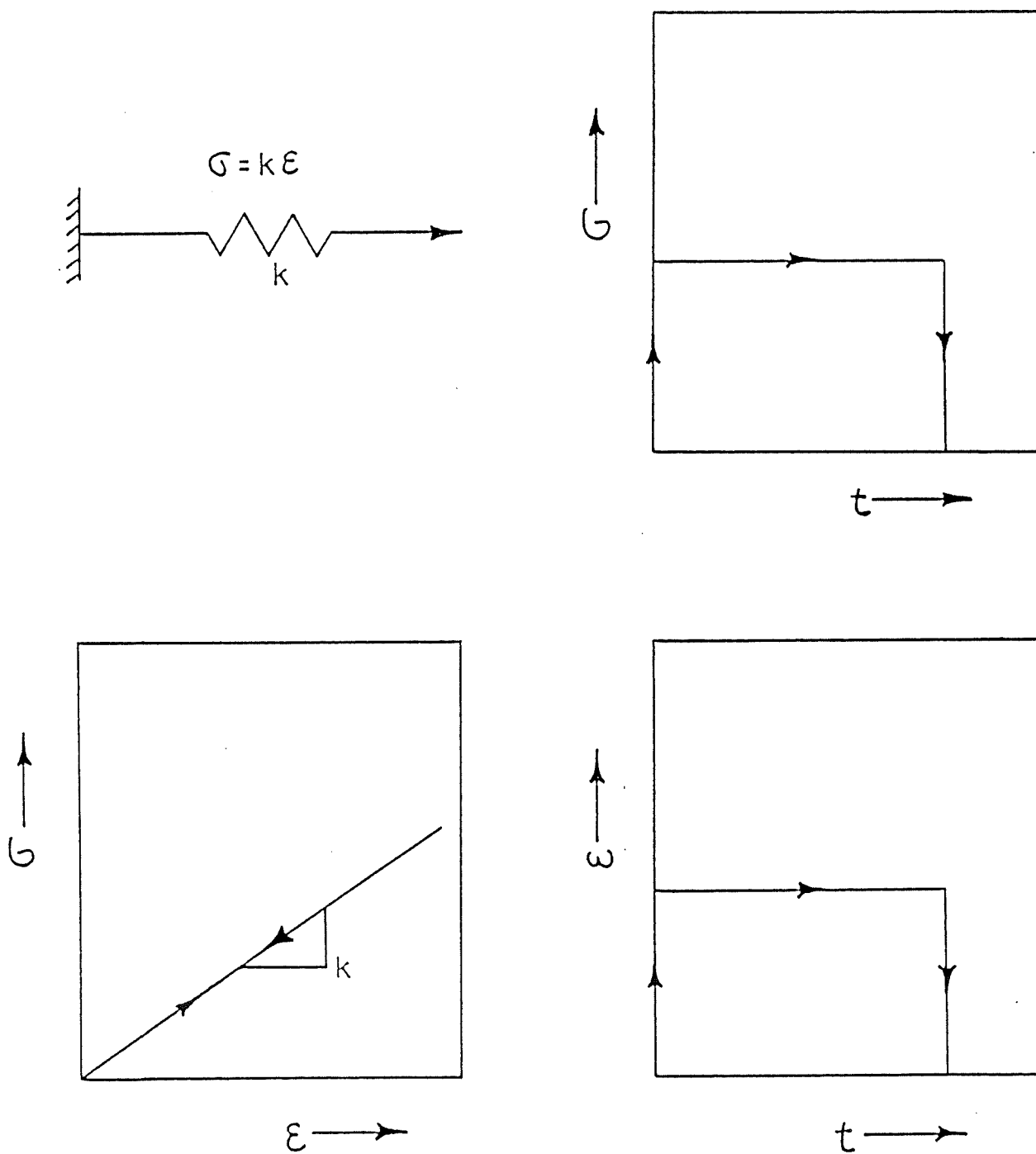


Figure 3.1 - Le solide parfaitement élastique (tiré d'Aubertin et al., 1987).

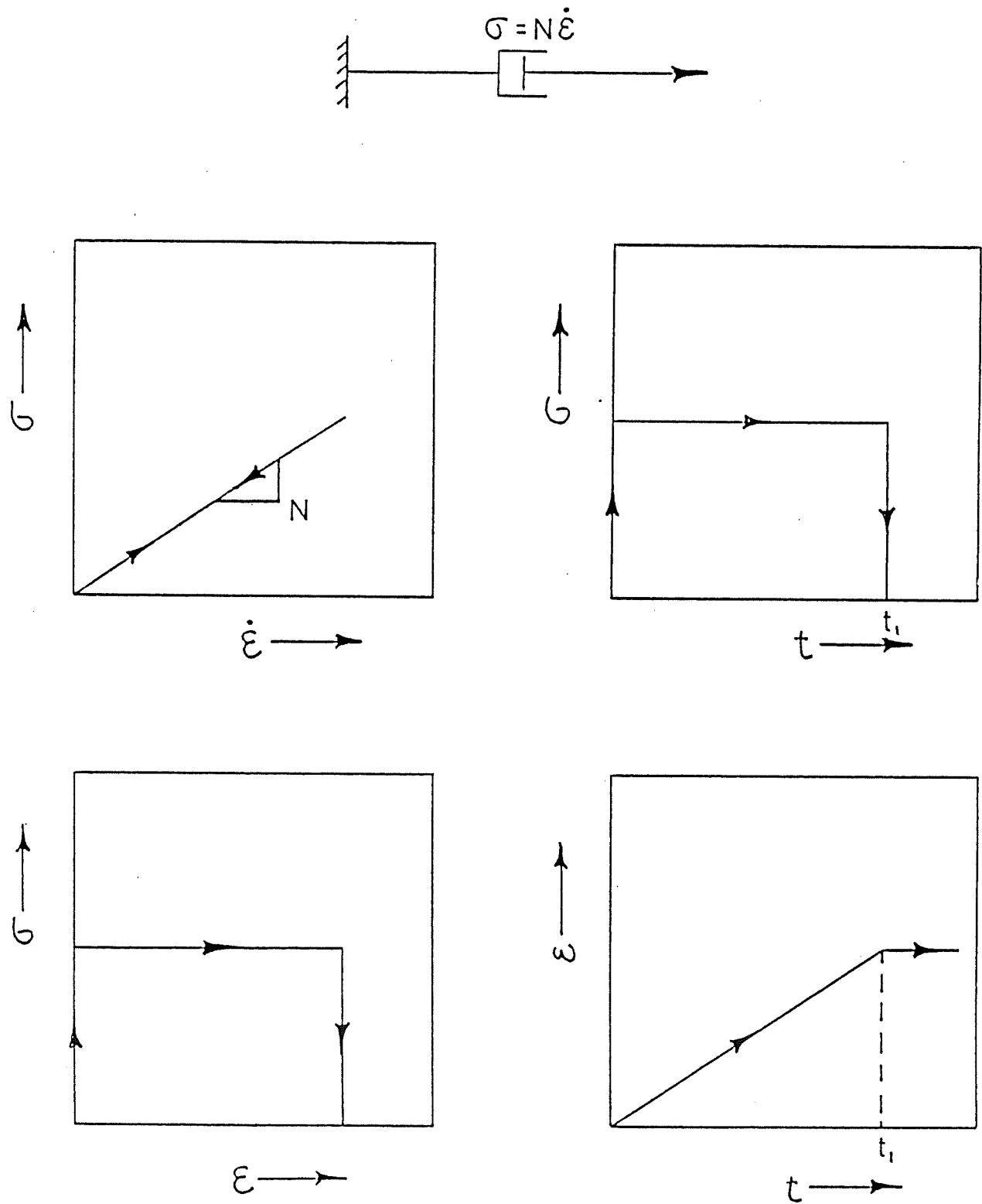


Figure 3.2 - Le solide parfaitement visqueux (tiré d'Aubertin et al., 1987).

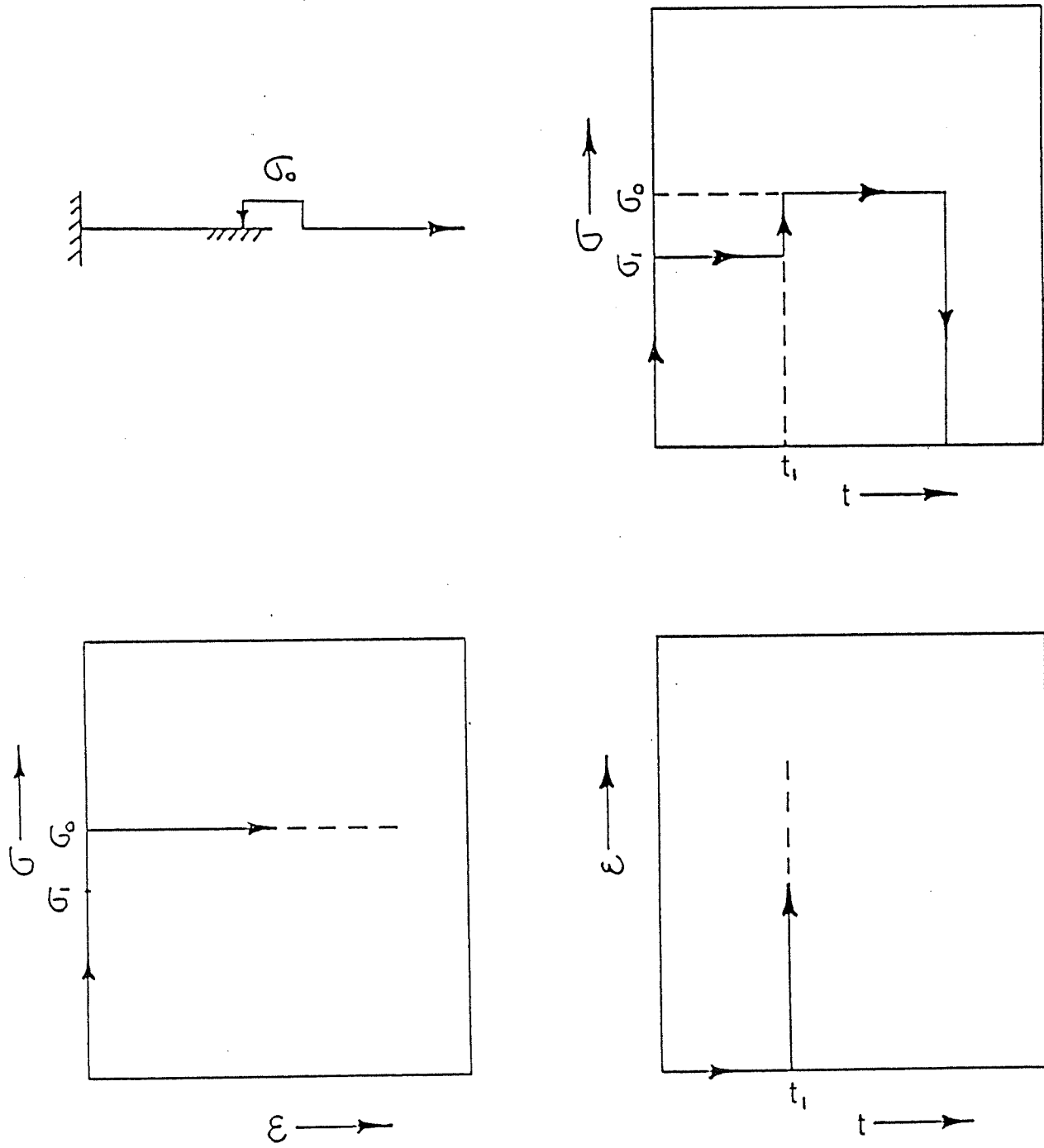


Figure 3.3 - Le solide parfaitement plastique (tiré d'Aubertin et al., 1987).

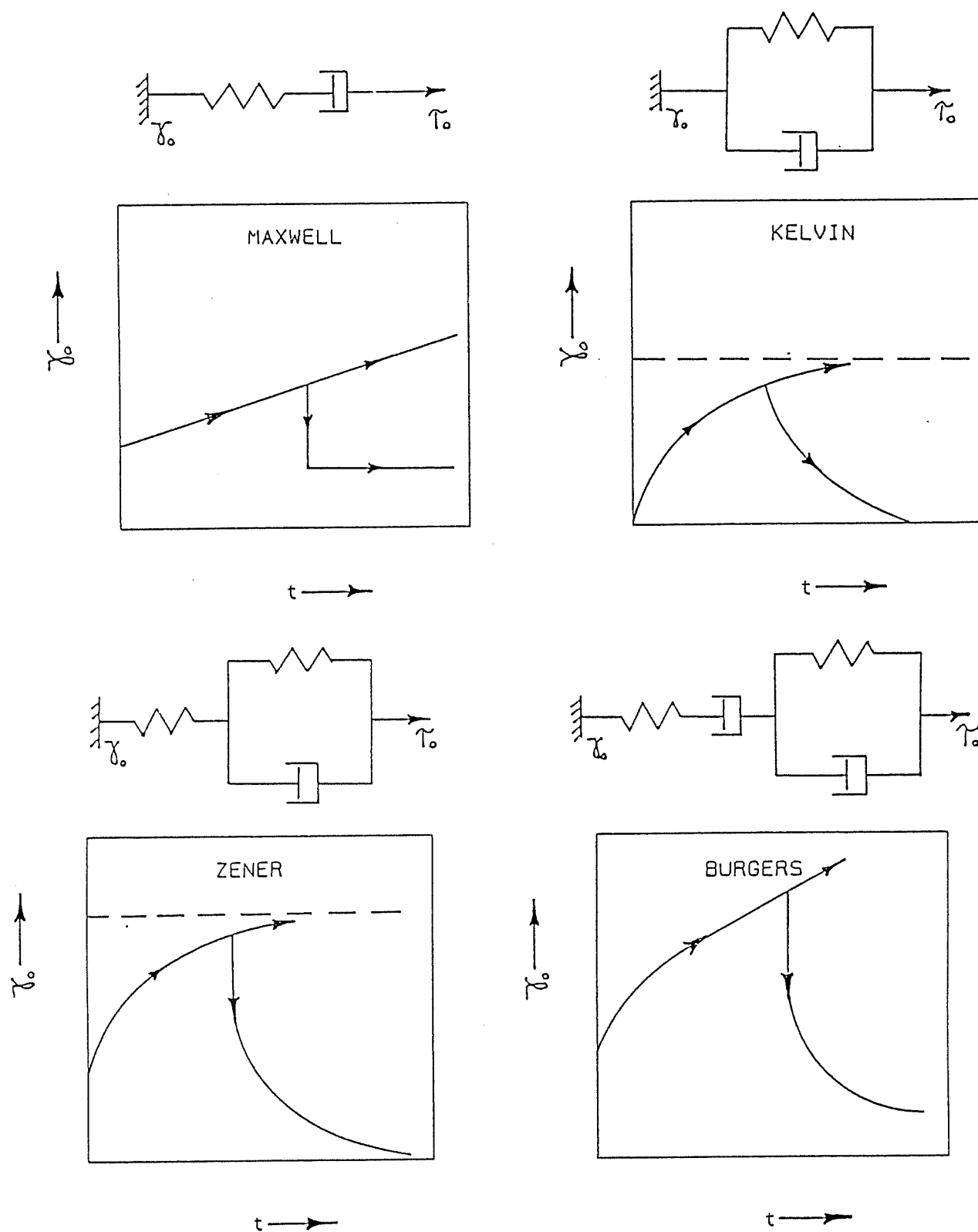
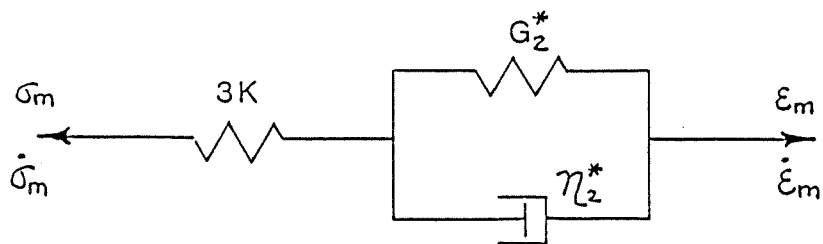
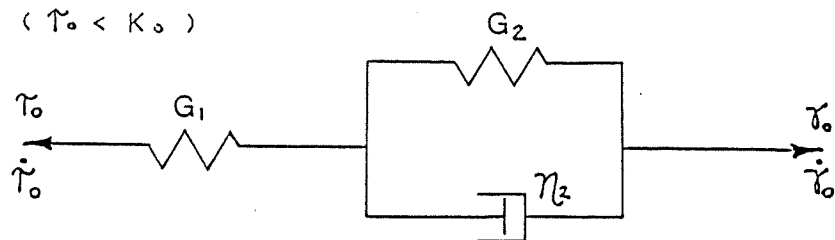


Figure 3.4 - Modèles viscoélastiques de Maxwell, Kelvin, Zener et Burgers (tiré d'Aubertin et al., 1987).

État viscoélastique
($\tau_o < K_o$)



État viscoplastique
($\tau_o > K_o$)

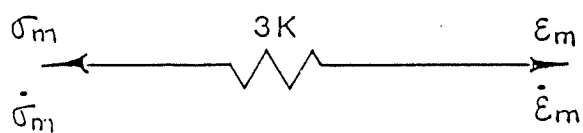
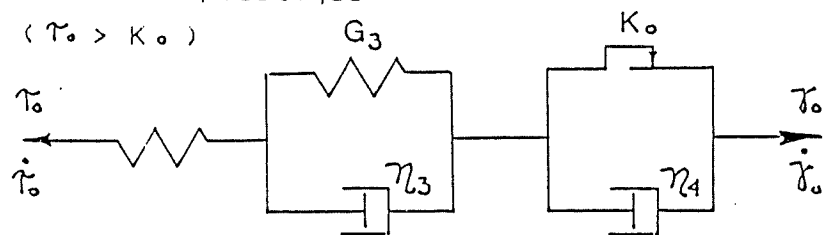


Figure 3.5 - Modèle rhéologique proposé par Serata (1968) pour le sel (tiré d'Aubertin et al., 1987).

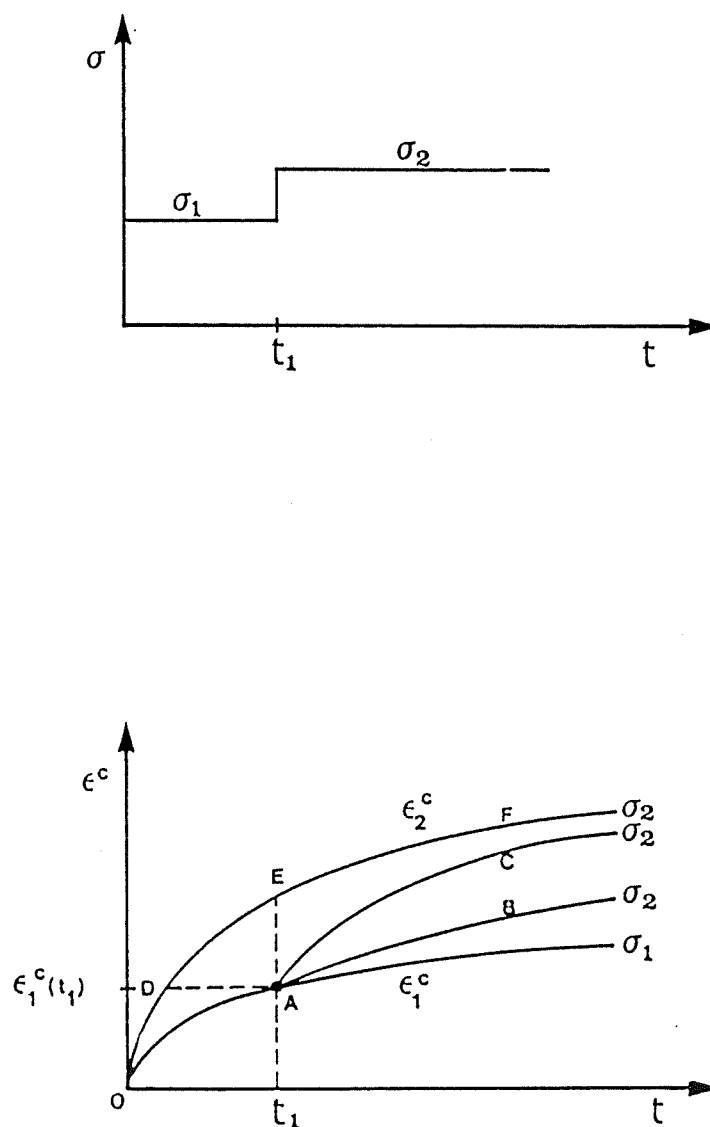


Figure 3.6 - Formulations de consolidation (AB) et d'écrouissage (AC) (d'après Hult, 1966).

CHAPITRE 4

REVUE DES ESSAIS IN SITU POUR LA DÉTERMINATION DES
PARAMÈTRES D'UNE LOI DE FLUAGE DU SEL

4.1 - INTRODUCTION

Le choix d'un modèle analytique ou numérique adéquat est essentiel à une bonne prévision du comportement d'une cavité dans un massif de sel. Les méthodes numériques ont connu, depuis les deux dernières décennies, des progrès remarquables permettant de considérer, dans les analyses, plusieurs aspects du comportement du sel tels que la non-linéarité des relations contrainte-déformation ainsi que son caractère élastoviscoplastique.

Cependant, malgré le degré de sophistication atteint dans ce domaine, les analyses seront aussi fidèles à la réalité que ne le seront les paramètres utilisés. La détermination des paramètres d'une loi de fluage représentative pour le sel est une question d'importance fondamentale.

L'établissement d'un programme d'investigation du comportement mécanique du sel doit prendre en considération l'influence des facteurs qui peuvent influencer ce comportement de façon à ce que les essais choisis soient représentatifs des conditions qui prévaudront in situ.

On distingue deux écoles de pensée en ce qui concerne le choix d'un programme d'essais qui a pour but d'étudier le comportement mécanique du sel. À la première appartiennent les auteurs qui considèrent que le comportement du sel doit être étudié au laboratoire afin de définir une loi générale qui sera ensuite utilisée pour la prévision du comportement des structures dans le sel (Serata, 1970 et 1978); Tammemagi et al., 1983; Wallner, 1984; Morgan et al., 1985). Les paramètres de cette loi peuvent, par contre, être déterminés in situ.

La loi constitutive doit être capable de tenir compte des conditions spécifiques retrouvées sur le terrain, soit parce qu'elle est assez générale pour considérer ces différentes conditions, soit parce qu'elle a été obtenue pour des conditions (température, humidité relative, cheminement de contraintes, etc.) similaires à celles auxquelles le sel sera soumis sur le terrain.

Les différentes conditions aux frontières et les différents cheminements de contrainte imposés aux éprouvettes testées au laboratoire en compression uniaxiale ou triaxiale et les excavations sur le terrain, ont amené plusieurs auteurs à exécuter des essais sur modèles au laboratoire. On retrouve dans la littérature des essais sur des modèles de piliers de mines (Serata, 1964; Obert, 1964; Bradshaw et al., 1964; Lomenick et Bradshaw, 1969; King et Acar, 1970; Potts, 1972; King, 1973; Starfield et Mc Clain, 1973; Maxwell et al., 1980; Mirza, 1984; Russel et Lomenick, 1981) et sur des modèles d'excavations (Serata, 1964 et 1978; Passaris, 1980; Wawersik et Morgan, 1987).

Le but de ces essais est la simulation des conditions de confinement imposées par le toit et le plancher aux piliers de mines et la reproduction au laboratoire du cheminement de contraintes subit par les excavations. Pour recréer ces conditions, des essais de compression uniaxiale ont été effectués sur des petits cylindres de sel ou de potasse cerclés d'anneaux rigides aux extrémités. Pour les modèles d'excavations, les éprouvettes testées sont, généralement, des cylindres creux soumis à des contraintes internes et externes. Des conclusions intéressantes sont dérivées de ces travaux dont quelques-unes sont présentées par Aubertin et al. (1987).

Les problèmes qui se posent lorsque l'on tente d'établir une relation entre le comportement du sel au laboratoire et in situ, sont connus depuis longtemps (Starfield et Mc Clain, 1973; Wawersik et Morgan, 1987). Starfield et Mc Clain (1973) soulignent, comme principaux problèmes, l'effet d'échelle, l'hétérogénéité et la difficulté d'évaluer les conditions aux frontières sur le terrain et de les reproduire au laboratoire. En plus, comme le démontrent les résultats de Guessous (1986) déjà présentés au chapitre 2, les opérations de prélèvement et d'entreposage des échantillons et la confection des éprouvettes peuvent altérer sensiblement le comportement du sel au laboratoire, soit par un endommagement structural soit par l'imposition d'un cheminement de contraintes préalable à l'essai.

Ces deux derniers effets ne peuvent être évalués quantitativement de façon simple et sont inhérents aux processus de prélèvement utilisés jusqu'à présent. C'est pour ces raisons que l'on retrouve dans la littérature une deuxième école de pensée qui considère que le comportement du sel ne doit être étudié qu'in situ (Mc Clain, 1964; Baar, 1977; Prij et Mengelers, 1981; Cook, 1983). Pour quelques-uns de ces auteurs, même la loi constitutive

(fluage primaire ou secondaire) doit être déduite des mesures in situ (Prijs et Mengelers, 1981).

Dans ce qui suit, on fera une revue des essais ou des méthodes suggérés dans la littérature qui permettent ou qui permettraient la détermination des paramètres d'une loi de fluage pour le sel. En ce qui concerne les mesures de convergence autour des excavations, on ne présentera que les cas où ces mesures ont été utilisées à cette fin. Les instruments et les techniques de mesure in situ ne seront pas vus en détail, ceci étant en dehors du cadre du présent rapport, pas plus que ne seront revues les techniques de mesures de contraintes dans le sel.

4.2 - ESSAIS DÉJÀ EXÉCUTÉS

4.2.1 - Mesures de déplacements autour d'excavations

Bien que plus fréquentes depuis deux décennies, les mesures de déplacements autour de cavités dans des massifs de sel remontent au début du siècle. Potts (1972) cite des mesures de convergence entre le toit et le plancher des galeries dans la mine Adelaide, en Cheshire, qui remontent à la période comprise entre 1915 et 1929.

D'une façon générale, les quantités mesurées sont des déplacements autour de puits verticaux (Barron et Toews, 1963; Coolbaugh, 1967; Passaris et Horseman, 1982; Cook, 1983), de trous de forage (Winkel et al., 1972; Thoms et Mogharrebi, 1979; Mogharrebi et Thoms, 1980; Kuhn et Verkerk, 1980; Thoms et al., 1982; Thoms et Gehle, 1983a, 1983b; Preece, 1987), de chambres et galeries de mines (Starfield et Mc Clain, 1973; Serata, 1978 et 1982a; Menzel et Schreiner, 1983; Dürr et Meister, 1984; Morgan et al., 1985; Munson et al., 1987; Munson et Fossum, 1986; Argüello et al., 1987) ou de cavités de stockage (Boucly, 1982a et 1982b; Bérest et Nguyen Minh, 1983).

Dans certains cas, ces mesures ont été réalisées dans le but d'évaluer la stabilité de cavernes à être construites dans les formations étudiées (Thoms et Gehle, 1983a, 1983b; Menzel et Schreider, 1983) ou l'influence de la séquence d'excavation sur les déplacements observés (Munson et al., 1987). Dans la plupart de ces travaux, cependant, le but de l'instrumentation in situ a été la vérification de la validité de modèles numériques ou analytiques et/ou de paramètres d'une loi de fluage obtenus au laboratoire par la comparaison des déplacements ou des taux de convergence prévus et ceux observés (Serata, 1978 et 1982a; Boucly, 1982; Dürr et Meister, 1984; Morgan et

al., 1985; Munson et Fossum, 1986).

Cependant, en tentant d'expliquer les écarts entre les déplacements calculés à partir des paramètres obtenus au laboratoire et ceux observés in situ, les auteurs invoquent des raisons autres que la non représentativité de ceux-ci, tels que la non validité de la loi de fluage adoptée (Morgan et Fossum, 1986) ou des hypothèses retenues pour l'analyse théorique (Cook, 1983) et des erreurs de mesure sur le terrain (Preece, 1987).

Théoriquement, ces mesures permettraient l'obtention des paramètres de la loi de fluage considérée dans l'analyse par un ajustement de ces derniers jusqu'à ce que les déplacements calculés soient égaux à ceux observés. Ceci a été effectivement accompli par certains auteurs (Barron et Toews, 1963; Winkel et al., 1972; Starfield et Mc Clain, 1973; Cook, 1983; Bérest et Nguyen Minh, 1983). Ces travaux montrent un aspect fondamental de l'utilisation de mesures de déplacements autour d'excavations pour la détermination des paramètres d'une loi de fluage: son interprétation suppose l'adoption d'une loi de fluage pour le sel et, fréquemment, la possibilité d'utilisation de méthodes numériques pour la simulation adéquate du processus d'excavation. De plus, il faut faire des hypothèses par rapport à l'état de contraintes qui agit avant l'exécution de l'essai ou encore le mesurer. À la limite, on peut supposer une certaine loi de fluage et vérifier sa validité par méthodes numériques et, au cas où cette loi ne se montre pas valable, recommencer l'analyse avec une autre loi (Prij et Mengelers, 1981). On verra par la suite que le choix préalable d'une loi de fluage est une caractéristique commune à tous les essais in situ, y compris l'essai E.P.T.E.

4.2.2 - Essais de pressurisation de trous de forage verticaux

Le principe de cet essai est très simple et consiste à mesurer, dans le temps, la variation de diamètre d'un trou de forage vertical totalement ou partiellement rempli de saumure. Celle-ci est mesurée, soit de façon continue tout le long du trou (Crotofino, 1984), soit par la variation de niveau de saumure dans le trou (Thoms et Mogharrebi, 1979; Mogharrebi et Thoms, 1980; Thoms et al., 1982; Thoms et Gehle, 1983a, 1983b; Fernandez et Hendron, 1984). Dans ce cas, deux hypothèses sont requises. La première étant l'équivalence entre la variation de volume du trou et la variation de volume de saumure dans le trou. La deuxième suppose que cette variation de volume se fait

de façon à ce que le trou reste toujours cylindrique.

Une autre version de cet essai est suggérée par Nelson et Kocherhans (1984), où une certaine portion du trou à être testée est isolée par des obturateurs gonflables. La principale différence de cet essai par rapport à l'essai précédent est le fait que l'on peut contrôler la pression dans la portion du trou isolée pour l'essai.

En réalisant un essai de fluage par le maintien de la pression à un niveau constant, les auteurs ont observé, pour la partie finale de la phase de fluage, une relation linéaire entre la déformation radiale et le logarithme du temps écoulé à partir du moment où la pression est devenue constante. Pour le calcul de la déformation radiale, les auteurs supposent qu'il n'y a pas de déformation volumique différée. Cependant, les auteurs n'ont pas tenté d'interpréter ces résultats en utilisant une loi de fluage.

Thoms et ses collaborateurs (1979, 1982, 1983a, 1983b) ont observé le comportement de deux trous de forage dans le sel domal de Louisiane. Ils n'ont toutefois pas présenté d'interprétation basée sur une loi de fluage mais utilisent ces essais pour l'évaluation des profondeurs critiques pour l'excavation de cavernes ainsi que comme modèles de cavités à fort élanement (rapport longueur/diamètre supérieur à 4).

L'essai en forage proposé, quelle que soit la version considérée, repose sur l'hypothèse de l'imperméabilité du sel qui permet l'application d'une pression par la saumure sur les parois du trou non revêtu et qui assure aussi que la variation du niveau de saumure dans le trou correspond à la variation de volume de ce dernier.

Tous ces essais ont été réalisés en maintenant dans le trou une pression inférieure à la contrainte in situ supposée isotrope (p_0) et proportionnelle aux poids des terres au point considéré. Ainsi, la pression radiale responsable de la convergence du trou sera toujours limitée à p_0 . En fait, même dans l'essai proposée par Nelson et Kocherhans (1981), où théoriquement on pourrait appliquer des contraintes radiales au-delà de p_0 , le fait que la pression soit appliquée par la saumure limite celle-ci aux niveaux requis pour fracturer hydrauliquement le sel car, une fois dépassée cette limite, la saumure rentre dans les fissures et les propage, empêchant ainsi l'augmentation de la pression appliquée. Un autre inconvénient de cet essai

réside dans le fait que les fuites produites au contact rocher-obturbateurs faussent les mesures de variations de volume du trou. Ces deux inconvénients majeurs sont complètement éliminés avec l'essai E.P.T.E.

Un type d'essai qui s'apparente à ceux que nous venons de décrire consiste à appliquer une pression sur la surface externe d'un cylindre creux découpé dans le massif de sel et à mesurer, dans le temps, la variation de diamètre du trou central. On le présente dans cette section à cause de sa ressemblance aux essais en forage, la différence principale étant la nature de la pression qui provoque la variation de diamètre du trou.

Le montage utilisé par Van Sambeek (1984) consiste, fondamentalement, en un cylindre creux découpé à même le massif, soumis à des pressions extérieures appliquées par des vérins plats de forme courbe connus dans la littérature de langue anglaise par "corejacks". Le cylindre creux est produit par forage d'un trou central (paroi interne) et par surcarottage (paroi externe) de cetrou. Les essais à long terme consistent en l'application d'une pression sur la face externe du cylindre par les vérins durant une période de temps pendant laquelle la variation de diamètre du forage intérieur est enregistrée.

Les grands inconvénients de cet essai résident surtout dans le grand nombre de vérins impliqués, dix au total, qui ont dû être fabriqués pour l'essai. En cours d'essai, certains de ces vérins ont mal fonctionné ce qui a empêché la réalisation des essais pour les durées de temps prévues. De plus, étant donné ses grandes dimensions, la préparation du cylindre creux nécessaire à l'exécution de l'essai, est laborieuse et coûteuse.

Par rapport à ces deux derniers points, l'essai E.P.T.E. se présente comme une alternative fort intéressante parce que les travaux de préparation du site pour l'essai ainsi que l'équipement utilisé sont relativement simples.

4.2.3 - Essais de pressurisation de cavernes

L'utilisation de cavernes dans le sel pour le stockage de gaz a démontré que les cycles de variation de pression auxquels la caverne est soumise en fonction de la demande peuvent induire, après une dizaine d'années, des pertes de volume de stockage considérables. Pour les cavités appartenant à Gaz de France, par exemple, les pertes de volume montent à 30% (Boucly, 1982a)

Dans le but d'évaluer le comportement à long terme de ces structures, Boucly (1982a) et Crotogino (1984) suggèrent l'utilisation des cavernes pour exécuter des essais semblables à ceux décrits pour les forages. En tentant d'établir les paramètres d'un modèle analogique mécanique capable de représenter le comportement du sel à long terme autour de cavernes de stockage, Potts et al. (1980) et Passaris (1979) ont soumis une caverne, spécialement construite à cette fin, à une pression interne et ont mesuré les déformations à plusieurs points autour de cette cavité.

Cet essai, tout comme les essais de pressurisation de forages, est limité en ce qui concerne les pressions appliquées, à la pression maximale qui ne produit pas la rupture du sel par tension à la paroi de la cavité. Potts et al. (1980) et Passaris (1979) remarquent que le maintien de la pression stable aux niveaux désirés a constitué un problème et des chutes de pression de 25% ont été enregistrées.

4.2.4 - Essais de poinçonnement

Suite aux nombreux travaux sur les essais de poinçonnement pour les métaux au cours des années 50, Brace (1960) a utilisé ce genre d'essai pour le sel, entre autres types de roches. Le but principal de ses essais, réalisés au laboratoire, était d'évaluer son utilisation comme moyen de mesurer la résistance des roches à des niveaux de contraintes représentatifs de ceux existants à grandes profondeurs. C'est dans le domaine des polymères que ces essais ont d'abord servi à l'étude de leur comportement différé (Hadley, 1966).

Niou et al. (1985) ont suggéré l'utilisation d'un essai de poinçonnement in situ comme moyen de déterminer les paramètres de la loi constitutive du sel. L'équipement utilisé a été développé par Serata Geomechanics Inc. (Serata et al., 1983) et consiste, fondamentalement, en une sonde munie de huit pistons alimentés par un même système hydraulique. L'enfoncement des pistons dans le sel est mesuré par des capteurs de déplacements (LVDT=linear variable differential transducer) et les pistons sont placés de telle façon à ce que les déplacements soient mesurés suivant quatre directions radiales espacées de 90° les unes des autres.

L'interprétation de l'essai a été faite par le programme d'éléments finis utilisé par Serata Geomechanics Inc. (REM), qui considère un modèle élastoviscoplastique

pour le sel. Ceci veut dire que l'interprétation présentée par les auteurs n'est qu'un lissage de courbe, la différence par rapport aux cas cités antérieurement étant la sophistication du modèle constitutif adopté.

Pour l'analyse par éléments finis, non seulement les paramètres du modèle ont été variés de façon à ce que le programme fournisse des déplacements similaires à ceux observés, mais aussi l'état de contraintes autour du trou a été ajusté. L'interprétation de cet essai, étant donné la complexité du champ de contraintes induit par les pistons, implique l'utilisation d'un modèle numérique.

De façon similaire aux essais précédents, l'interprétation de cet essai suppose l'adoption d'une loi constitutive pour le sel ainsi que la connaissance de l'état de contraintes in situ.

4.2.5 - Essais dilatométriques

Par essais dilatométriques on veut désigner, dans la présente section, tous les essais qui utilisent des instruments qui appliquent une pression uniforme sur la paroi d'un trou de forage par la pressurisation d'un fluide (liquide ou gaz) par le moyen d'une membrane flexible. Ceci veut dire que les dilatomètres rigides comme le vérin Goodman, par exemple, ne sont pas inclus.

À la rigueur, les essais dilatométriques devraient être inclus au paragraphe 4.2.2 vu qu'il s'agit d'essais réalisés dans des trous de forage. Cependant, on les présente dans une section séparée parce que l'on constate, malgré un principe commun liant les essais présentés à la section 4.2.2, une grande variété de méthodes et de procédés utilisés. Les essais dilatométriques, par contre, jouissent déjà d'un certain consensus en ce qui concerne leur exécution et leur interprétation (ISRM, 1987).

L'idée d'utiliser des essais basés sur l'expansion d'une cavité cylindrique dans le sol par l'application d'une pression sur sa paroi pour la détermination de sa déformabilité est due, apparemment à Kogler et remonte à 1930 (Baguelin et al., 1978). Cependant, ce n'est qu'à partir de 1954, suite aux travaux de Louis Ménard, que l'essai pressiométrique a été établi sous sa forme courante en mécanique des sols.

Conventionnellement, l'essai a été utilisé pour la détermination des propriétés de déformabilité et de résistance à court terme des sols. Baguélin et al. (1978)

présentent une analyse détaillée de la méthode d'essai ainsi que les théories d'interprétation apparues depuis 1954.

Dans le domaine de la mécanique des roches, les essais dilatométriques remontent à 1964 avec le développement par Panek et al. (1964) du dilatomètre CPC (Cylindrical Pressure Cell) qui a été modifié subséquemment (Hustrulid et Hustrulid, 1975) et qui est connu actuellement sous le nom de cellule CSM (Colorado School of Mines). Presque en même temps, Rocha et al. (1966) ont développé le dilatomètre du LNEC (Laboratorio Nacional de Engenharia Civil). La méthode suggérée par la Société internationale de mécanique des roches s'applique à ces deux genres de dilatomètres.

Depuis ces développements, plusieurs dilatomètres ont été mis sur le marché. Cependant, on peut les grouper en deux catégories, la première étant celle qui comprend les dilatomètres où la variation de volume du trou est calculée à partir du volume de fluide injecté et la deuxième catégorie comprend les dilatomètres où les variations de diamètres sont mesurées selon deux, trois ou quatre directions par des transducteurs (LVDT). Le tableau 4.1 montre quelques caractéristiques des différents dilatomètres existants, ainsi que les références où ces équipements sont décrits en détail. Des dilatomètres conçus pour la mesure de contraintes, comme celui développé par Serata Geomechanics Inc. (Serata, 1982b), n'y sont pas inclus.

Tels que pour les sols, les essais dilatométriques dans les roches ont été utilisés, tout d'abord, pour la détermination des propriétés à court terme de la masse rocheuse autour de la zone en expansion. L'interprétation basée sur une distribution de contraintes élastique autour de la cavité, permet le calcul du module de cisaillement et, pourvu que le coefficient de Poisson puisse être estimé par une autre méthode, l'essai permet aussi la détermination du module de déformabilité.

La plupart des travaux relatés dans la littérature se réfèrent à ce genre d'interprétation comme, par exemple, ceux de Panek et al. (1964), Rocha et al. (1966), Bukovanski (1970), Goodman et al. (1968), Hustrulid et Hustrulid (1975), Hustrulid (1979) et Kaneshiro et al. (1987). On observe également dans la littérature quelques tentatives de considérer dans l'analyse de cet essai l'effet de la fissuration (Panek, 1970; Charrua-Graça, 1979) et l'effet de l'anisotropie (Rocha et al., 1966 et

1970; Amadei, 1985).

À notre connaissance, l'utilisation d'essais dilatométriques dans le sel est récente. Albrecht et al. (1980) et Heusermann et Pahl (1983) ont utilisé le dilatomètre de l'Institut fédéral de Geosciences et Ressources naturelles (BGR) pour l'exécution d'essais dans le sel. Le dilatomètre du BGR est similaire à la cellule du CSM, les différences principales étant ses dimensions et le fait que la mesure de variation des diamètres est faite selon quatre diamètres espacés de 45° les uns des autres.

L'interprétation a été faite de la façon conventionnelle en supposant une distribution élastique de contraintes et des valeurs de coefficients de Poisson pour calculer le module de déformabilité. Haupt et Natau (1987) ont utilisé l'essai dilatométrique dans une galerie à 700m de profondeur dans une mine de sel en Allemagne. Les essais ont servi non pas à la détermination des paramètres rhéologiques de ce sel mais, selon les auteurs, à obtenir une idée de la propagation dans le temps et dans l'espace de la zone endommagée autour de la galerie.

En ce qui concerne la détermination des paramètres d'une loi de fluage du sel par des essais dilatométriques, Ladanyi et Gill (1983a; 1983b; 1984) ont proposé une méthode basée sur les expériences acquises antérieurement avec ce type d'essai dans la glace et dans les sols gelés. Le tableau 4.2 résume les essais dilatométriques de fluage utilisés pour déterminer les paramètres de la loi (3.14) de ces matériaux.

Ces auteurs suggèrent, à cette fin, la réalisation d'essais de fluage ou de relaxation mais ne présentent que des résultats d'essais de fluage au laboratoire sur des blocs de sel. L'interprétation proposée pour les essais à court terme permet de tenir compte de la non-linéarité de la courbe contrainte-déformation.

L'équipement utilisé pour les essais est le dilatomètre CSM auquel quelques modifications ont été apportées. Entre autres, l'inclusion d'un transducteur de pression à proximité de la cellule permet l'enregistrement en continu de la pression appliquée dans celle-ci. Un système de réservoir permettant d'augmenter le volume de fluide injecté dans la cellule fait passer la variation de diamètre de 7.8% à 22.0%.

Pour l'interprétation des essais de fluage dans le sel les auteurs adoptent la loi de fluage (3.14). Le

développement théorique conduisant à l'obtention des paramètres b , n et σ_c (pour une valeur de $\dot{\epsilon}_c$ donnée) est basée sur la théorie présentée par Ladanyi et Jonhston (1973) pour l'interprétation des essais dilatométriques dans les sols gelés.

On avait fait remarquer, dans les sections 4.2.2 et 4.2.3, que les essais de pressurisation de cavernes et de trous de forage sont limités par la pression qui fracture hydrauliquement le matériau. Dans le cas de essais dilatométriques, la membrane empêche que le fluide pénètre dans les fissures qui éventuellement se produiront. Ceci permettrait d'augmenter la pression au-delà de cette valeur de fracturation. Du point de vue de l'interprétation, cependant, le problème de changement de géométrie induit par la fracturation serait le même dans les deux cas.

Pour les essais à forte contrainte moyenne dans le sel, où la fissuration ne constituerait pas un problème, la plage de pressions qu'on peut appliquer avec les dilatomètres est toutefois limitée par la capacité des équipements disponibles (70 MPa).

À part cette limitation, le maintien de la pression à des valeurs élevées pour des longues périodes de temps s'est avérée problématique (Hustrulid et Hustrulid, 1975). Ladanyi et Gill (1983b) ont remarqué, en plus, des difficultés au niveau de l'évaluation de la variation de volume du trou. En effet, pour les dilatomètres sans palpeurs, celle-ci doit être calculée à partir de la variation de volume de fluide injecté qui est très sensible à des variations de température et à des fuites dans le système hydraulique (Patricio et Beus, 1977). Dans le cas d'essais à long terme, ces problèmes peuvent être suffisants pour invalider des résultats.

Ces deux aspects ne constituent pas un problème dans le cas de l'essai E.P.T.E. car la variation de volume du trou lors de cet essai est déduite à partir de l'enfoncement d'un poinçon, comme on le verra en détail au chapitre 5.

Tableau 4.1 - Caractéristiques des principaux dilatomètres.

DILATOMÈTRE	APPLICATION DE LA PRESSION	MESURE DES DÉFORMATIONS	DIAMÈTRES MESURÉS (#)	DIAMÈTRE FORAGE (mm)	LONGUEUR CHARGÉE (mm)	PRESSION MAXIMALE (MPa)	PAYS D'ORIGINE	RÉFÉRENCE
Pressuremètre Ménard (Type G)	Pression de gas appliquée au fluide de la cellule	Var. de volume de fluide injecté	Effet inté-gré de tous diamètres	60	210	10	France	Ménard (1957) Ménard (1966)
Pressuremètre Geoprobe*	Idem	Idem	Idem	76	-	10	-	Testlab Corp. (1967)
Dilatometre LNEC*	Expansion de la cellule par huile sous pression	4 LVDT	4	76	540	15	Portugal	Rocha et al (1966)
Dilatometre JANOD-MERMIM*	Idem	3 LVDT	3	168	770	15	France	Janod et Mermim (1954)
Cellule COME*	Idem	3 LVDT	3	160	1600	15	France	Come (1965)
Tube Deformeter*	Idem	24 LVDT	4	297	1300	4.5	Japon	Takano et Shimamoto (1966)
Sounding Dilatometer*	Idem	-	2	200 400	1000 1200	4 7	Yugoslavie	Kujundzic et Stojakovic (1964)
Cellule du CSM	Pression appliquée sur fluide par générateur	Var. de volume de fluide injecté	Effet inté-gré de tous diamètres	38	165	70	Etats-Unis	Panek et al (1964) Hustrulid et Hustrulid (1975)

* - Caractéristiques tirées de Goodman et al (1968)

Tableau 4.2 - Essais pressiométriques de fluage dans la glace et dans des sols gelés pour la détermination des paramètres σ_c , n et b ($\dot{\epsilon}_c = 10^{-5} \text{ min}^{-1}$).

MATÉRIAU	σ_c (MPa)	n	b	PRESSION INTER- NE APPLIQUÉE (MPa)	RÉFÉRENCE
Glace avec in- clusions silt	0.31*	3.38*	0.86*	1.25 - 2.37	Ladanyi(1972b)
Argile à varves	0.44-2.35	1.08-2.10	0.51-0.64	0.29 - 2.26	Ladanyi(1972c)
Argile à varves	0.45-2.40	1.33-2.67	0.40-0.67	0.56 - 1.50	Ladanyi et Johnston (1973)
Silt sableux	0.14-2.02	1.29-2.52	0.56-0.92	0.89 - 2.52	Ladanyi (1973)
Glace avec silt Sable silteux	0.20-0.45	1.75-2.56	0.70-0.90	0.55 - 4.45	Ladanyi (1978)
Glace marine	0.18-0.63	2.05-2.18	0.71-0.85	1.00 - 3.00	Ladanyi et al (1978)
Glace marine	0.45*	2.11*	0.79*	0.99 - 3.48	Saint- Pierre (1978)
Glace avec silt Sable silteux	0.45-0.73	2.37-2.84	0.70-0.80	0.55 - 4.45	Ladanyi (1979)
Sable	0.90-2.00	1.40-4.60	0.50-1.01	0.80 - 4.80	Eckardt (1981)
Glace	5.14* 1.34*	1.70* 3.20*	0.60* 1.00*	0.76 - 1.87	Lemoigne(1987)

* - Valeurs moyens fournis par les auteurs

CHAPITRE 5

L'ESSAI D'ENFONCEMENT D'UN POINÇON TRONCONIQUE EFFILÉ (E.P.T.E.)

5.1 - DESCRIPTION DE L'ESSAI

Dans le chapitre précédent nous avons souligné certains inconvénients présentés par le dilatomètre, particulièrement le dilatomètre sans palpeurs, lorsqu'utilisé pour des essais de longue durée. L'essai E.P.T.E. a été conçu comme une alternative à l'essai dilatométrique, ses principaux avantages par rapport à ce dernier étant la possibilité d'appliquer des pressions suffisamment élevées et de les maintenir constantes pendant plusieurs jours et l'évaluation des déplacements radiaux de la paroi du trou à partir de l'enfoncement du poinçon, éliminant ainsi le problème de fuites de fluide.

La figure 5.1 montre un schéma de l'essai E.P.T.E. qui, tel que suggéré par son nom, consiste à enfoncer un poinçon tronconique effilé dans un trou de même forme préalablement foré à partir d'une paroi dans le sel. La charge axiale Q est augmentée jusqu'à la valeur désirée et ensuite, maintenue constante pendant que l'enfoncement du poinçon par rapport au sel est enregistré dans le temps.

Dans le cas des essais E.P.T.E. réalisés dans la glace (Talabard, 1986) et dans les sables gelés (Guichaoua, 1984; Ladanyi et Guichaoua, 1985), seulement l'enfoncement absolu du poinçon a été mesuré. Comme c'est l'enfoncement du poinçon par rapport au sel (s) qui provoque l'expansion de la cavité et non l'enfoncement absolu de celui-ci, nous suggérons d'effectuer deux mesures: l'enfoncement total du poinçon par rapport à un repère fixe (δ) et l'enfoncement d'un point situé sur la paroi du trou au début de la partie tronconique par rapport à ce même repère (u_v). Ce dernier permet l'évaluation de la partie de l'enfoncement qui se produit sans glissement relatif entre le sel et le poinçon.

5.2 - MODÈLE D'INTERPRÉTATION PROPOSÉ

On présentera par la suite une méthode d'interprétation de l'essai E.P.T.E. basée sur le fait que l'enfoncement du poinçon dans le sel provoque l'expansion

de la cavité tronconique dans laquelle le poinçon est placé. Cette théorie a été développée par Ladanyi et Guichaoua (1985) et modifiée par le premier auteur du présent rapport pour tenir compte, entre autres, de la composante du déplacement vertical du poinçon qui ne contribue pas à l'expansion de la cavité. On verra par la suite que dans le cas de poinçons très effilés et des très faibles coefficients de frottement entre le sel et le poinçon (petites valeurs de α et φ), on retrouve les expressions suggérées par Ladanyi et Guichaoua (1985). On ne considérera par la suite que les déformations différées.

La figure 5.2a montre les forces agissant sur le poinçon placé dans un trou préalablement foré. On y présente également les composantes de déplacement d'un point situé sur la paroi du trou. Dans cette figure, Q est la charge axiale appliquée sur le poinçon, p est la réaction du sel mobilisée par l'expansion du trou, φ est l'angle de frottement entre le sel et le poinçon et α est le demi-angle au sommet du cône.

Etant donné qu'il n'y a pas de contact entre le sel et la pointe du poinçon, la charge Q sera entièrement reprise par la surface latérale du poinçon et l'équilibre dans la direction verticale impose que (Ladanyi et Guichaoua, 1985):

$$Q = Q_e = \int_0^{\chi} 2\pi r_i p (\sin\alpha + \tan\varphi \cos\alpha) dx \quad (5.1)$$

où Q_e est le terme associé à l'expansion de la cavité tronconique.

L'évaluation de Q_e , à partir de l'équation (5.1), requiert la connaissance de la valeur de p , la réaction mobilisée par l'expansion du trou, qui est fonction de l'enfoncement du poinçon. La solution présentée par Ladanyi et Guichaoua (1985) a été obtenue en assimilant la partie tronconique sous expansion à une superposition de cylindres de longueur infinitésimale dl de et rayon r_i , tel que montré à la figure 5.2b.

Pour chacun de ces cylindres Ladanyi et Guichaoua (1985) ont appliqué la solution présentée par Ladanyi et Johnston (1973) pour l'interprétation d'essais pressiométriques dans les sols gelés. Cette solution permet d'établir une relation entre la pression appliquée dans la cavité et les déplacements radiaux de la paroi de celle-ci en fonction du temps pour une loi de fluage du type:

$$\epsilon_e = (\dot{\epsilon}_c/b)^b (\sigma_e/\sigma_c)^n t^b \quad (3.14)$$

Cette méthode est basée sur la solution du problème d'expansion d'une cavité cylindrique dans un milieu infini sous un état stationnaire de contraintes par analogie avec la solution du problème élastique non linéaire correspondant. Ladanyi et Johnston (1973) présentent la relation existant entre le taux d'expansion de la cavité cylindrique et la pression interne qui provoque son expansion.

Appliquée à un matériau qui obéit à la loi de fluage donnée par l'équation (3.14), cette relation fournit, pour chacun des cylindres de rayon r_i montrés à la figure 5.2b:

$$u_i = r_i ((p_r - p_o)/C)^n \quad (5.2)$$

$$C = \sigma_c (n/\sqrt{3}) [(2/\sqrt{3}) (b/\dot{\epsilon}_c)^b]^{1/n} t^{-b/n} \quad (5.3)$$

où u_{r_i} est le déplacement horizontal différé de la paroi du trou au point où $r = r_i$;

p_r est la composante de p dans la direction horizontale;

p_o est la pression radiale qui agit à l'infini;

b , n et σ_c sont les paramètres de la loi de fluage.

Il serait souhaitable, à ce point, d'établir une relation entre u_{r_i} et l'enfoncement différé du poinçon par rapport au trou, s . A l'aide de la figure 5.2a on peut établir que:

$$p_r = p (\cos\alpha - \tan\varphi \sin\alpha) \quad (5.4)$$

$$u_r = s \tan\alpha \quad (5.5)$$

Si l'on substitue les équations (5.4) et (5.5) dans l'équation (5.2) nous avons:

$$p = (1/(\cos\alpha - \tan\varphi \sin\alpha)) ((C s \tan\alpha/r_i)^{1/n} + p_o) \quad (5.6)$$

Cette valeur de p peut maintenant être substituée dans (5.1) pour donner:

$$Q = \{ \pi C (1 + \tan\varphi / \tan\alpha) D^2 [(1-d/D)/L]^{1/n} [1 - (d/D)^{2-1/n}] s^{1/n} \} / \{ 2 (2-1/n) (\cos\alpha - \tan\varphi \sin\alpha) \} + \{ p_o (\tan\alpha + \tan\varphi) L (D+d) / (4(\cos\alpha - \tan\varphi \sin\alpha)) \} \quad (5.7)$$

Posons:

$$Q_o = p_o (\tan\alpha + \tan\varphi) L (D+d) / (4(\cos\alpha - \tan\varphi \sin\alpha)) \quad (5.8)$$

$$q = 4(Q - Q_o) / \pi D^2 \quad (5.9)$$

La substitution de (5.7) et (5.8) dans (5.9) donne, après réarrangement:

$$(s/L) = K_i q^n t^b \quad (5.10)$$

$$\text{où } K_i = \frac{[(\sqrt{3}/n)^n (\sqrt{3}/2) (\dot{\epsilon}_c/b)^b (1/2)^n (2-1/n)^n (\cos\alpha - \tan\varphi \sin\alpha)^n]}{[\sigma_c^n (1-(d/D)^{2-1/n}) (1-d/D)(1+\tan\varphi/\tan\alpha)^n]} \quad (5.11)$$

Quand $\alpha \rightarrow 0$ dans l'équation (5.11), on retrouve les expressions présentées par Guichaoua (1984), Ladanyi et Guichaoua (1985) et Talabard (1986).

À partir de (5.10), les valeurs des paramètres n , b et σ_c (pour une certaine valeur de ϵ_c) peuvent être obtenues pourvu que l'angle de frottement φ entre le sel et l'acier soit connu.

Théoriquement, on aurait besoin d'un minimum de deux essais (et idéalement de trois), à charges axiales différentes, pour déterminer les paramètres n , b et σ_c . D'après l'équation (5.10) on peut écrire:

$$\log (s/L) = \log (K_i q^n) + b \log t \quad (5.12)$$

Vu que pour un essai donné, K_i et q sont fixés, cette relation devient:

$$\log (s/L) = \text{constante} + b \log t \quad (5.13)$$

et le paramètre b sera la pente de la droite $\log (s/L)$ contre $\log t$, comme montré à la figure 5.3a.

La détermination de n est basée sur deux essais à charges q différentes. Pour un certain temps donné, $t=t_c$, l'équation (5.10) peut s'écrire:

$$\log (s/L)_{t=t_c} = \log (K_i t_c^b) + n \log q \quad (5.14)$$

et le paramètre n sera la pente de la droite $\log (s/L)_{t=t_c}$ contre $\log q$, comme montré à la figure 5.3b.

Une fois que b et n sont connus on peut facilement déterminer la valeur de σ_c pour la valeur de $\dot{\epsilon}_c$ choisie. Ladanyi et Gill (1983a; 1983b; 1984) utilisent $\dot{\epsilon}_c = 10^{-5} \text{ h}^{-1}$ comme taux de déformation de référence pour la détermination de σ_c à partir d'essais dilatométriques dans le sel.

5.3 - MODÉLISATION DANS UN MILIEU FINI

Pour les raisons déjà décrites à l'introduction du présent rapport, nous avons décidé d'entreprendre la vérification de l'applicabilité de cette technique d'essai au sel, dans un premier temps, par des essais de laboratoire sur des modèles réduits.

Dans ce cas, les expressions présentées ci-haut doivent être modifiées pour tenir compte de l'existence d'une frontière située à une certaine distance r_e du centre du trou, où la pression p_o est appliquée. L'expression (5.2) devient alors, d'après Huneault (1984):

$$u_i = (1/r_i) [(p_i - p_o)/C(r_i^{-2/n} - r_e^{-2/n})]^n \quad (5.15)$$

En suivant le même cheminement que dans le cas d'un milieu infini, on arrive à:

$$(s/L) = K_f q^n t^b \quad (5.16)$$

$$\text{où } K^f = \frac{[(\sqrt{3}/n)^n 2(\sqrt{3}/2)(\dot{\epsilon}_c/b)^b (\cos\alpha - \tan\varphi \sin\alpha)^n D^{2n}]/\{(2\sigma_c n)^n (D-d)(1+\tan\varphi/\tan\alpha)^n [(1/(2n-1)) D^2 (2/D)^{1/n} (1-(d/D)^2 (D/d)^{1/n}) - r_e^{-2/n} (1/(2n+1)) d^2 (d/2)^{1/n} (1-(D/d)^{2+1/n})]^n\}} \quad (5.17)$$

Quand $r_e \rightarrow \infty$, $K_f \rightarrow K_i$.

Lorsque le matériau a un comportement élastique linéaire pour la plage de contraintes appliquées lors de l'exécution de l'essai E.P.T.E., les relations (5.2) et (5.15) deviennent, respectivement:

$$u_i = r_i (p_i - p_o)/2G \quad (5.18)$$

$$u_i = (p_i - p_o)/(2G r_i (r_i^{-2} - r_e^{-2})) \quad (5.19)$$

En suivant le même cheminement que dans le cas des déformations différées, c.à.d., en utilisant (5.18) au lieu de (5.2) et (5.19) au lieu de (5.15), on arrive à:

$$s_{i1}^{el} = QL(\cos\alpha - \tan\varphi \sin\alpha)/[\pi G(D-d)^2 (1+\tan\varphi/\tan\alpha)] \quad (5.20)$$

où s_{i1}^{el} est l'enfoncement relatif du poinçon dans un milieu élastique linéaire infini;

G est le module de cisaillement du matériau élastique.

Dans un milieu fini, (5.20) devient:

$$s_{f1}^{el} = s_{i1}^{el}/[1-r_e^{-2}(D^2/4-D(D-d)/4-(D-d)^2/12)] \quad (5.21)$$

où s_f^{el} est l'enfoncement relatif du poinçon dans un milieu élastique linéaire fini dont le rayon extérieur est r_e .

5.4 - HYPOTHÈSES À LA BASE DE L'INTERPRÉTATION

5.4.1 - L'existence d'un déplacement relatif entre le sel et le poinçon

Nous avons postulé, jusqu'à présent, l'existence d'un déplacement relatif entre le poinçon et le sel de façon à ce que l'application de la force Q produise l'expansion de la cavité tronconique. Dans le cas de l'existence d'adhésion entre le sel et l'acier, les points situés sur le sel à la paroi du trou se déplaceront solidairement au poinçon sans qu'aucune expansion de la cavité soit produite. Dans ce cas, l'équation (5.1) devient:

$$Q = Q_a = \pi C_a L (D+d)/2 \quad (5.22)$$

où Q_a est le terme associé à l'adhésion;
 C_a est l'adhésion entre le sel et l'acier, considérée constante tout le long de la partie tronconique.

D'un autre côté, dans le cas idéal d'aucun frottement entre le sel et l'acier, pour une certaine charge Q , le rapport entre le déplacement relatif et le déplacement total du poinçon sera maximum. Cet aspect est illustré à la figure 5.4 et on y voit que, au fur et à mesure que l'angle de frottement augmente, la partie de l'enfoncement total qui contribue à l'expansion de la cavité diminue.

Ainsi, pour une certaine charge donnée, ces deux situations représentent des bornes inférieure (adhésion totale entre le sel et l'acier) et supérieure (aucun frottement entre eux) pour les déplacements mesurés. En mesurant l'enfoncement de la surface du sel au début de la partie tronconique (u_v) et l'enfoncement du poinçon (δ) par rapport à un même repère fixe, on pourrait statuer sur la validité de l'hypothèse d'une expansion de la cavité provoquée par l'application de la charge Q . De la même façon, on pourrait établir la valeur de l'angle de frottement (φ).

Dans le cas où le déplacement du poinçon par rapport au sel est négligeable relativement au déplacement du poinçon par rapport à un repère fixe, la théorie de Johnston et Ladanyi (1972) pour des tiges injectées dans

des sols gelés peut être utilisée. Cette théorie, appliquée à un pieu cylindrique rigide de diamètre d_m et longueur L dans matériau obéissant à la loi de fluage donnée par (3.14), fournit, pour le déplacement différé du haut du pieu (δ_t):

$$\delta_t = K_a Q^n t^b \quad (5.23)$$

$$K_a = [\sqrt{3}^{n+1} (\dot{\epsilon}_c/b)^b d_m^{1-n}] / [(n-1) 2 (\pi L \sigma_c)^n] \quad (5.24)$$

Si le pieu est placé dans un matériau élastique linéaire, le déplacement d'un pieu rigide sera:

$$\delta_t = [Q/A_1 r_m \ln(r_e/r_m)]/G \quad (5.25)$$

où A_1 est la surface latérale du pieu en contact avec le milieu;

r_e est le rayon pour lequel la contrainte tangentielle sur un plan vertical devient négligeable par rapport à sa valeur à $r=r_m$.

On doit, cependant, vérifier l'applicabilité de cette équation, valable pour un pieu cylindrique, à un poinçon tronconique. Pour ce faire nous avons procédé à une analyse par éléments finis en utilisant le programme ADINA. Les dimensions adoptées sont celles du montage expérimental qui sert présentement à la réalisation d'essais E.P.T.E. au laboratoire et les paramètres de déformabilité adoptés sont jugés significatifs pour le sel et l'acier utilisés pour l'expérimentation. Ces valeurs sont montrées à la figure 5.5.

On présente à la figure 5.6 les déplacements verticaux des points situés au contact sel-poinçon obtenus lors de l'analyse numérique, pour un pieu tronconique et pour un pieu cylindrique dont le diamètre est le diamètre moyen de la partie tronconique. Pour ce dernier on présente également les résultats donnés par la théorie (équation 5.25). À la figure 5.7 les contraintes tangentielles aux points d'intégration proches au contact sont montrées, pour les mêmes situations.

Ces résultats nous conduisent à deux conclusions: tout d'abord on constate que pour le cas d'adhésion entre le sel et le poinçon, on peut considérer la partie tronconique comme un cylindre de diamètre moyen équivalent. Deuxièmement, les valeurs fournies par la théorie représentent des moyennes des déplacements et des contraintes suivant toute la longueur de la partie tronconique. Ceci est dû au fait que le poinçon a été

supposé rigide par rapport au sel dans le développement des équations (5.23) à (5.25). Les figures 5.8 et 5.9 présentent les résultats des mêmes analyses en supposant un poinçon rigide, c'est-à-dire un poinçon pour lequel le rapport $E_p/G=10^6$, E_p étant le module d'élasticité de l'acier et G le module de cisaillement du sel. Dans ce cas les valeurs prévues par la théorie sont à 1% près de celles fournies par l'analyse numérique.

Ces résultats suggèrent le besoin de prendre en considération la déformabilité du poinçon lors de l'interprétation des essais. Cependant, quand on se place dans des conditions d'expansion de la cavité, la déformation du poinçon devient négligeable par rapport aux déplacements mesurés. Dans le cas de frottement nul, par exemple, la différence entre le déplacement vertical de deux points situés au début et à la fin de la partie tronconique du poinçon ne représente que 0.04% du déplacement vertical de celui-ci. Ces résultats sont montrés à la section 5.4.2.

Dans le but de pouvoir évaluer l'importance de la déformabilité du poinçon, nous avons modifié les équations de Randolph et Wroth (1978) de façon à considérer un pieu dont la charge reprise par la pointe est nulle et nous arrivons à:

$$\delta_t = Q (\zeta \Delta / 2\pi G) \quad (5.26)$$

$$\zeta = \ln(r_e/r_m) \quad (5.27)$$

$$\Delta = (1/e^{\mu L} + 1/e^{-\mu L}) / [1/(\mu e^{\mu L}) - 1/(\mu e^{-\mu L})] \quad (5.28)$$

$$\mu = [\sqrt{2}/\sqrt{(\Delta \lambda)}] / r_m \quad (5.29)$$

$$\lambda = E_p/G \quad (5.30)$$

Appliqué au pieu tronconique montré à la figure 5.5, nous avons, pour le déplacement du haut de la partie tronconique:

$$\delta_{t \text{ théorie}} / \delta_{t \text{ analyse numérique}} = 98.63\%$$

Finalement, on peut dire que, dans le cas d'un enfoncement solidaire du poinçon et du sel, les équations (5.23) et (5.24) pourraient être modifiées si le poinçon ne peut être considéré comme rigide par rapport au sel, de façon à pouvoir déterminer correctement les valeurs des paramètres b , n et σ_c .

5.4.2 - Les contraintes et les déplacements au contact sel-poinçon

Dans les équations présentées à la section 5.3, on a supposé la validité des relations (5.2), (5.15), (5.18) et (5.19), applicables dans le cas d'un essai pressiométrique. Nous avons en plus supposé que tous les points au contact sel-acier subissent un même déplacement radial u_r quand le poinçon subit un déplacement s par rapport au sel de telle façon que:

$$u_r = s \tan \alpha \quad (5.5)$$

Fragaszy et Cheney (1977) ont examiné l'influence de l'inclinaison des parois du trou par rapport à la verticale sur les résultats d'un essai pressiométrique. Ces auteurs ont effectué une analyse par éléments finis en élasticité linéaire et des valeurs de α de 0.5° et 1.5° . Ils concluent que les résultats obtenues en supposant le rayon constant tout le long du trou et égal au rayon au point considéré étaient à moins de 1% près de la solution exacte.

Nous avons vérifié ces hypothèses par des analyses par éléments finis avec le logiciel ADINA qui possède des éléments joints nécessaires à la modélisation du contact entre le sel et l'acier. Lors de ces analyses, nous avons considéré un frottement nul entre le sel et l'acier et un comportement élastique linéaire pour ces deux matériaux. Les paramètres de déformabilité ainsi que les dimensions adoptées sont celles déjà montrées à la figure 5.5. La figure 5.10 montre la distribution théorique des pressions normales au contact et celle fournie par l'analyse numérique.

Les différences entre les valeurs théoriques et celles données par ADINA sont inférieures à 10%, si l'on ne considère pas la concentration de contraintes à la fin de la partie tronconique. En fait, cette concentration est similaire à celle que se produit au contact d'une semelle rigide avec le sol et disparaît si le sel s'arrête à la fin de la partie tronconique, comme montré à la figure 5.11.

Malgré cette différence, les valeurs d'enfoncement relatif du poinçon prévues par la théorie et par l'analyse numérique montrent une différence de seulement 3.4%:

$$s_{\text{théorie}}^{\text{sel}} / s_{\text{analyse numérique}}^{\text{sel}} = 1.034$$

En ce qui concerne la relation (5.5), la figure 5.12 montre les valeurs des déplacements radiaux des points

situés sur la paroi du trou données par l'analyse numérique et de ceux calculés selon la relation (5.5). On constate que les différences sont inférieures à 5%.

5.4.3 - L'existence d'un état stationnaire de contraintes

L'interprétation proposée aux sections 5.2 et 5.3 repose sur la relation (5.2) valable pour un milieu soumis à un état stationnaire de contraintes, c'est-à-dire, à un état de contraintes dont la distribution dans le milieu reste constante dans le temps (Hult, 1966). En outre, on considère que les déformations totales sont dues surtout aux déformations de fluage ou, en d'autres mots, que les déformations instantanées deviennent négligeables par rapport aux déformations de fluage. Si ces conditions sont satisfaites, le problème peut être résolu par analogie avec le problème équivalent en élasticité non linéaire où les déformations élastiques sont assimilées aux taux de déformations de fluage dans le problème réel (Hult, 1966).

Dans le cas général, l'état initial de contraintes σ_e^0 , établi dans le milieu au moment $t=0^+$ tendra, dans le temps, vers un état stationnaire de contraintes σ_e^{ss} qui sera différent de σ_e^0 à l'exception des cas où il n'y a pas de gradient de contrainte dans le milieu, comme dans le cas d'un essai de fluage en compression uniaxiale ou triaxiale, ou quand la déformation équivalente de fluage est une fonction linéaire de σ_e . Pour ces deux dernières conditions, les déformations de fluage s'accumulent de façon uniforme dans le milieu et la redistribution de contraintes est absente.

L'importance de la redistribution de contraintes sur l'interprétation de l'essai E.P.T.E. doit être examinée par rapport à la durée de l'essai. Effectivement, on pourrait prévoir deux situations limites où la redistribution pourrait être négligée dans l'interprétation: celles où le temps nécessaire à atteindre l'état stationnaire est très court ou très long par rapport à la durée de l'essai.

Des solutions analytiques décrivant l'évolution de l'état de contraintes de l'état initial σ_e^0 à l'état σ_e^{ss} ne sont disponibles que pour des cas extrêmement simples comme, par exemple, celui d'une sphère creuse soumise à une pression interne constante ou celui d'une poutre soumise à un moment fléchissant constant (Spence et Hult, 1973). Pour la plupart des problèmes pratiques, cette évolution ne peut être évaluée que par des méthodes numériques ou

expérimentales. Leite (1988) a revu les principales solutions présentées dans la littérature.

Plusieurs auteurs se sont intéressés à la question de la durée de la phase de redistribution de contraintes dont Hoff (1954), Marriott et Leckie (1964), Calladine (1969), Huneault (1984) et Ladanyi et Huneault (1987). De façon générale, ces auteurs sont d'accord sur le fait que le temps nécessaire à la réalisation de la phase de redistribution est de l'ordre du temps nécessaire à ce que les déformations de fluage deviennent du même ordre de grandeur des déformations élastiques initiales.

La plupart des travaux associés au problème de la redistribution des contraintes pendant le fluage dans des cylindres à parois épaisses ou autour d'une cavité cylindrique dans un milieu infini ont été obtenus par méthodes numériques, notamment la méthode des éléments finis (Winkel et al., 1972; Nair et al., 1974; Fossum, 1977; Serata et McNamara, 1980; Ghaboussi et al., 1981; Prij et Mengelers, 1981; Chabannes, 1983; Huneault, 1984; Fernandez et Hendron, 1984; Wallner, 1984; Lux et Rokahr, 1984; Murat et al., 1986).

Ces travaux ont permis de démontrer que le comportement de ces structures résulte, d'un côté, du comportement intrinsèque du matériau et de l'autre, de la variation des contraintes. Ainsi, même si le matériau présente du fluage secondaire, le comportement de la structure présentera une phase transitoire due à la redistribution des contraintes et tendra vers un état stationnaire quand les contraintes seront stabilisées (Nair et al., 1974; Prij et Mengelers, 1981; Wallner, 1984).

Le tableau 5.1 résume les principales analyses numériques d'excavations ou de cylindres épais de sel en indiquant la loi de fluage, les paramètres utilisés dans la simulation et les temps de redistribution de la contrainte équivalente. De façon générale, on retrouve beaucoup de dispersion dans les temps prévus par les différentes analyses pour atteindre, à toutes fins pratiques, l'état stationnaire des contraintes (théoriquement il n'est atteint qu'à un temps infiniment long).

Ces différences sont dues, entre autres, au fait que ce temps est fonction de la loi de fluage adoptée (Lux et Rokahr, 1984), des paramètres b et surtout n de la loi de fluage, de la différence entre la pression appliquée à l'intérieur de la cavité et la contrainte dans le massif, p , du module d'élasticité, E , et de façon moindre, du

coefficient de Poisson, ν . Les figures 5.13 à 5.15 montrent l'influence de n , ν et p sur le temps de redistribution pour un sol gelé, selon Huneault (1984). Dans ces figures, la fonction de redistribution $\delta(r,t)$ définie par cet auteur, prend la valeur 0.5 à l'état stationnaire.

À part les solutions obtenues par des méthodes numériques, le temps nécessaire à ce que les contraintes atteignent un certain pourcentage de leur valeur à l'état stationnaire peut être évalué par des méthodes approximatives telles que l'échelle de temps proposée par Huneault (1984) et subséquemment modifiée par Ladanyi et Huneault (1987) pour l'interprétation d'essais dilatométriques dans les sols gelés.

Cette échelle de temps a été obtenue en suivant le même cheminement que celui utilisé par Calladine (1969) qui, pour sa part, s'est inspiré du concept de point de pivot (skeletal point) proposé par Marriott et Leckie (1964). Le point de pivot serait un point dans le milieu où la contrainte équivalente demeurerait constante dans le temps de telle façon que la déformation totale à ce point serait donnée par la sommation de la déformation élastique initiale et de la déformation de fluage résultant d'un état stationnaire de contraintes.

Il semble plutôt adéquat, comme l'on remarqué Ladanyi et Huneault (1987), de parler d'une zone de pivot au lieu d'un point de pivot car, même si à la rigueur les points de pivot n'existent pas pour une assez grande gamme de problèmes, le concept de zones de pivot peut être très utile pour analyser ce qui se passe pendant la phase transitoire (Edelstein et Hult, 1983).

L'échelle de temps proposée par Ladanyi et Huneault (1987) considère un matériau qui obéit l'équation (3.14). L'application de l'échelle de temps de Huneault (1984) au cas d'une cavité cylindrique soumise à une pression interne constante, requiert d'abord la localisation du point de pivot, car son échelle s'applique aux points situés dans la zone de pivot.

Etant donné que, autant dans le cas de l'essai dilatométrique que dans celui de l'essai E.P.T.E., la pression radiale agissant à l'intérieur de la cavité est reliée aux déplacements de la paroi de celle-ci, l'utilisation des échelles de temps pour la redistribution sera plus justifiée dans la mesure où les points sur la paroi se trouvent dans une zone de pivot. C'est en supposant que cette hypothèse peut être raisonnablement

appliquée pour $n \leq 5$ que Ladanyi et Huneault (1987) évaluent le temps nécessaire à la redistribution pour un essai dilatométrique dans un sol gelé.

Des analyses par éléments finis ont démontré que, au fur et à mesure que n augmente, cette échelle prévoit des temps trop courts pour la redistribution des contraintes. Cette divergence vient du fait que, dans la dérivation de son échelle de temps, Calladine (1969) a supposé que le temps nécessaire à la redistribution est contrôlé par les déformations élastiques et de fluage relatives à des petits changements de contraintes près de l'état stationnaire ce qui ne constitue une bonne approximation que pour les cas où tous les points de la structure sont dans une zone de pivot.

Finalement, une troisième approche à la question de la redistribution de contraintes dans le sel autour d'une cavité cylindrique soumise ou non à une pression interne p_i est l'approche expérimentale. Malheureusement, la plupart des méthodes de mesures de contraintes disponibles actuellement ne permettent pas d'évaluer l'évolution des contraintes dans le temps, une exception étant les inclusions rigides (Skilton, 1971) ou les cellules hydrauliques (Baar, 1977). Quelques mesures exécutées dans le sel avec ces instruments confirment certains aspects soulignés par les analyses numériques comme, par exemple, le fait que la redistribution se produit à une plus grande vitesse au début et s'atténue au fur et à mesure que l'on s'approche de l'état stationnaire (Natau et al., 1986; Haupt et Natau, 1987).

En ce qui concerne la période de temps pendant laquelle la redistribution se produit, on remarque une certaine divergence entre les mesures présentées par les différents auteurs. Evidemment, une comparaison directe entre des temps de redistribution pour des cas différents est dépourvue de sens compte tenu des différentes conditions existantes (état initial des contraintes, caractéristiques contrainte-déformation du sel, etc.). La température peut aussi affecter énormément les temps de redistribution (Barnes et al., 1967; Balthasar et al., 1987).

Dans le but d'étudier l'adéquation de l'essai de fracturation hydraulique à la mesure de contraintes dans le sel, Boyce et al. (1984) ont exécuté des simulations au laboratoire où des cylindres creux de sel de Avery Island ont été soumis d'abord à une contrainte hydrostatique et, ensuite, soumis à une pression interne jusqu'à la

fracturation. Ces auteurs ont trouvé que la contrainte de fracturation était indépendante du délai entre l'application de la contrainte hydrostatique et la fracturation pour des intervalles de temps allant jusqu'à 64 heures (temps maximum d'essai utilisé). Ceci pourrait indiquer que, dans cet intervalle de temps la redistribution, si elle existe, n'est pas assez accentuée pour affecter les valeurs de la pression de fracturation.

Dans le but d'évaluer s'il se produit ou non de la redistribution de contraintes pendant la période de temps nécessaire à la mesure des contraintes par la technique du "doorstopper", Corthésy (1989) a effectué des simulations sur des cylindres du même sel artificiel que celui utilisé dans la présente recherche.

L'une des simulations effectuées consistait à appliquer une charge biaxiale sur un cylindre de même diamètre que ceux utilisés pour l'essai E.P.T.E. au laboratoire. Le cylindre comportait un trou central sur toute sa longueur à l'intérieur duquel une cellule de Leeman (mesure de déformations à la paroi du trou) a été collée. Une contrainte biaxiale de 11.66 MPa a été appliquée et maintenue pendant une période de 17 heures. Pendant cette période, les 12 jauges, la pression, la température, l'humidité relative et le temps ont été enregistrés.

La pression a ensuite été enlevée et le cylindre rechargé et déchargé dans le domaine élastique (en-deçà de la pression de 11.66 MPa) pour permettre l'évaluation de la relation pression-déformation pour chacune des jauges pendant la décharge. Les pentes des courbes à la recharge se sont avérées pratiquement les mêmes qu'à la décharge. Ainsi, la décharge du cylindre peut être perçue comme résultant de l'application à la périphérie d'une pression de même intensité mais de signe contraire à la pression initiale.

Ceci implique que, s'il y a redistribution de contraintes pendant la période de 17 heures, le déchargement va induire sur une région autour du trou central, des contraintes résiduelles macroscopiques de tension. Lors d'une saignée, la libération de ces contraintes devrait produire des déformations de compression à la paroi du trou.

Deux saignées radiales ont été exécutées sur le cylindre. Ces saignées, exécutées sur toute la longueur de ce dernier et espacées de 120°, ont permis de détacher une

des rosettes de la cellule de Leeman. La déformation résiduelle récupérée sous la jauge transversale de cette rosette multipliée par la pente évaluée suite à la recharge, permet une évaluation grossière de la grandeur de la contrainte tangentielle résiduelle. Celle-ci serait d'environ 1 MPa en tension, ce qui signifierait une redistribution de l'ordre de 9%.

Ces résultats suggèrent que l'importance de la redistribution de contraintes pour l'interprétation des essais E.P.T.E. peut être évaluée expérimentalement et que cet approche mérite d'être approfondie.

À lumière de ce qui précède, nous voyons que la question de l'intensité et de la durée de la redistribution de contraintes autour d'excavations dans le sel est loin d'être réglée. Par rapport à la durée prévue pour chaque essai E.P.T.E. pendant sa phase de mise au point, deux possibilités se présentent. Si les temps de redistribution sont de l'ordre de centaines ou même de milliers de jours comme le suggèrent les résultats de Lux et Rokahr (1984), Wallner (1984) et de Natau et al. (1986), l'interprétation de l'essai E.P.T.E. pourrait éventuellement être basée sur la distribution initiale des contraintes. Les résultats de Boyce et al. (1984) et de Corthésy (1989) suggèrent que cette hypothèse peut être raisonnable. Par contre, si ce temps est très court comme le suggèrent certains résultats de mesure de variation de la pression dans des cellules hydrauliques présentés par Baar (1977), l'interprétation basée sur l'état stationnaire est acceptable.

Cet aspect a été souligné par Murat et al. (1986) pour l'interprétation de l'essai dilatométrique dans les sols gelés. La figure 5.16 montre trois courbes théoriques pour un essai dilatométrique. La courbe 1 suggère que l'état de contrainte initial σ_e^0 reste constant tout au long de l'essai tandis que la courbe 2 suppose que σ_e^{ss} reste constant dès le début. Finalement la courbe 3 montre le passage graduel d'un état à l'autre qui correspond à la vraie situation.

Le paramètre b étant la pente de cette courbe, on voit que les deux situations extrêmes envisagées (temps de redistribution très long ou très court) n'entraînent pas d'erreur dans sa détermination. Murat et al. (1986) suggèrent une méthode corrective des paramètres b et n basée sur des simulations par éléments finis.

Nous pouvons conclure en disant que la pertinence de la phase de redistribution dans l'interprétation devra être

étudiée afin de pouvoir statuer sur l'éventuelle façon d'en tenir compte. Cependant, la revue de la littérature sur les temps de redistribution de contraintes dans le sel semble indiquer qu'une période de 1 ou 2 jours pourrait être suffisamment courte pour négliger la redistribution de contraintes et suffisamment longue pour la détermination des paramètres b , n et σ_c .

5.4.4 - L'existence d'un champ isotrope de contraintes naturelles

La grande majorité des auteurs semble favoriser l'hypothèse d'un état isotrope de contraintes naturelles, égal au poids des terres (Gnirk et Johnson, 1964; Baar, 1977; Mraz, 1978; Bérest, 1981; Herget et Mackintosh, 1987). Cette hypothèse est basée sur le comportement visqueux du sel associé à son faible seuil d'écoulement plastique, qui fait que la contrainte déviatorique maximale soit peu élevée (Carter et al., 1982)

D'un autre côté se situent les auteurs qui favorisent l'idée d'un champ anisotrope de contraintes naturelles, comme Fossum (1977), Serata et McNamara (1980), et Hardy (1982). Cependant, même ces auteurs considèrent que la contrainte verticale σ_v est égale au poids des terres et que la contrainte horizontale σ_h obéit à une relation du type $\sigma_h = k\sigma_v$ où $0.8 \leq k \leq 1.2$.

On considère, donc, que l'hypothèse d'un champ isotrope de contraintes naturelles retenue pour l'interprétation de l'essai E.P.T.E. est tout à fait satisfaisante.

5.5 - CONCLUSIONS

Dans ce chapitre nous avons présenté le développement théorique menant à l'interprétation de l'essai E.P.T.E. dans deux situations limites: celle où le frottement entre le sel et le poinçon est nul et celle où il y a adhérence complète entre les deux. Des expressions permettant l'interprétation des essais réalisés au laboratoire ont été présentées. Nous avons aussi évalué, par éléments finis, la validité de certaines hypothèses retenues pour l'interprétation. Nous avons retenu l'hypothèse d'un champs de contraintes in situ isotrope et accepté que l'étude de l'influence de la redistribution des contraintes sur la valeur des paramètres de fluage devra être approfondie.

Tableau 5.1 - Analyses numériques des temps de redistribution de contraintes autour de cavités cylindriques dans des massifs ou des cylindres de sel

RÉFÉRENCE	LOI DE FLUAGE ADOPTÉE (σ_* en MPa; t en heures)	E (GPa)	p (MPa)	ν	r_{int}	r_{ext}	t_R
Nair et al (1974)	$\epsilon_*^c = 1.98 \times 10^{-27} \sigma_*^{4.4} t$	138	2.53	0.30	0.406 cm	0.635 cm	6 h
Ghaboussi et al (1981)	$\epsilon_*^c = 1.49 \times 10^{-20} \sigma_*^{2.9} t^{0.5}$	27.6	10.0	0.25	41.19 m	1230 m	>1.87 a
Prij et Mengelers (1981)	$\epsilon_*^c = 8.80 \times 10^{-11} \sigma_*^{5.5} t$	7.6	22.0	0.30	r_{int}	3000 x r_{int}	>2.74 a
Chabannes (1983)*	$\epsilon_*^c = 1.97 \times 10^{-32} \sigma_*^{4.27} t$		2.0-13.8				>300 j
Fernandez et Hendron (1984)	$\epsilon_*^c = 4.94 \times 10^{-19} \sigma_*^{2.9} t^{0.38}$	2.2-3.3	20.6	-	15.48 cm	5.20 m	200 h
Wallner (1984)	$\epsilon_*^c = 2.25 \times 10^{-10} \sigma_*^5 t$	25.0	22.1	0.25	15.75 cm	400 m	>3.07 a
Lux et Rokahr(1984)	Plusieurs lois de fluage	10.0	10.0	0.45	9.50 m	-	>2.74 a

Observations: h = heures

j = jours

a = années

* = cavité tronconique

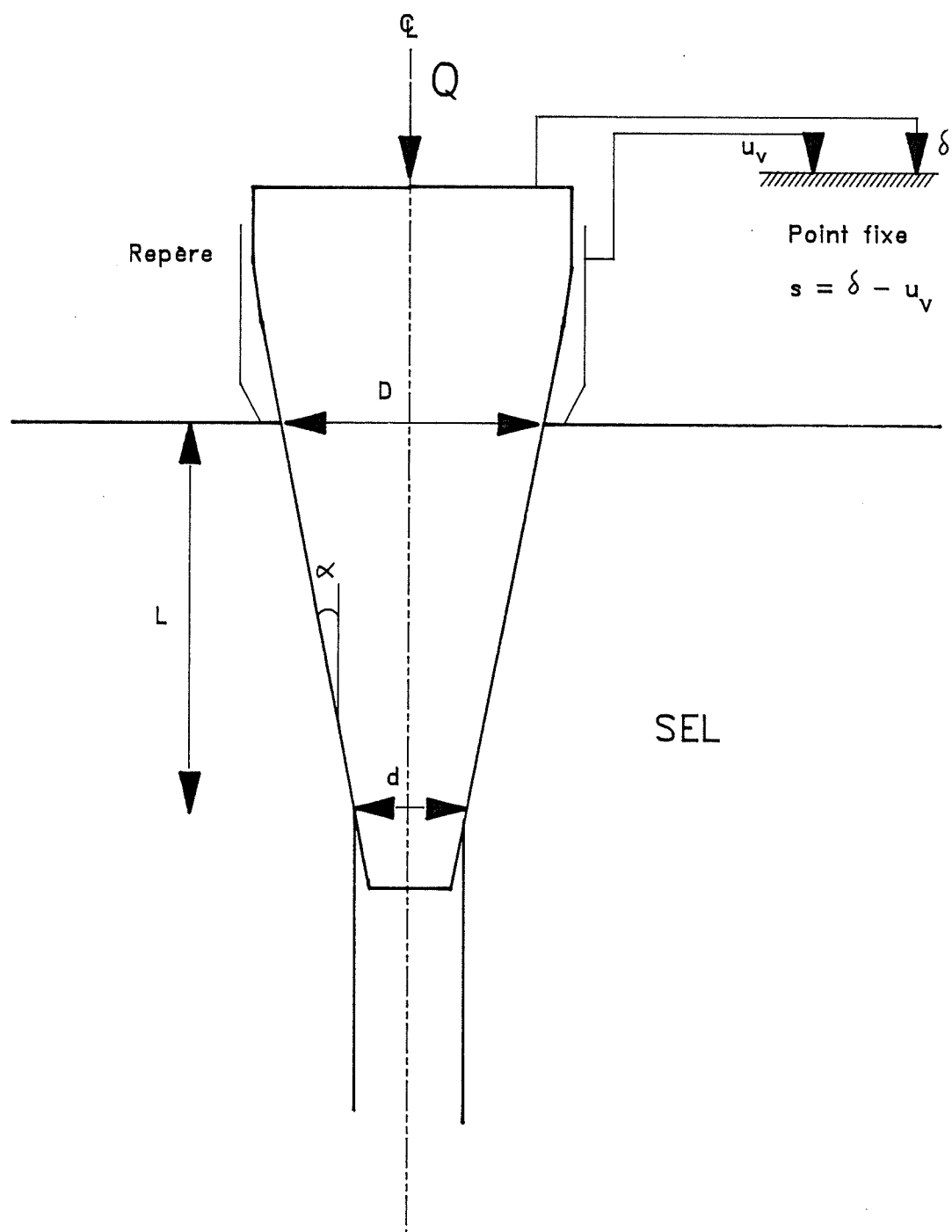


Figure 5.1 - Schéma de l'essai E.P.T.E. in situ.

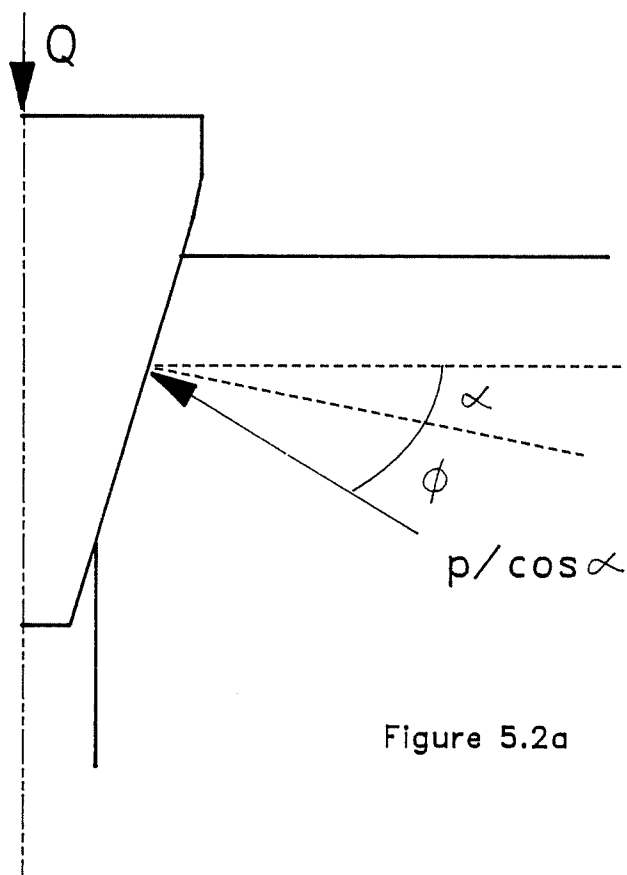


Figure 5.2a

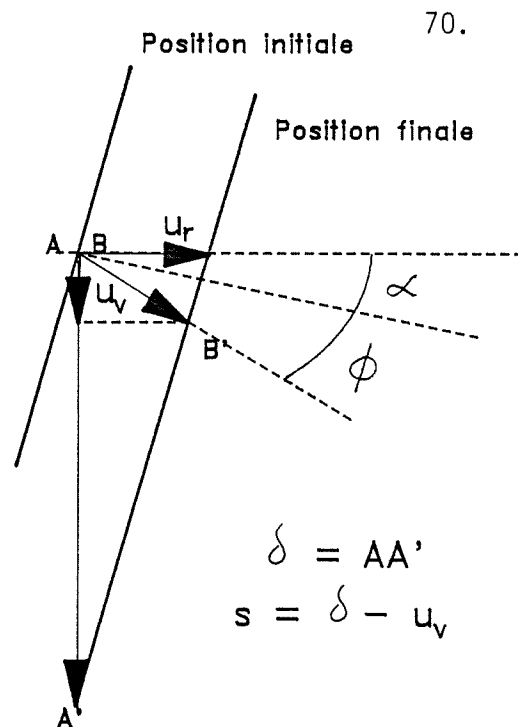
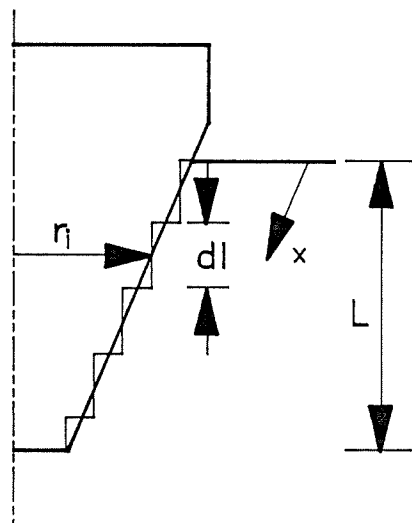


Figure 5.2b



$$dx = dl/\cos \alpha$$

$$\chi = L/\cos \alpha$$

Figure 5.2 - a) Forces agissant sur le poinçon et composantes de déplacement des points au contact sel-acier; b) modèle approximatif adopté pour l'interprétation de l'essai E.P.T.E.

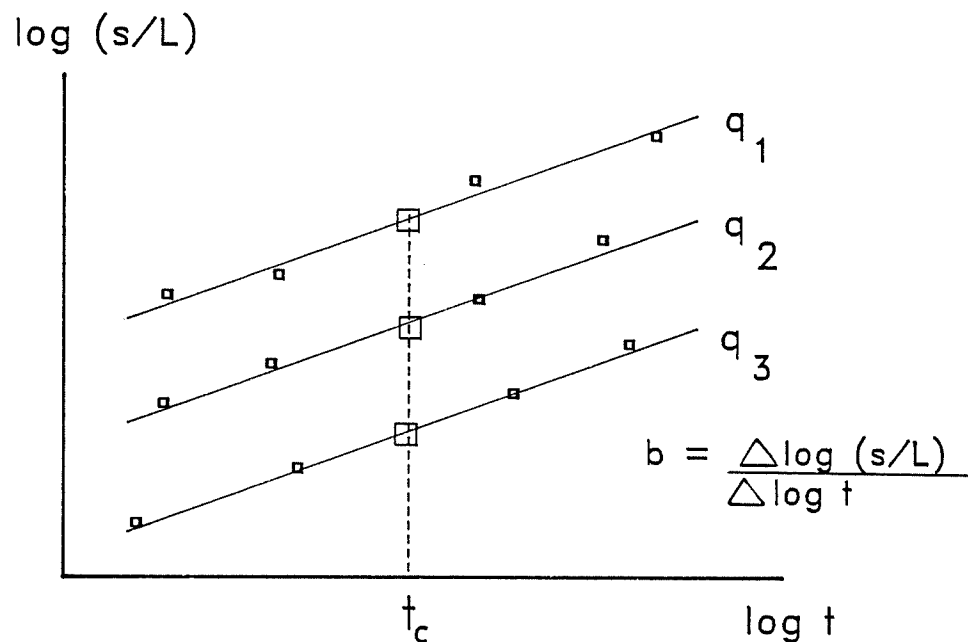


Figure 5.3a

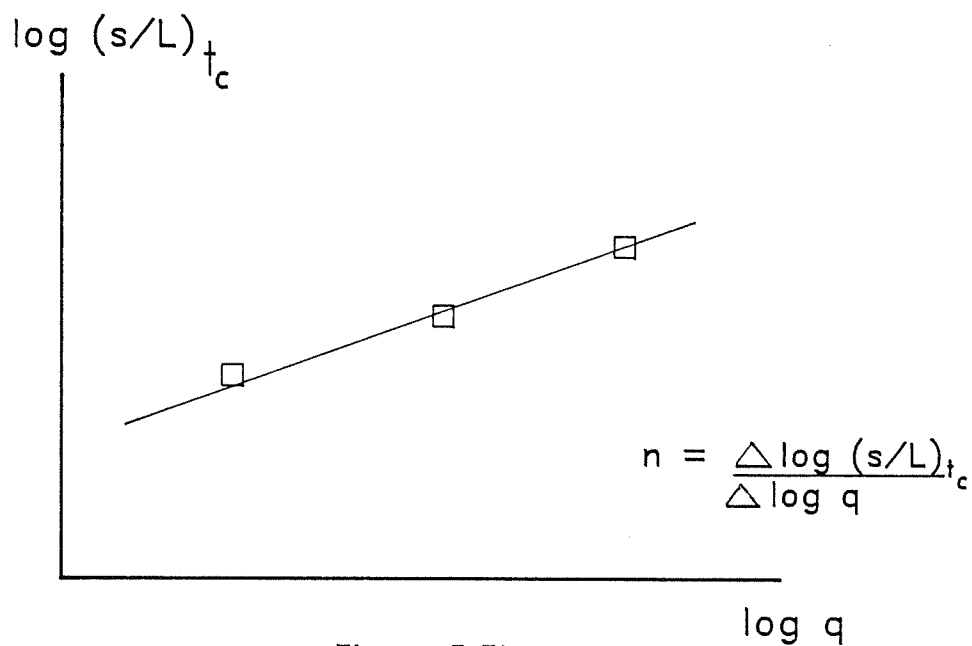


Figure 5.3b

Figure 5.3 - Détermination des paramètres a) b et b) n de la loi de fluage.

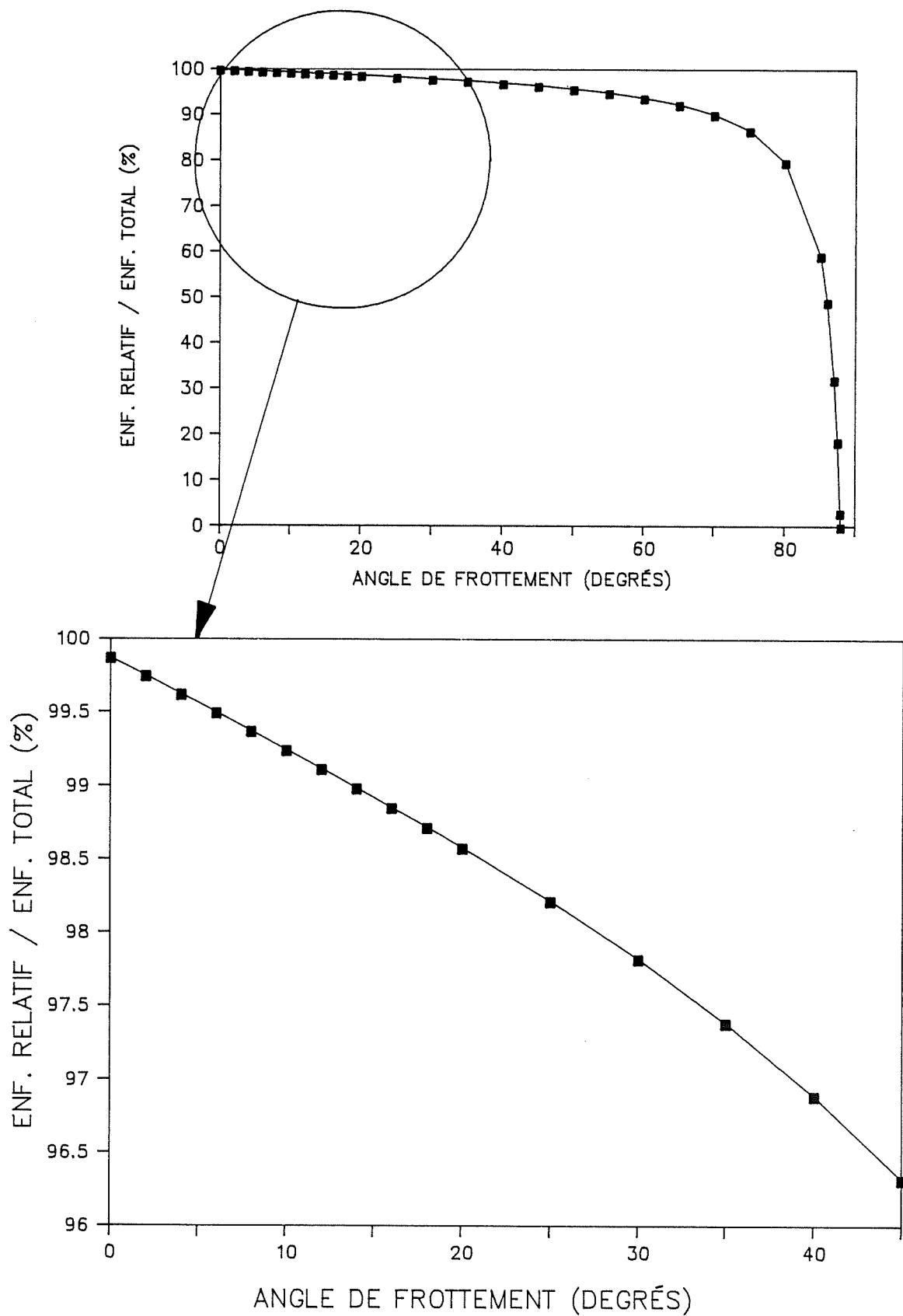
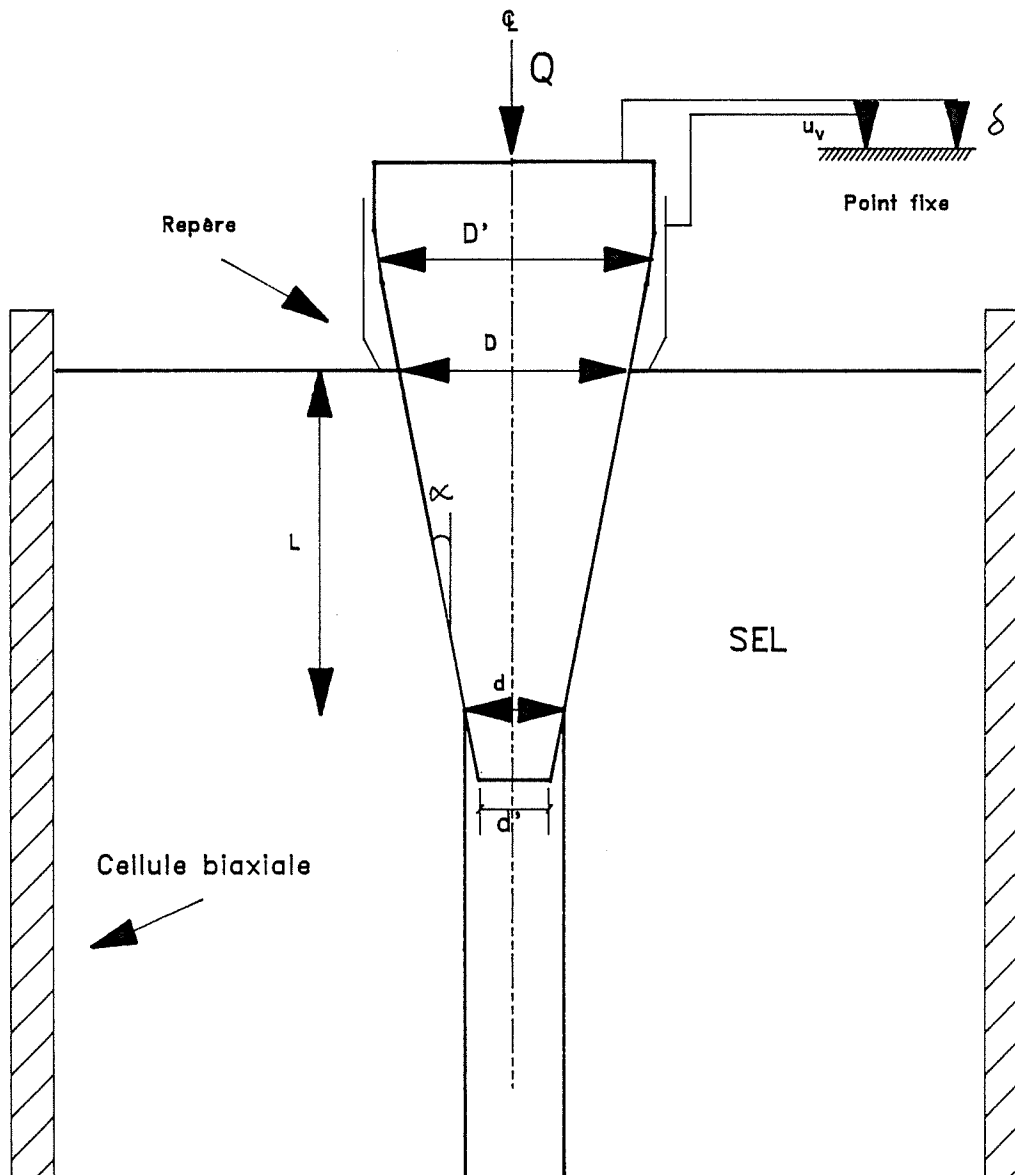


Figure 5.4 - Variation du rapport enfouissement relatif / enfouissement total du poinçon en fonction de l'angle de frottement entre le sel et l'acier.



Dimensions adoptées au laboratoire et dans l'analyse par E.F.:

$D' = 12.7 \text{ mm}$
 $D = 9.56 \text{ mm}$
 $d' = 6.35 \text{ mm}$
 $d = 6.75 \text{ mm}$
 $L = 39.59 \text{ mm}$
 $\alpha = 2^\circ$

SEL: $E = 10.34 \text{ GPa}$
 $\nu = 0.25$

ACIER: $E = 206.90 \text{ GPa}$
 $\nu = 0.29$

Figure 5.5 - Schéma de l'essai E.P.T.E. au laboratoire et paramètres adoptés lors des analyses numériques.

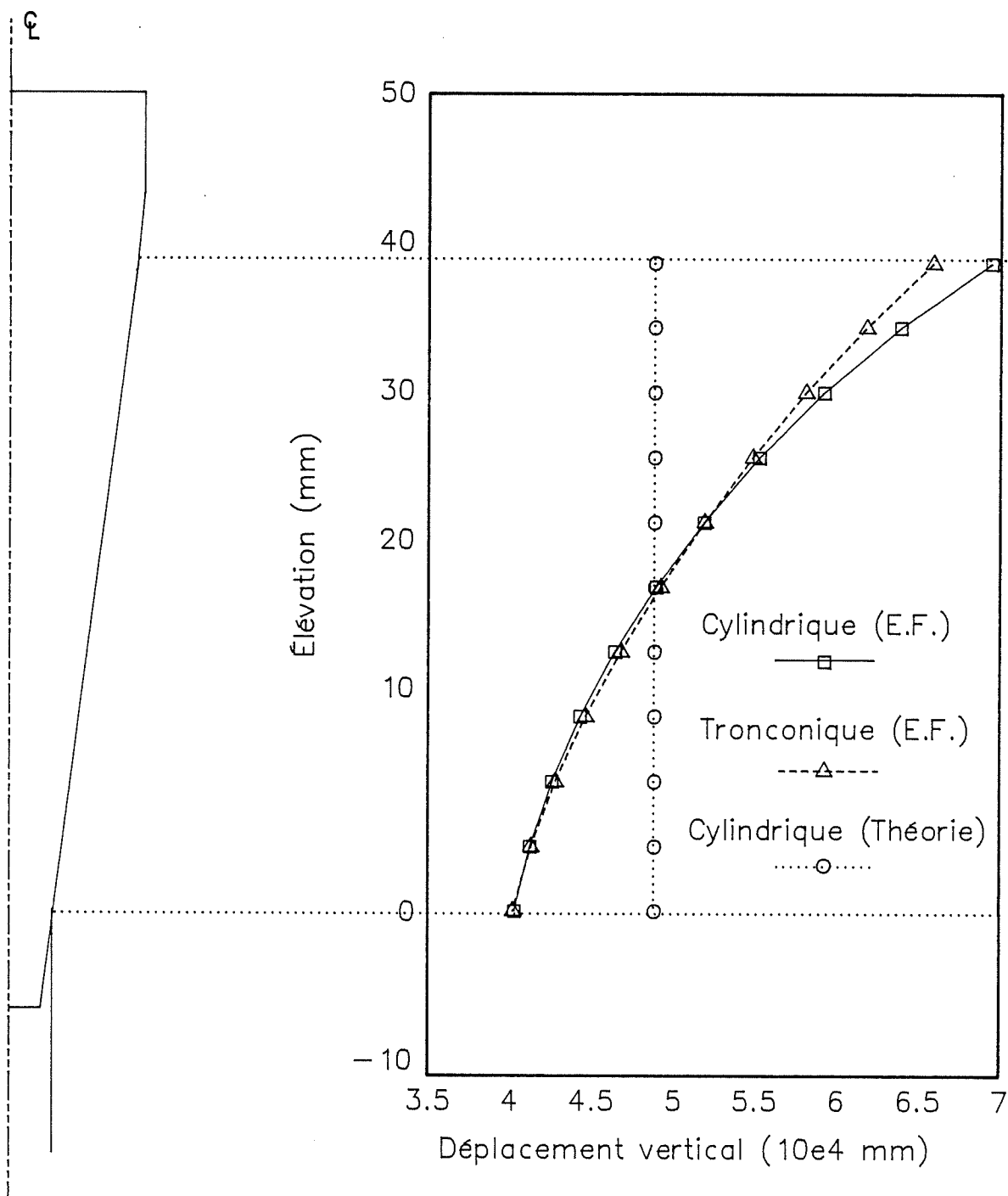


Figure 5.6 - Déplacements verticaux des points situés au contact sel-acier pour le cas d'adhésion et une charge $Q = 174.4$ N.

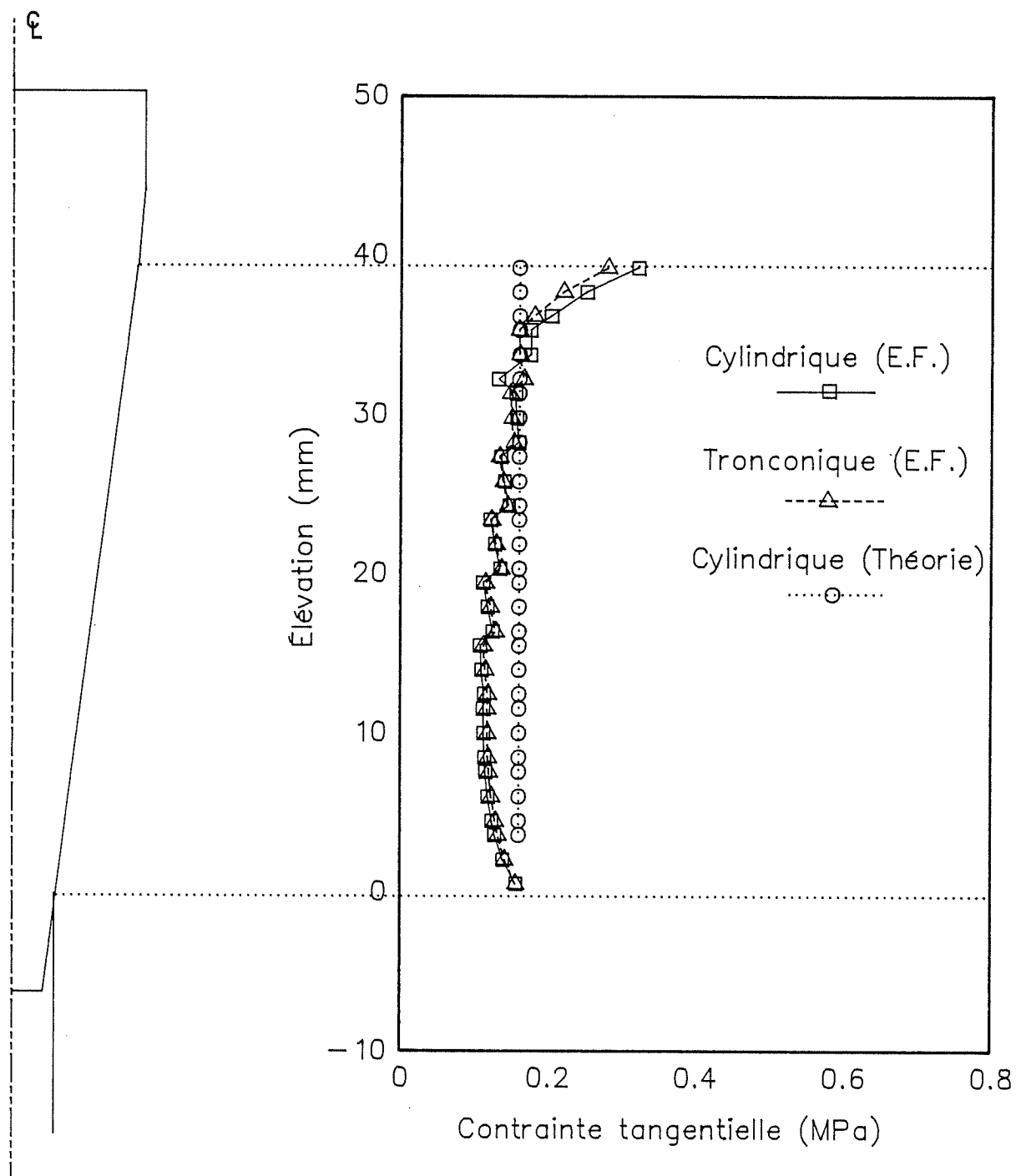


Figure 5.7 - Contraintes tangentielle aux points d'intégration près du contact sel-acier, por le cas d'adhésion et une charge $Q=174.4$ N.

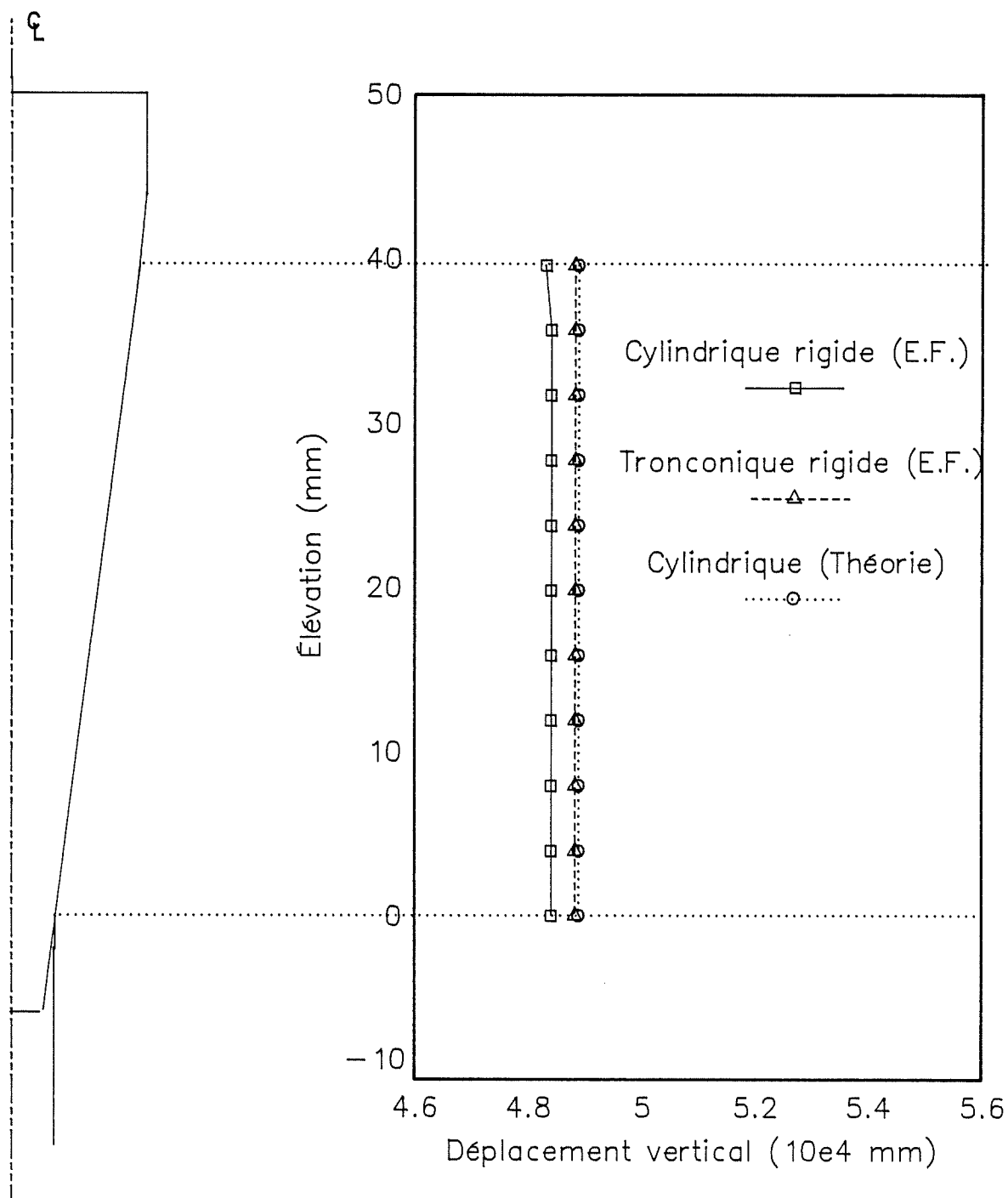


Figure 5.8 - Déplacements verticaux des points situés au contact sel-acier pour le cas d'adhésion et une charge $Q = 174.4 \text{ N}$ (poinçon rigide).

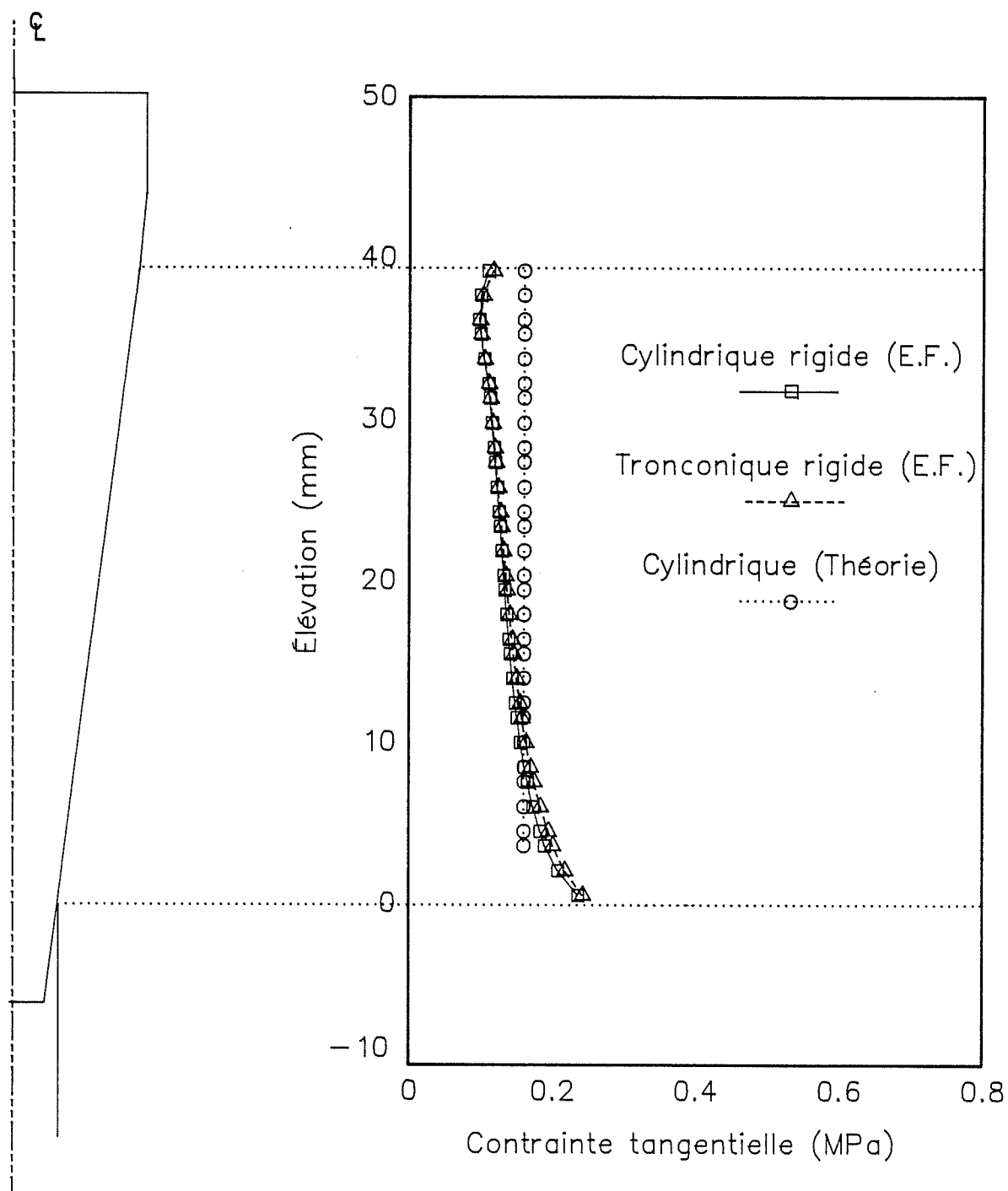


Figure 5.9 - Contraintes tangentielle aux points d'intégration près du contact sel-acier, pour le cas d'adhésion et une charge $Q = 174.4 \text{ N}$ (poinçon rigide).

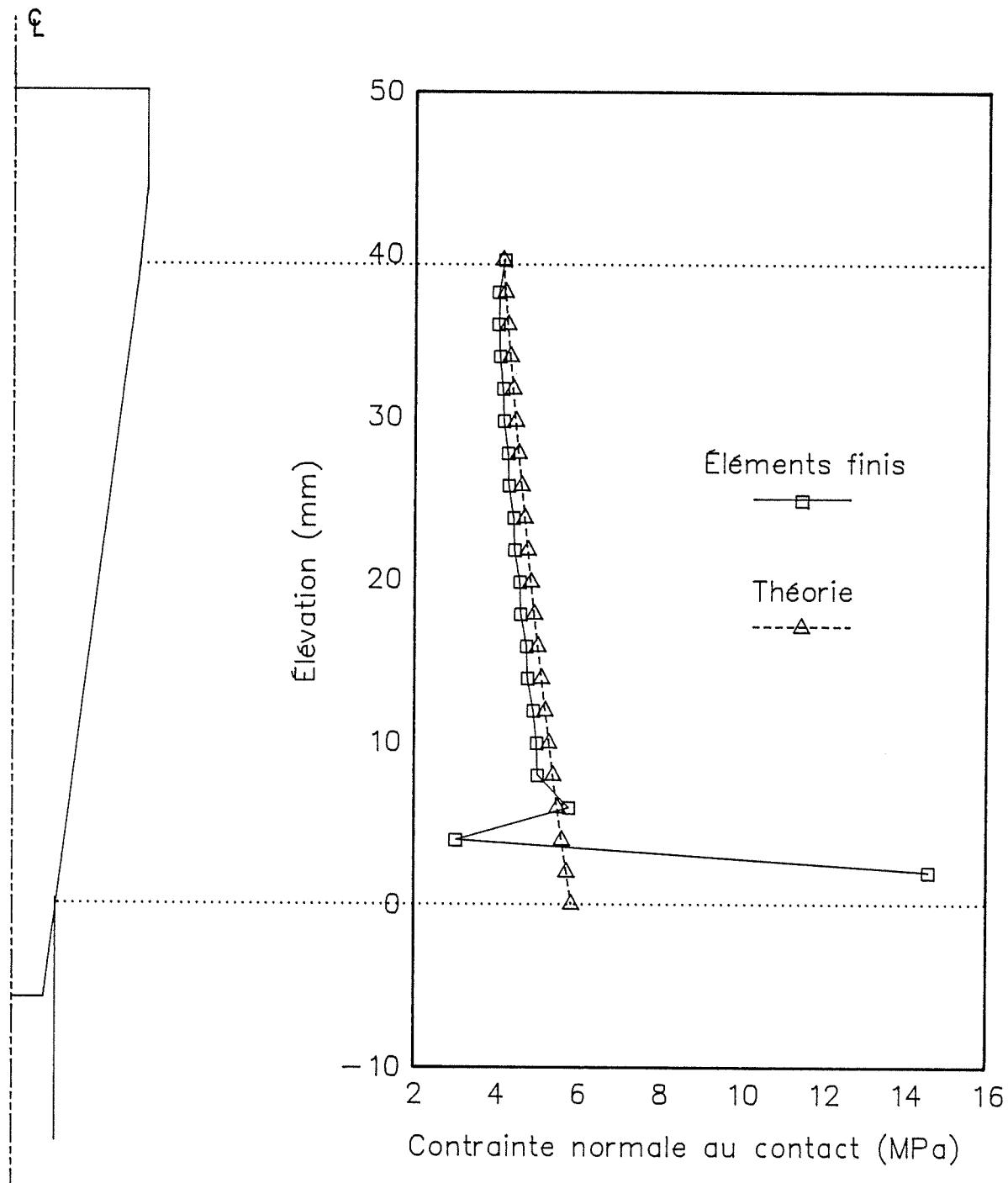


Figure 5.10 - Contraintes normales au contact sel-acier pour le cas de frottement nul et une charge $Q = 174.4$ N.

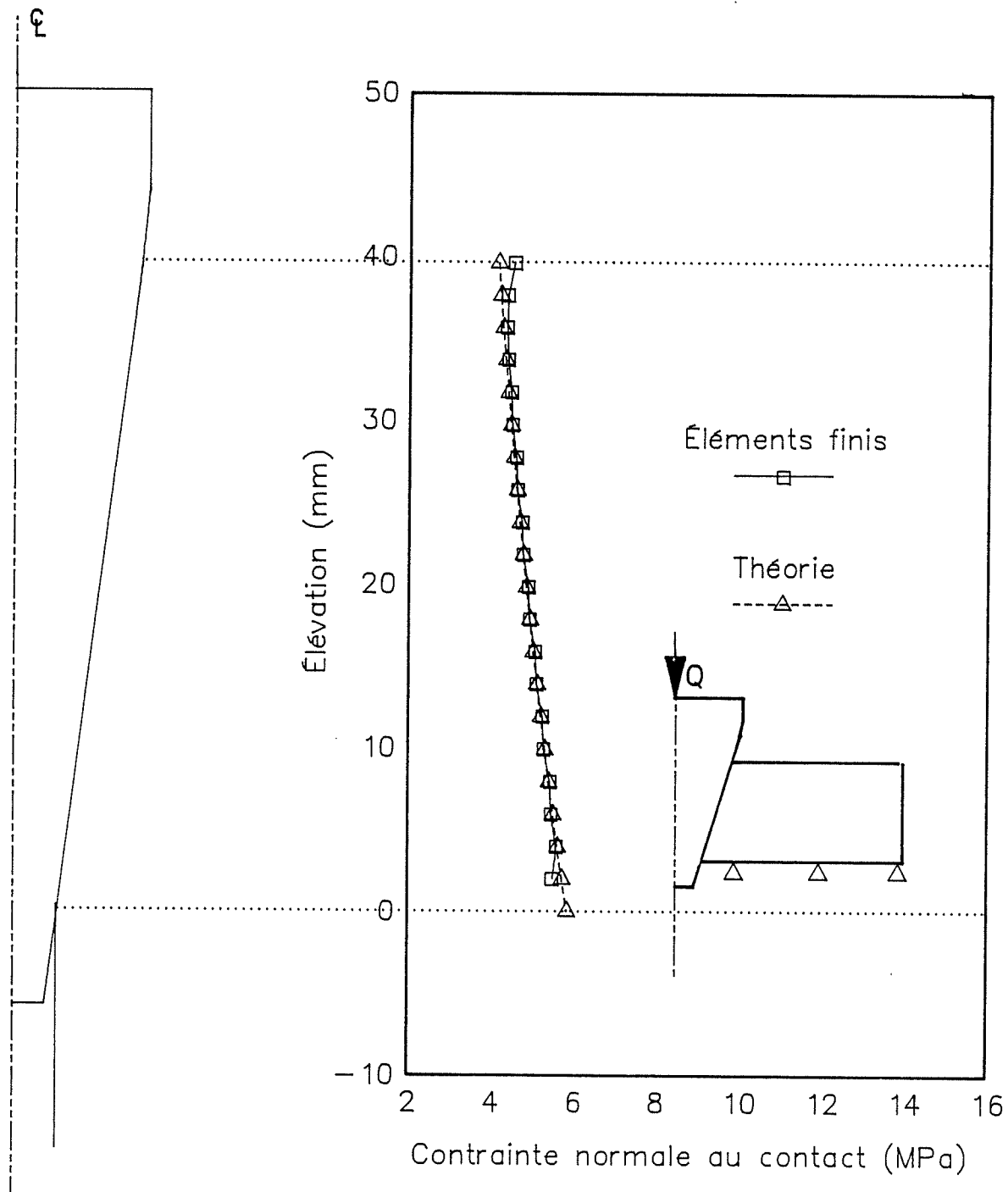


Figure 5.11 - Contraintes normales au contact sel-acier pour le cas de frottement nul et une charge $Q = 174.4$ N (frontière à la fin du contact sel-acier).

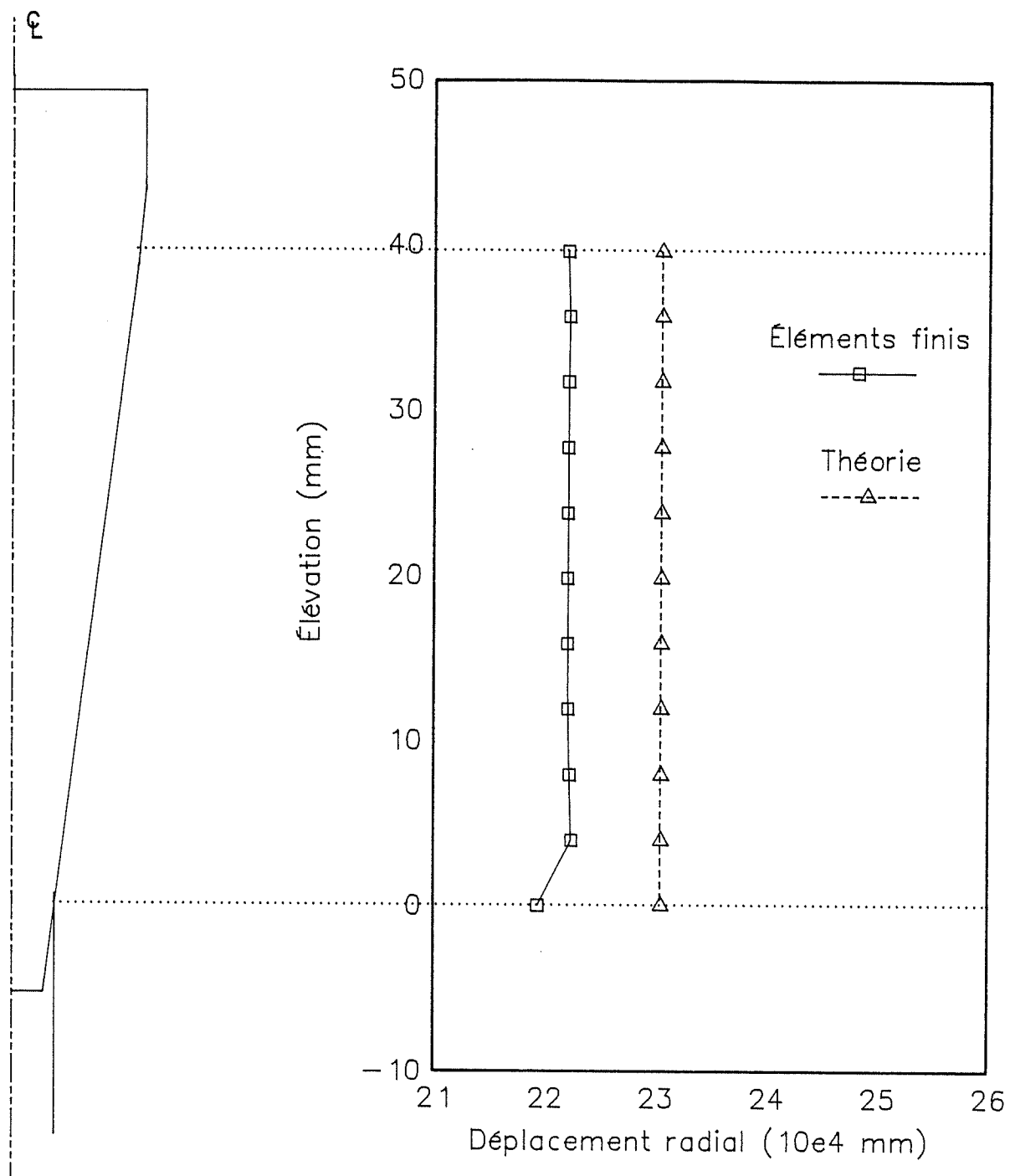


Figure 5.12 - Déplacements radiaux des points situés au contact sel-acier pour le cas de frottement nul et une charge $Q = 174.4$ N.

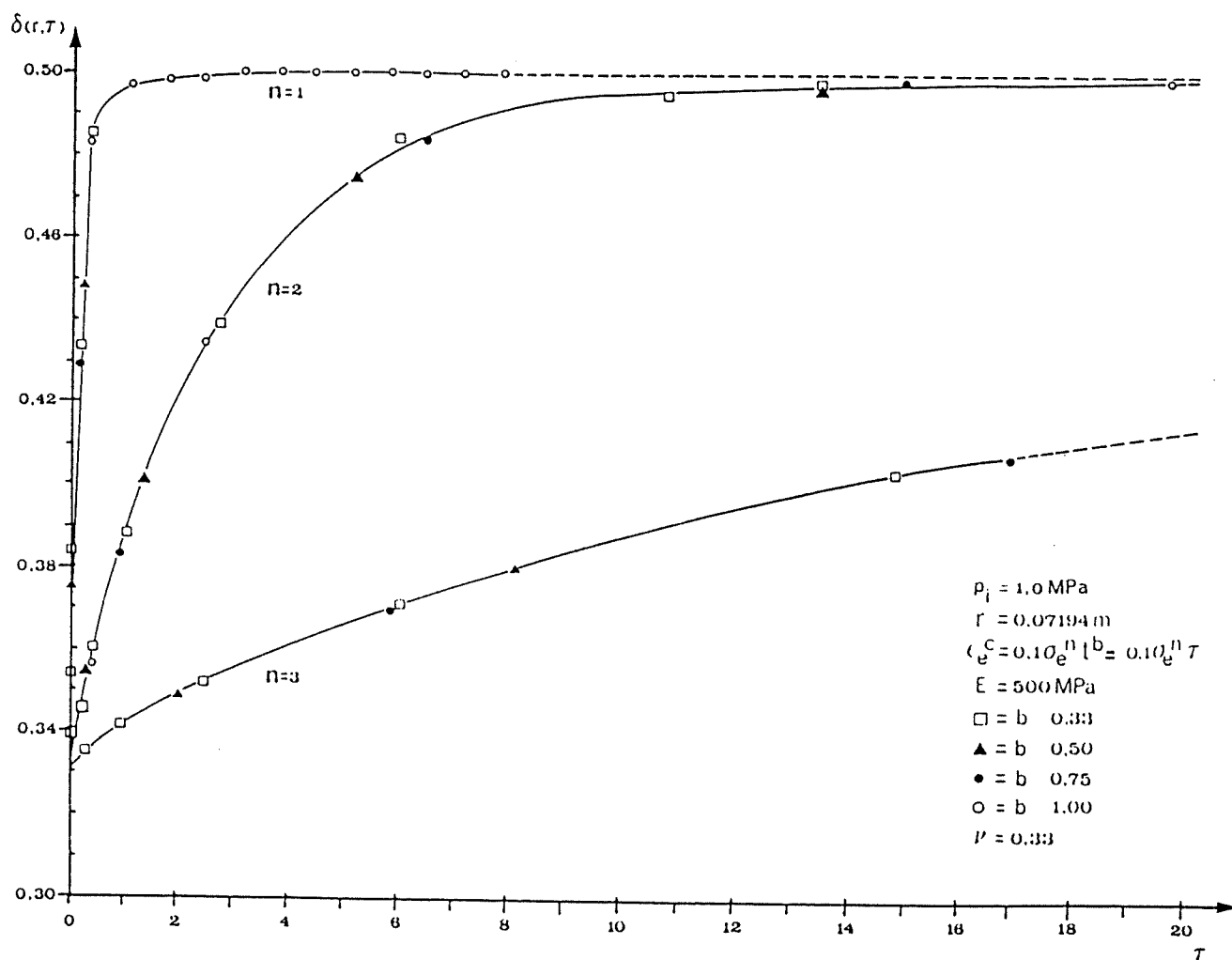


Figure 5.13 - Influence du paramètre n sur le temps nécessaire à la redistribution des contraintes près de la paroi du trou pendant un essai pressiométrique (d'après Huneault, 1984).

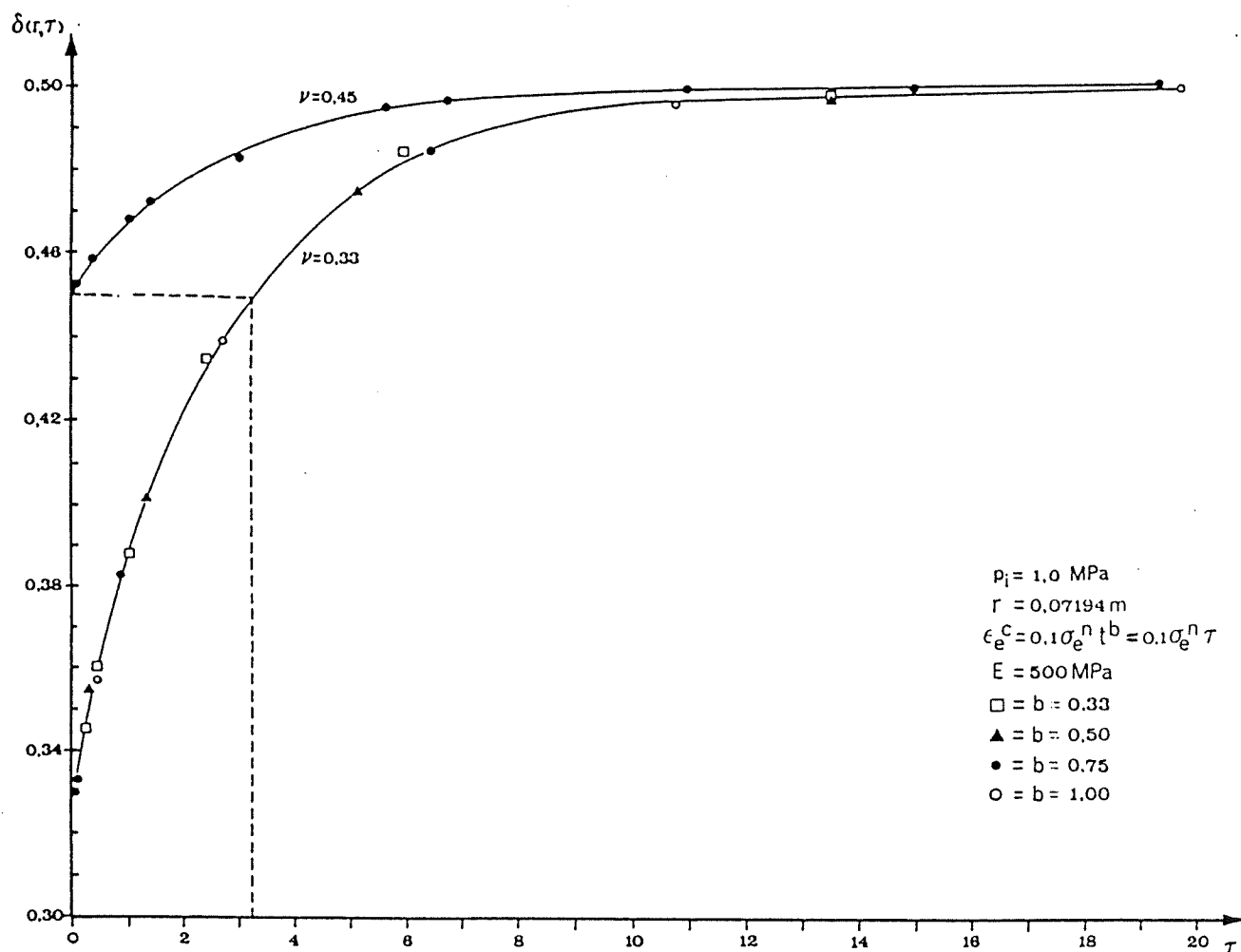


Figure 5.14 - Influence du coefficient de Poisson sur le temps nécessaire à la redistribution des contraintes près de la paroi du trou pendant un essai pressiométrique (d'après Huneault, 1984).

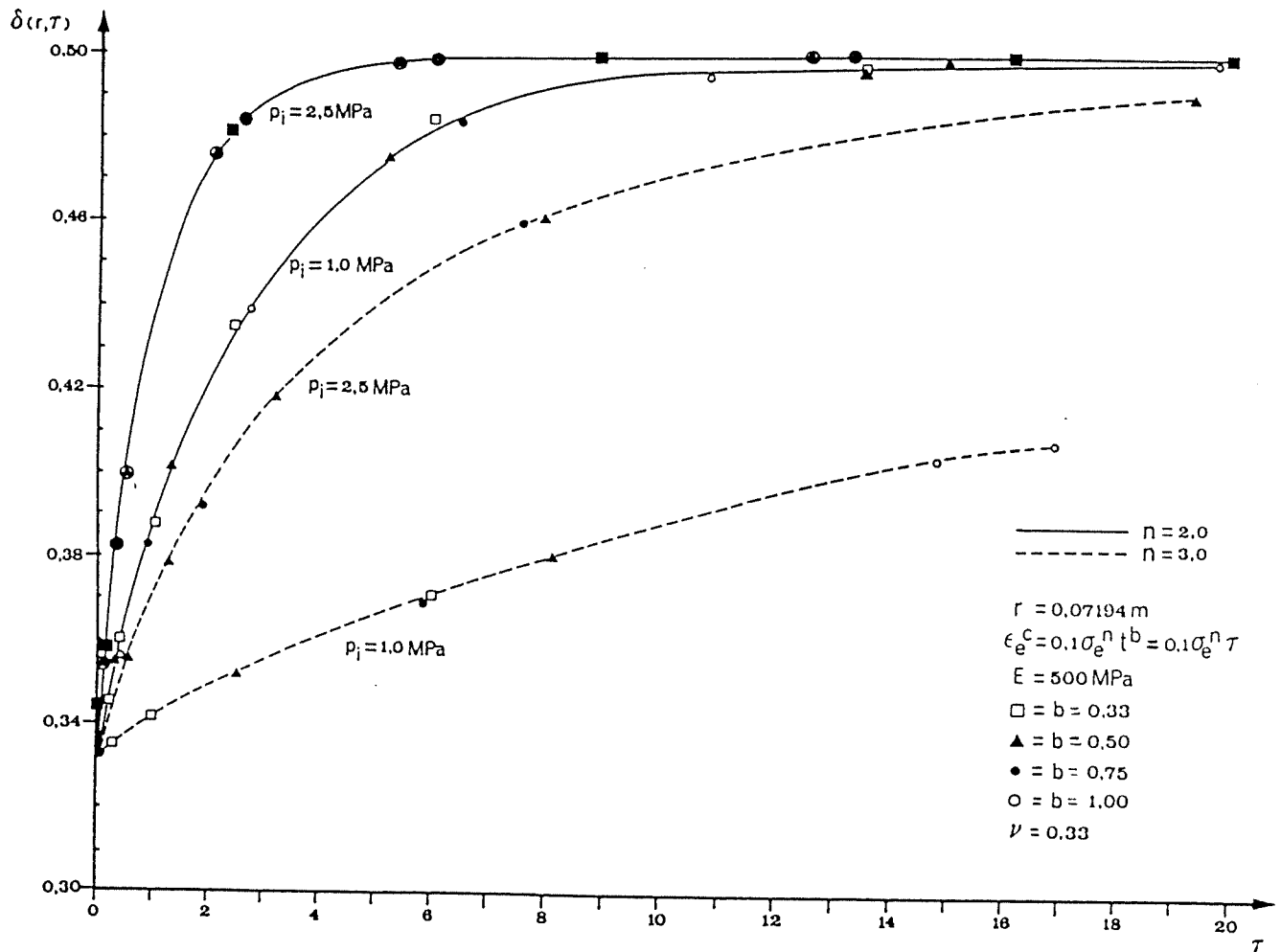


Figure 5.15 - Influence de la pression interne sur le temps nécessaire à la redistribution des contraintes près de la paroi du trou pendant un essai pressiométrique (d'après Huneault, 1984).

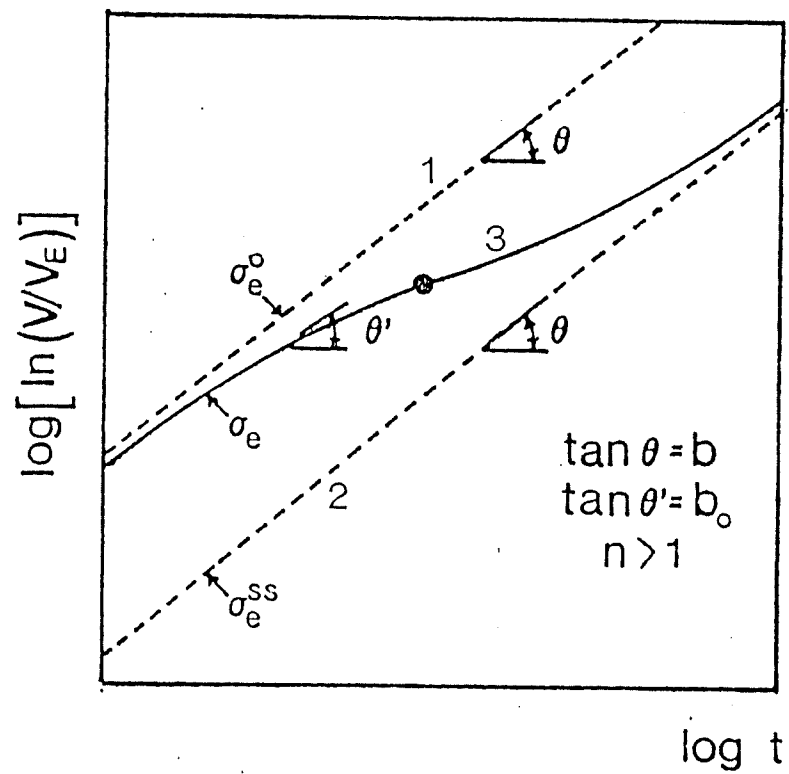


Figure 5.16 - Limites théoriques d'une courbe pressiométrique expérimentale montrant l'influence de la redistribution des contraintes sur le paramètre b (d'après Murat, 1986).

CHAPITRE 6

DÉVELOPPEMENT DES TRAVAUX ET CONCLUSION

6.1 - TRAVAUX DÉJÀ EXÉCUTÉS

L'exécution d'essais en place est en général plus complexe et plus coûteuse que la réalisation d'essais en laboratoire. En plus, le comportement du sel in situ est affecté par de nombreux facteurs, comme nous l'avons fait remarquer. Pour ces raisons l'exécution d'essais au laboratoire nous a semblé plus adéquate à la phase de mise au point de la technique de l'essai E.P.T.E.

De plus, il serait souhaitable de séparer les facteurs reliés au matériau de ceux reliés à la méthode d'essai. À cet égard, l'utilisation d'un sel synthétique offre certains avantages par rapport à l'utilisation d'un sel naturel. Dû à un processus de fabrication standardisé, les blocs de sel synthétique ont tendance à être beaucoup plus homogènes et isotropes que le sel naturel.

Plusieurs auteurs ont basé leurs études sur du sel artificiel, parmi eux Le Comte (1965), Heard (1972), Hardy et Mangolds (1979), Gangi et al (1984) et Guessous (1986). Friedman et al (1984) ont démontré que les mécanismes de déformation du sel artificiel et du sel naturel sont similaires. Le sel choisi est un sel à bétail iodé fabriqué par la Division du sel Sifto, Domtar Inc. Montréal. Il est fabriqué en blocs de 20 kg avec un minimum de 99% de NaCl et des grains dont le diamètre est inférieur à 1mm.

La réalisation d'essais au laboratoire pendant la phase de mise au point de l'essai E.P.T.E. présente un avantage additionnel, à savoir des conditions uniformes de température et d'humidité relative pendant l'exécution de l'essai.

Quelques essais E.P.T.E. préliminaires ont suggéré que, malgré qu'il soit plus homogène que le sel naturel, le sel synthétique peut présenter une certaine hétérogénéité qui contribue à la dispersion des résultats. Nous avons donc procédé à des essais de fluage en compression uniaxiale et triaxiale, afin de caractériser son comportement pendant le fluage. La figure 6.1 présente la valeur du paramètre b de la loi de fluage (3.14) déterminé à partir de ces essais. Le paramètre n est la pente de la

courbe log contrainte équivalente contre log déformation équivalente pour un temps donné. Ces courbes sont montrées à la figure 6.2 pour les temps 1.25, 12 et 24 heures. On constate une certaine dispersion des résultats, même dans des essais où théoriquement, la redistribution des contraintes est absente. Cette dispersion a aussi été observée lors des essais de compression uniaxiale à court terme.

L'utilisation d'un matériau homogène, de propriétés connues, élastique et linéaire, pourrait ainsi éliminer, en partie, le problème de la dispersion des résultats et permettre la validation de notre modèle d'interprétation. Pour cette raison nous avons entrepris des essais E.P.T.E. sur des blocs de résine époxi, composés d'un mélange d'Araldite 6010 et de durcisseur 951 (100/13 en poids). Le comportement contrainte-déformation de ce matériau en compression uniaxiale est montré à la figure 6.3.

Nous avons, en plus, besoin de connaître la valeur du frottement entre l'époxi et l'acier et pour ce faire, nous avons réalisé des essais de cisaillement direct entre ces deux matériaux en faisant varier les conditions de lubrification au contact des deux surfaces. La figure 6.4 montre la variation de l'angle de frottement en fonction de la contrainte normale. Lors de ces essais, nous avons utilisé le même acier inoxydable que celui dont le poinçon est fait, ce matériau ayant été choisi suite aux essais E.P.T.E. préliminaires dans le sel, qui ont démontré qu'une certaine adhérence entre le sel et l'acier pouvait se développer à très court terme comme conséquence de l'oxydation de l'acier par le sel.

Pour la réalisation des essais E.P.T.E. l'équipement utilisé est composé des systèmes d'application de la charge axiale, de la pression latérale et du système de mesure de l'enfoncement du poinçon (figure 6.5). La charge axiale est appliquée par poids mort et levier dont le facteur de multiplication est de 40:1. La capacité maximale du cadre est de 22.24 kN (5000 lb) et son principal avantage est le maintien de la charge constante pendant toute la durée de l'essai.

La pression latérale est appliquée sur le bloc par une cellule biaxiale de 14.5 cm de diamètre intérieur et 20.3 cm de longueur. La cellule permet l'application de pressions allant jusqu'à 20 MPa. La mesure de l'enfoncement du poinçon est effectuée par des capteurs de déplacement (DCDT) fixés sur la cellule biaxiale. Pendant l'essai, la température et l'humidité relative sont aussi enregistrées.

L'utilisation d'un système d'acquisition de données facilite la manipulation et le traitement de ces dernières après l'essai.

Les essais E.P.T.E. réalisés sur un bloc en époxi ont démontré, qu'à cause d'irrégularités sur la surface tronconique, une partie initiale de la charge Q sert à promouvoir le contact entre le poinçon et le trou. La figure 6.6 montre un résultat typique d'un tel essai où le point probable de mise en contact y est indiqué. Ce point (Q_i, s_i) doit être considéré pour corriger les valeurs de charge et d'enfoncement utilisées dans l'interprétation.

La figure 6.7 montre les déplacements prévus par la théorie pour les charges appliquées, en considérant les propriétés de l'époxi et des valeurs d'angle de frottement qui varient de 0° à 11° . On y présente également les valeurs d'enfoncement obtenues lors des essais en les corrigeant pour la phase de mise en contact.

Les valeurs mesurées sont nettement plus élevées que celle prévues par la théorie. Les déformations différées de l'époxi ou l'inadéquation de la correction pour la phase de mise en contact pourraient être invoquées pour expliquer la différence. Cependant, pour le niveau de contraintes imposé lors de la réalisation des essais et pour les températures ambiantes les déformations différées de l'époxi constituent moins que 6% des déformations totales (Nguyen, 1971).

Des essais supplémentaires sont présentement en cours, en particulier pour statuer si une éventuelle fissuration non détectée lors des essais ou un contact incomplet de l'époxi avec l'acier le long de la partie tronconique, pourraient être responsables des valeurs élevées observées.

6.2 - TRAVAUX À VENIR

En ce qui concerne la question de la redistribution de contraintes, on considère qu'une approche expérimentale, en plus de l'approche numérique doit être adoptée, car les temps de redistribution trouvés par des analyses par éléments finis peuvent être très affectés par les paramètres choisis pour la simulation.

L'utilisation d'autres lois de fluage telles que la formulation d'écrouissage de la loi de puissance ou des lois qui permettraient d'incorporer la phase de fluage secondaire serait intéressante. Particulièrement,

l'utilisation de la formulation d'écrouissage permettrait l'interprétation d'essais par paliers de chargement. De cette façon un seul essai dans un même trou servirait à la détermination des trois paramètres recherchés.

Après la mise au point de l'essai E.P.T.E. au laboratoire, des essais in situ dans une mine de sel pourraient permettre l'ajustement de la technique d'essai et la vérification des conclusions obtenues au laboratoire.

6.3 - CONCLUSION

Une nouvelle technique pour la détermination in situ des paramètres d'une loi de fluage du sel a été présentée, ainsi que la théorie développée pour l'interprétation des résultats. Des analyses par éléments finis ont démontré une très bonne concordance avec les valeurs théoriques pour les deux situations limites à savoir le cas où aucun glissement relatif entre le sel et le poinçon ne se produit et le cas où ce glissement se fait sans aucun frottement.

Certains essais sur un matériau de propriétés connues ont permis d'établir des points qui méritent d'être investigués avec plus de détail.

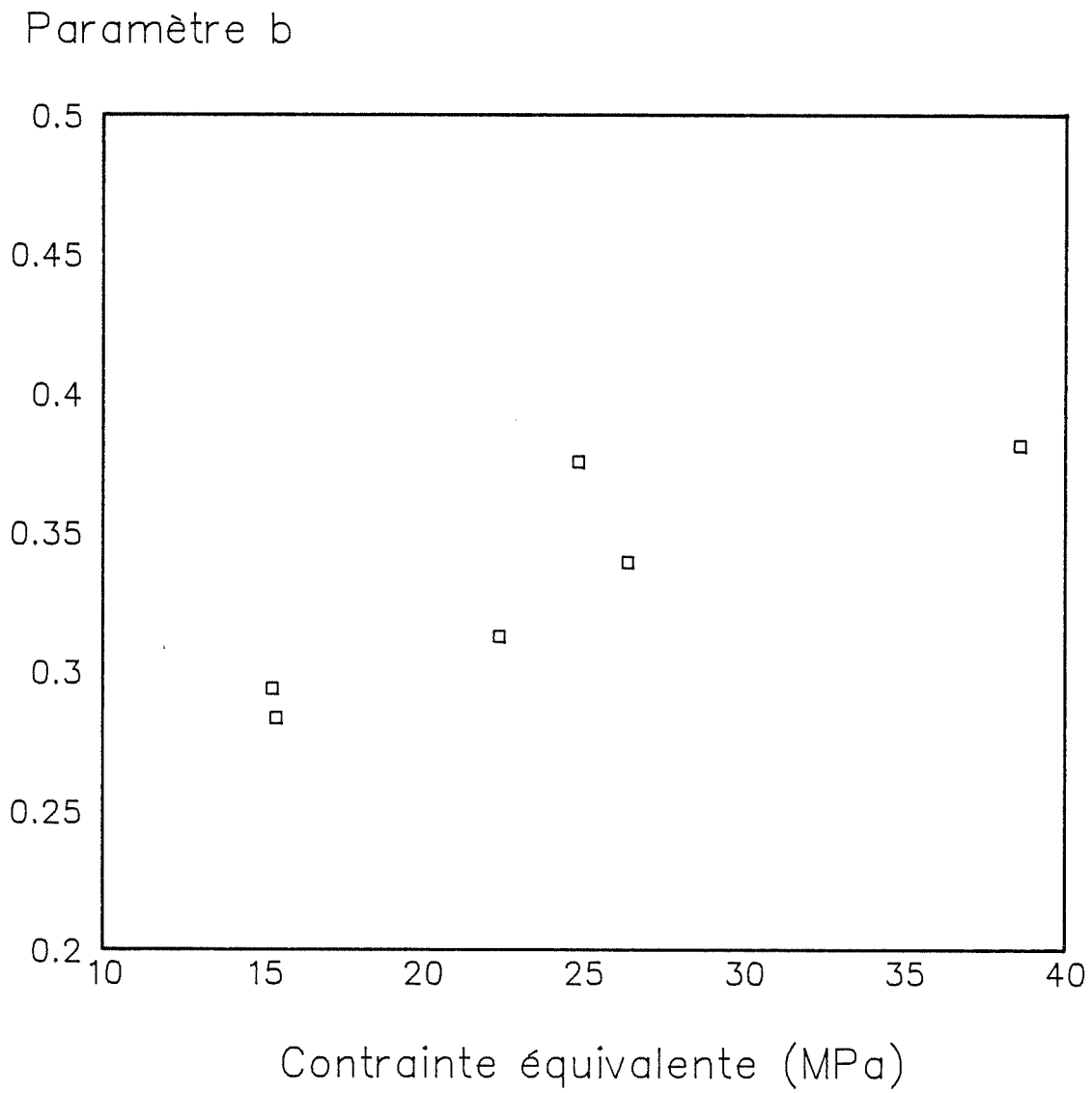


Figure 6.1 - Paramètre b de la loi de fluage déterminé à partir d'essais de fluage en compression uniaxiale et triaxiale sur du sel artificiel.

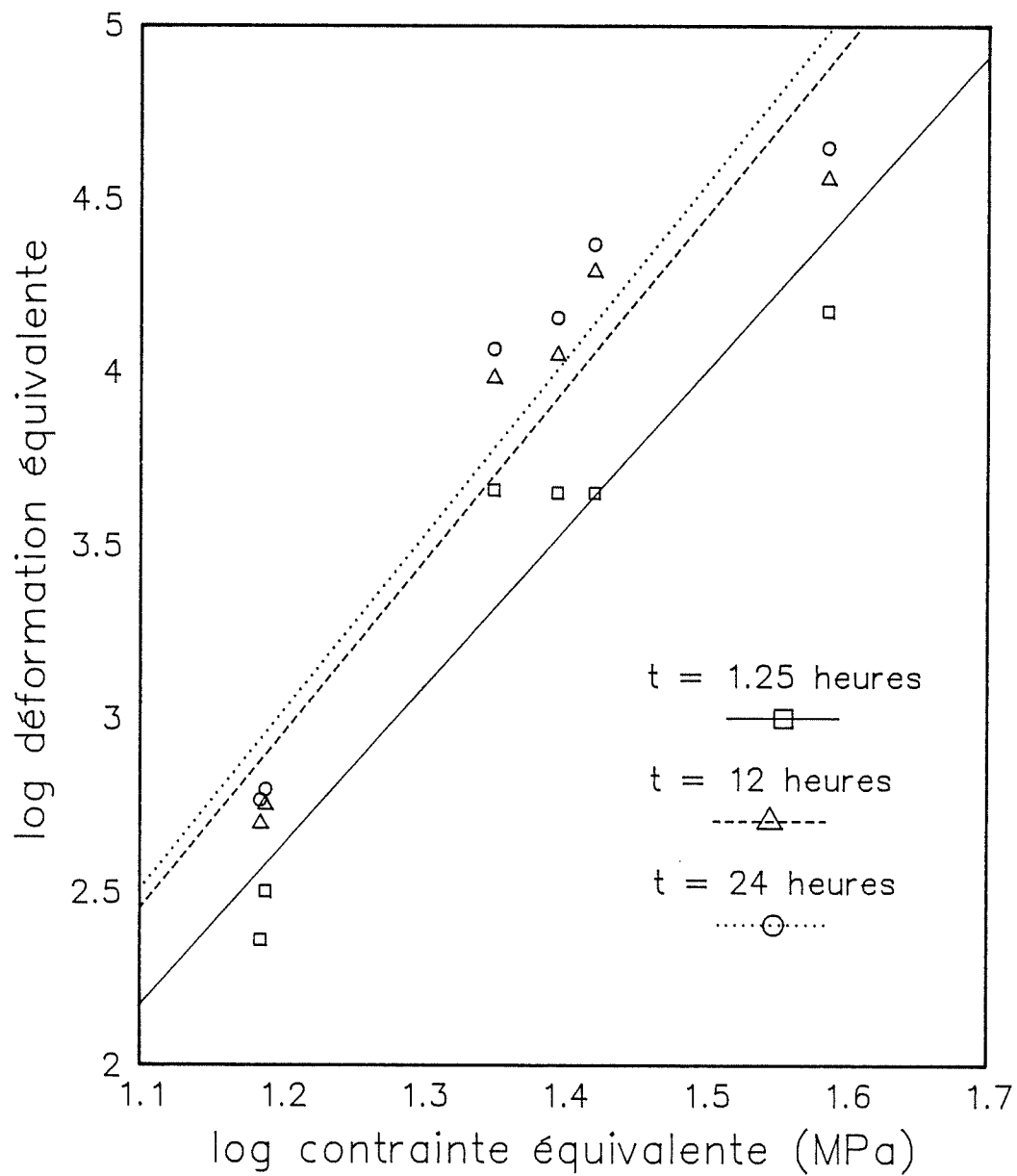


Figure 6.2 - Paramètre n (pentes des courbes) de la loi de fluage déterminé à partir d'essais de fluage en compression uniaxiale et triaxiale sur du sel artificiel.

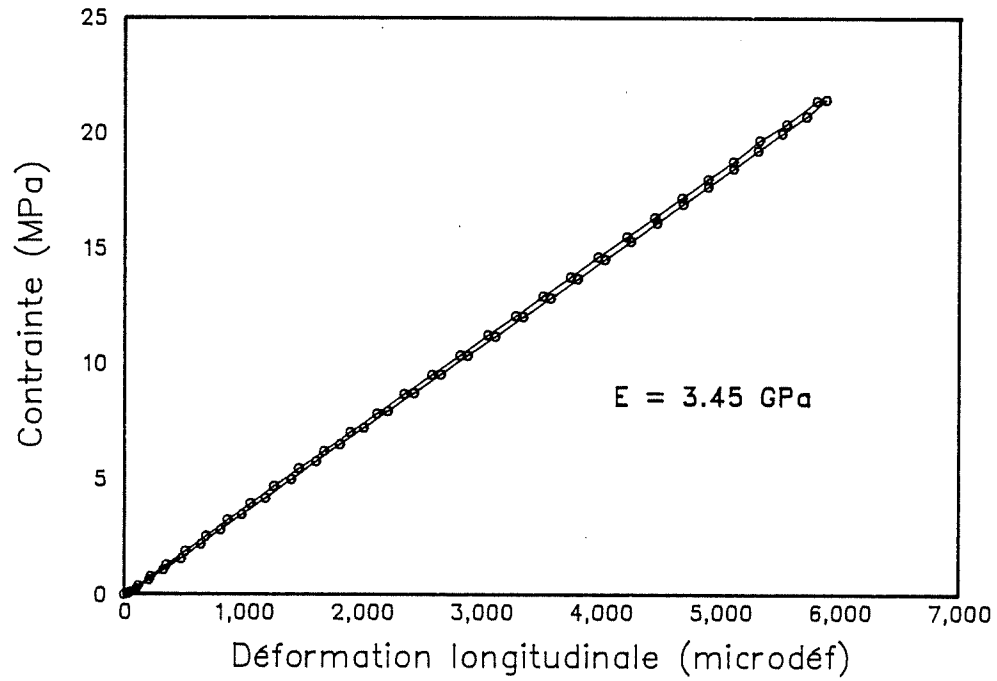


Figure 6.3a

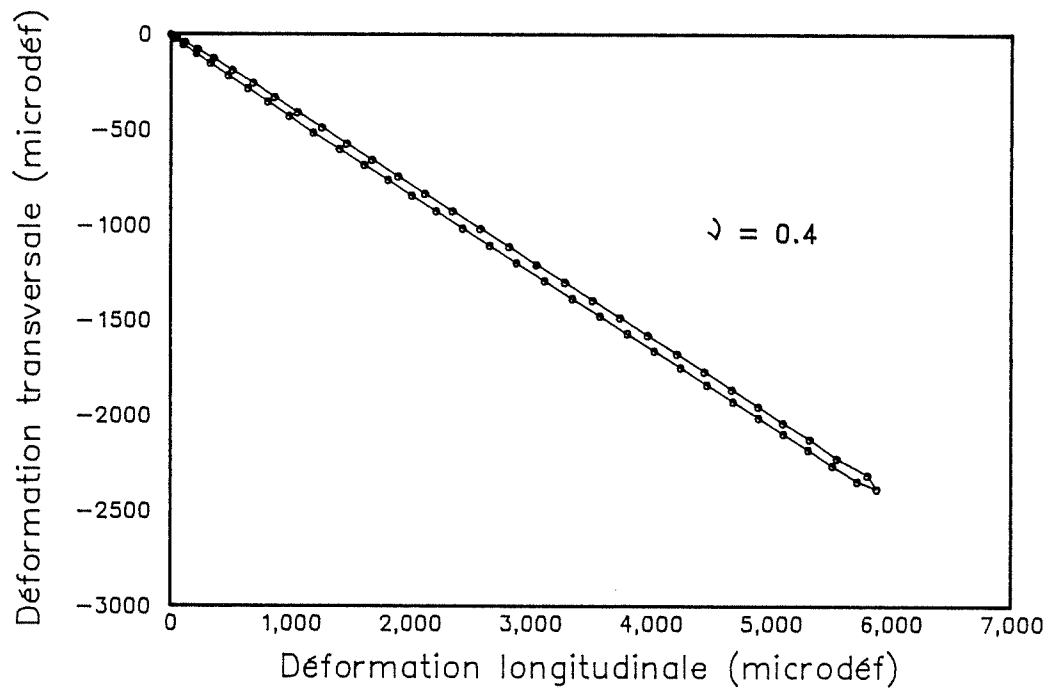


Figure 6.3b

Figure 6.3 - a) Module de Young et b) coefficient de Poisson de l'époxy utilisé pour les essais E.P.T.E. en laboratoire.

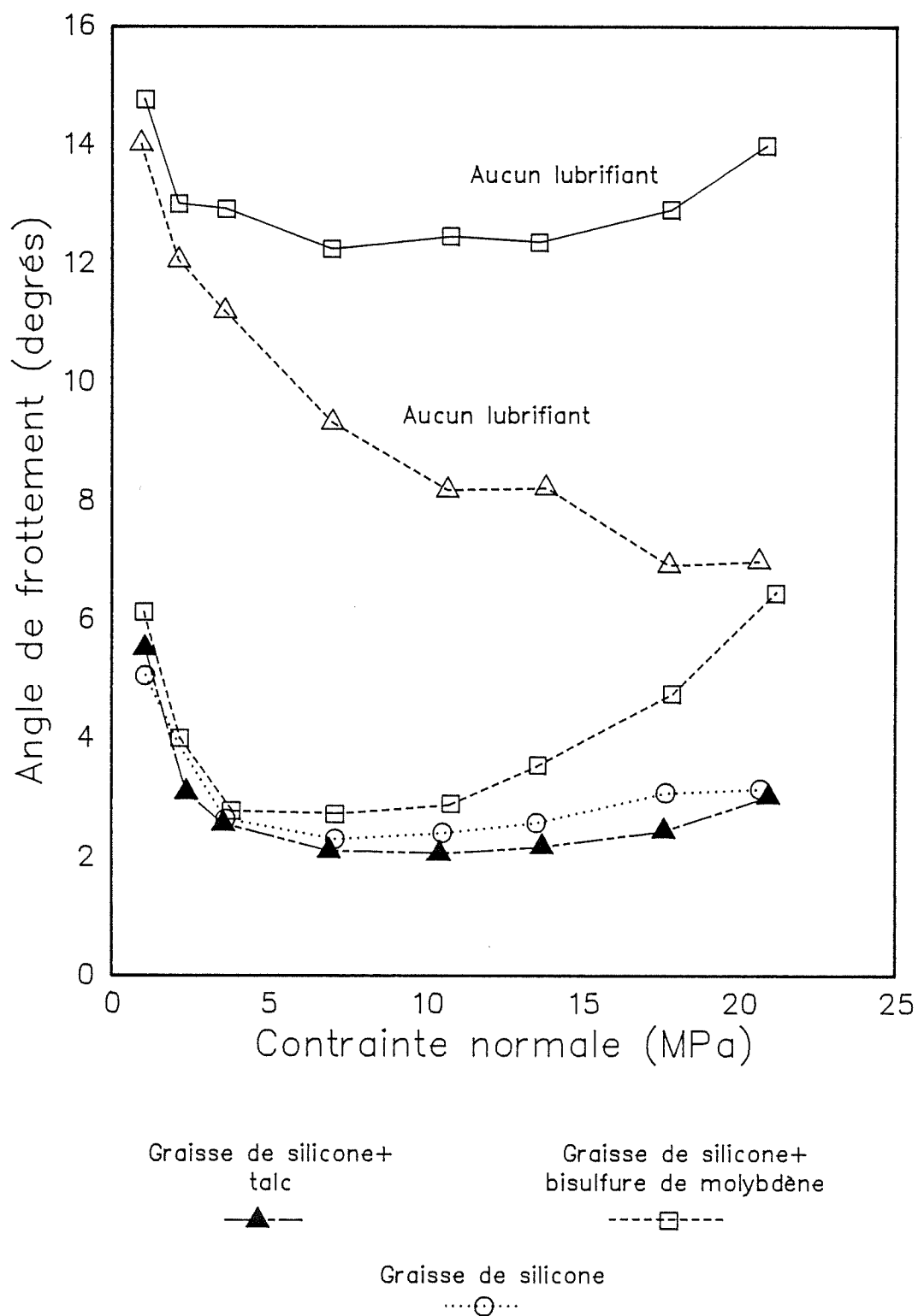


Figure 6.4 - Résultats des essais de cisaillement direct entre l'époxi et l'acier inoxydable avec ou sans lubrifiants.

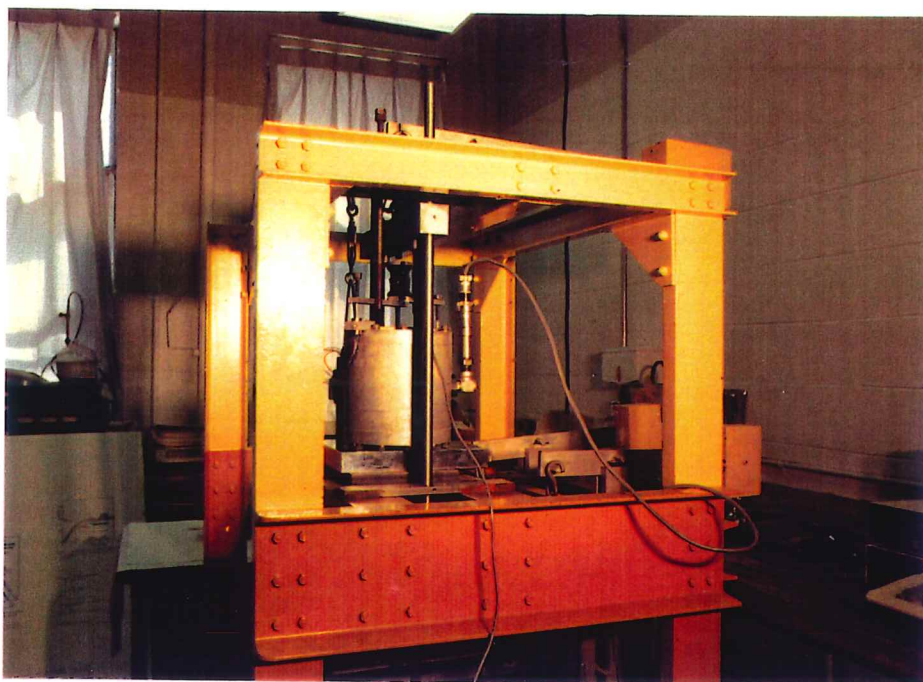
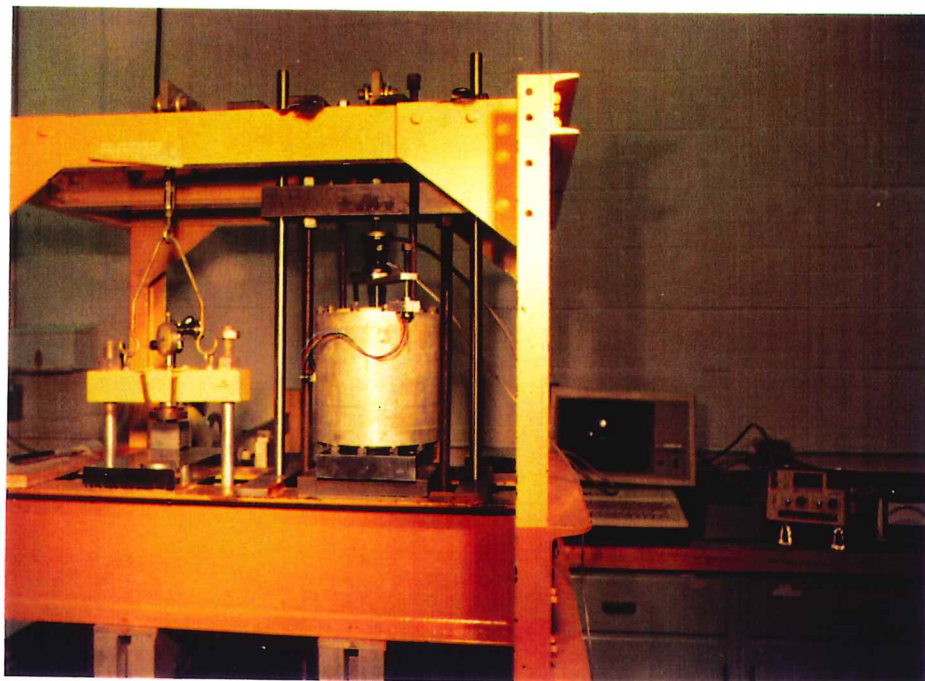


Figure 6.5 - Montage expérimental utilisé pour les essais E.P.T.E. en laboratoire.

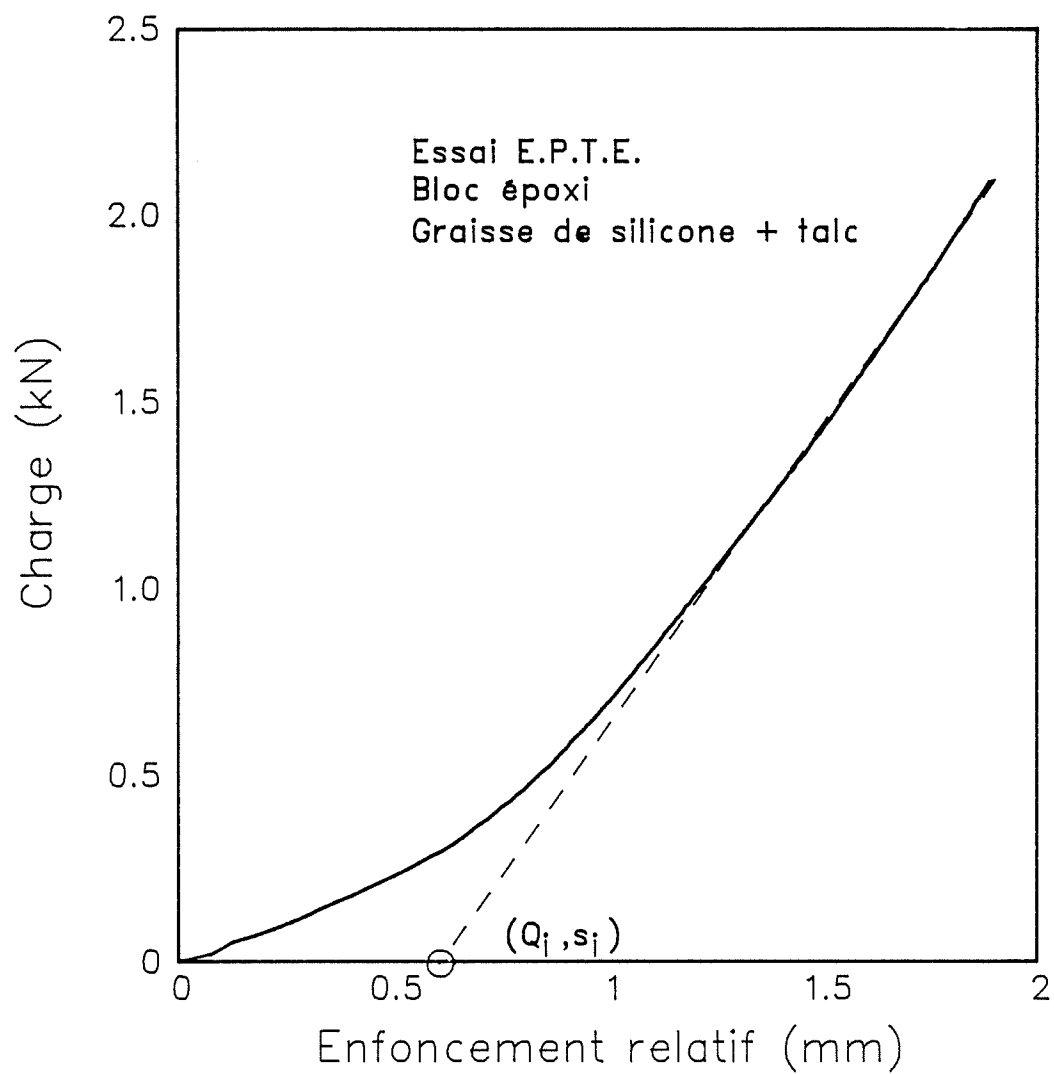


Figure 6.6 - Résultat typique d'un essai E.P.T.E. réalisé sur un bloc d'époxi.

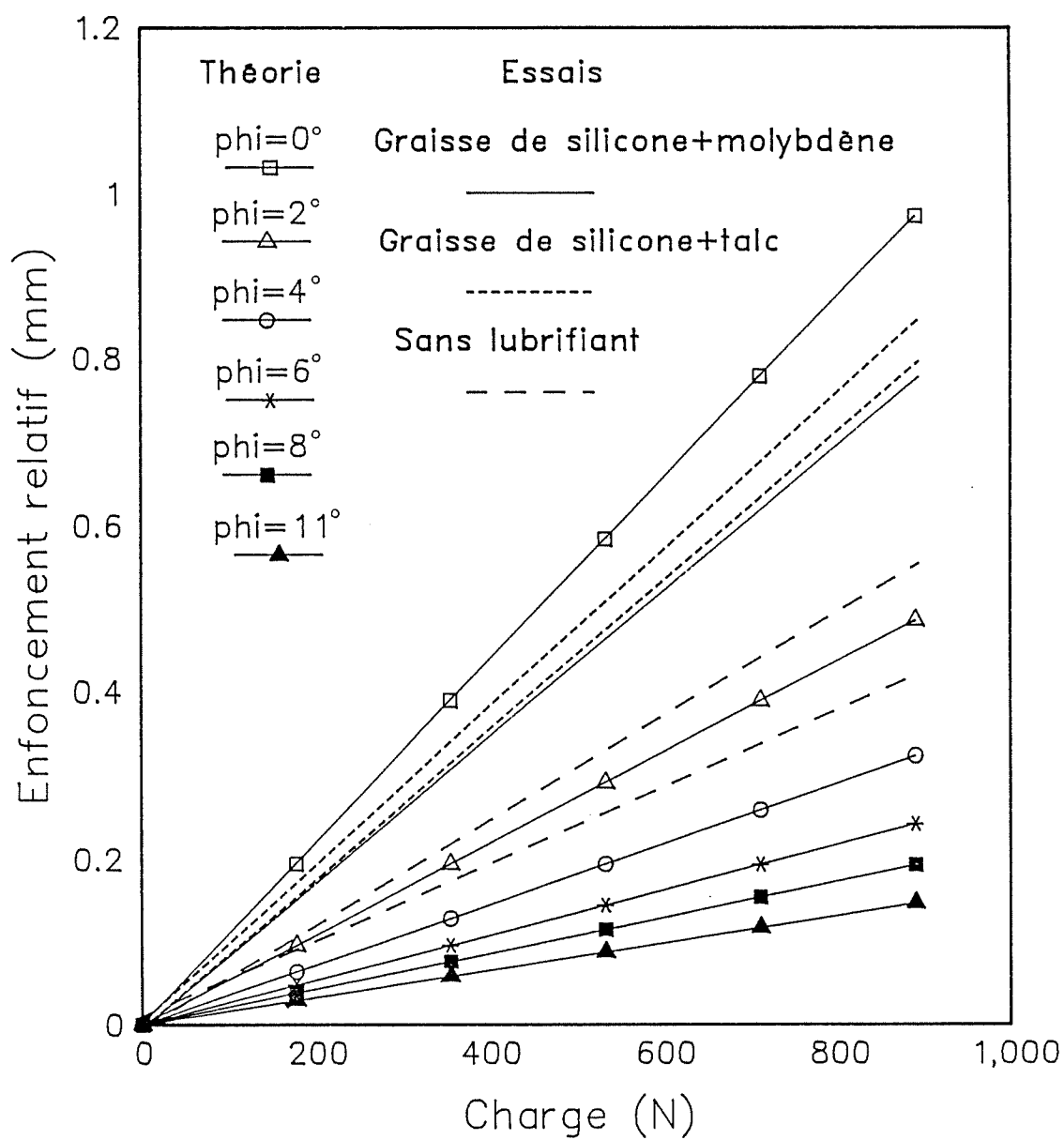


Figure 6.7 - Enfoncements relatifs du poinçon prévus par la théorie et observés lors des essais au laboratoire.

RÉFÉRENCES

- 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).
- AMADEI, B., "The influence of rock mass fracturing on the measurement of deformability by borehole expansion tests", Proc. 26th U.S. Symposium on Rock Mech., Rapid City, pp. 859-867, (1985).
- ANDRADE, E.N.C., "On the viscous flow in metals and allied phenomena", Proc. Roy. Soc., Ser. A, Vol. 84, pp. 1-12, (1910).
- ARGUELLO, J.G., MUNSON, D.E., PREECE, D.S., "Preliminary results of the three-dimensional modeling for the WIPP Room D excavation sequence", Proc. 28th U.S. Symposium, Tucson, pp. 863-872, (1987).
- ASSZONYI, C., RICHTER, R., "The Continuum Theory of Rock Mechanics", Trans Tech Pub., (1979).
- AUBERTIN, M., GILL, D.E., LADANYI, B., "Le comportement rhéologique du sel: revue bibliographique", Editions Ecole Polytechnique de Montréal, 2 volumes, (1987).
- BAAR, C.A., "Applied Salt Rock Mechanics I", Elsevier Sci. Pub., (1977).
- BAGUELIN, E., JEZEQUEL, J.F., SHIELDS, D.H., "The pressuremeter and foundation engineering", Trans Tech Publications, Switzerland, 617p., (1978).
- BALTHASAR, K., HAUPT, M., LEMPP, Ch., NATAU, O., "Stress relaxation behaviour of rock salt: Comparison of in situ measurements and laboratory test results", Proc. 6th Int. Cong. Rock Mech., Montréal, Vol. 1, pp. 11-14, (1987).
- 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).
- 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).
- BOYCE, G.M., DOE, T.W., MAJER, E., "Laboratory hydraulic fracturing stress measurements in salt", Proc. 25th US Symp. on Rock Mech., pp. 95-102 (1984).
- BRACE, W.F., "Behavior of rock salt, limestone and anhydrite during indentation", J. of Geoph. Research, Vol. 65, no 6, pp. 1773-1788, (1960).
- 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).
- BUKOWASNKI, M., "Determination of elastic properties of rocks using various in-situ and laboratory methods", Proc. 2nd Int. Cong. Rock Mech., Beograd, Vol. 1, thème 2, pp. 329-332 (1970).
- BUTCHER, B.M., "An elastic-plastic mechanical constitutive description for rock salt triaxial compression", SAND80-1935. Sandia National Laboratories, 44 p., (1980).
- 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., HANSEN, F.D., "Creep of 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).
- 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).

- CHARRUA-GRACA, J.G., "Dilatometer tests in the study of the deformability of rock masses", Proc. 4th Int. Cong. Rock Mech., Montreux, Vol. 2, pp. 73-76, (1979).
- COME, G., "Contribution à la détermination des caractéristiques mécaniques d'une fondation rocheuse", Travaux, novembre (1965).
- 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).
- CORTHESEY, R., "La mesure de contraintes dans le sel", Thèse de doctorat Dep. Génie Minéral, École Polytechnique de Montréal, (1989).
- COTTRELL, A.H., "The time laws of creep". Journ. Mech. Phys. Solids, Vol. 1, pp. 53-63, (1952).
- CROTOGINO, F.R., "Salt cavern in-situ testing from the constructor's and the operator's viewpoint", Proc. 1st Conf. on the Mech. Behavior of Salt (Sept. 1981), Trans Tech Pub., pp. 613-628, (1984).
- 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, (1971).
- DAWSON, P.R., "Constitutive models applied in the analysis of creep of rock salt", SAND-79-0237, Sandia National Laboratories, New Mexico, (1979).
- DINIS DA GAMA, C., "Rheologic behavior of heterogeneous salt rocks", Proc. 4th Int. Cong. Rock Mech., Montreux, Vol. 1, pp. 107-113, (1979).
- DREYER, W., "The Science of Rock Mechanics; Part I, The Strength Properties of Rock", Trans Tech Pub., (1972).
- 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).

- ECKARDT, H., "Laboratory borehole creep and relaxation tests in thick-walled cylinder samples of frozen sand", Publication du CINEP, Ecole Polytechnique de Montréal, (1981).
- ELDESTEIN, W.S., HULT, J.A., "On stress redistribution in structures during creep", Int. J. Solids Structures, Vol. 19, pp. 915-924, (1983).
- FERNANDEZ, G., HENDRON, A.J., "Interpolation of a long-term in situ borehole test in a deep salt formation", Bull. of the Assoc. Engng. Geologists, Vol. 21, no 1, pp. 23-38, (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).
- 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).
- FRAGASZY, R.J., CHENEY, J.A., "Influence of borehole imperfections on a pressuremeter", J. Geotech. Engrg. Div., ASCE, Vol.103, no. GT9, pp. 1009-1013, (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).
- 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).
- 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).
- GHABOUSSI, 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).
- GILL, D.E., "Rhéologie des roches et des massifs rocheux", cours 7.651, notes de cours, École Polytechnique de Montréal, (1987).
- 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., VAN, T.K., HEUZE, F.E., "Measurement of rock deformability in boreholes", Proc. 10th U.S. Symp. on Rock Mech., pp. 523-555, (1968).
- 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., (1986).
- 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).
- GUESSOUS, Z., LADANYI, B., GILL, D.E., "Effect of simulated sampling disturbance on creep behaviour of rock salt", Rock Mech. and Rock Engng. 20, pp. 216-275, (1987).
- GUICHAOUA, A., "Capacité portante des pieux tronconiques et crénelés", Mémoire M.Sc.A., Ecole Polytechnique, 111 p., (1984).
- HADLEY, W.H., "Surface penetration test for creep compliance of viscoelastic materials", Materials Research and Standards, Vol. 6, no. 4, pp. 185-187, (1966).
- 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., RUSSEL, J.E., CARTER, N.L., "Experimental deformation of rocksalt", Amer. Geoph. Un. Mono., pp.117-160, (1986).
- HANSEN, F.D., "Evaluation of an inelastic law for salt creep", Proc. 18th US Symp. on Rock Mech., pp. 4B5.1-4B5.5, (1977).
- 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).
- HARDY, H.R., MANGOLDS, A., "Investigation of residual stresses in salt", Proc. 5th Int. Symp. on Salt, pp. 55-63, (1979).
- HAUPT, M., NATAU, O., "Performance and results of geomechanical measurements in a rock salt gallery", Proc. 2nd Int. Symp. on Field Measurements in Geomech., Kobe, Vol.2, pp. 551-560, (1987).

- 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).
- HERGET, G., MACKINTOSH, A.D., "Mining induced stresses in Saskatchewan potash", Proc. 6th Int. Cong. Rock Mech., Montréal, Vol. 2, pp. 953-958, (1987).
- 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).
- HEUSERMANN, S., PAHL, A., "Stress measurements in underground openings by the overcoring method and by the flatjack method with compensation", Int. Symp. on Field Measurements in Geomech., Zurich, pp. 1033-1045, (1983).
- HOFF, N.J., "Approximate analysis of structures in the presence of moderately large creep deformations", Quarterly of Appl. Math. 12, pp. 49-55, (1954).
- 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).
- HUNECAULT, P., "Etude paramétrique d'un essai pressiométrique à long terme dans la glace". Mémoire de maîtrise, Département de Génie civil, École Polytechnique de Montréal, 221 p., (1984).
- HUSTRULID, W., HUSTRULID, A., "The C.S.M. cell - a borehole device for determining the modulus of rigidity of rock", Proc. 15th U.S. Rock Mech., pp. 181-226, (1975).
- HUSTRULID, W., "An analysis of several borehole techniques for determining stress and modulus", Proc. 4th Int. Cong. Rock Mech., Montreux, Vol. 2, pp. 249-258, (1979).
- ISRM, "Suggested methods for deformability determination using a flexible dilatometer", B. Ladanyi (co-ordinator), Int. Journal of Rock Mech. Min. Sci., Vol. 24, no. 2, pp. 123-134, (1987).
- ITÔ, H., "Creep of rock based on long-term experiments", Proc. 5th Int. Cong. Rock Mech., Melbourne, Section a, pp. 117-120, (1983).

- JANOD, A., MERMIN, P., "La mesure des caractéristique des roches en place à l'aide du dilatomètre à vérin cylindrique", Travaux, juillet (1954).
- JOHNSTON, G.H., LADANYI, B., "Field tests of grouted rod anchors in permafrost", Can. Geotech. J., Vol. 9, pp. 176-194, (1972).
- KANESHIRO, J.Y., HARDING, R.C., JOHANESSON, P., KORBIN, G.E., "comparison of modulus values obtained from dilatometer testing with downhole seismic surveys and unconfined compressive tests at McKays Point Dam Site, California", Proc. 28th U.S. Rock Mech., pp.211-222, (1987).
- 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).
- KUHN, K., VERKERK, B., "Disposal in salt formations", Proc. 1st European Community Conf. on Radioactive Waste Management and Disposal, pp. 385-419, (1980).
- KUJUNDZIC, B., STOJAKOVIC, M., "A Contribution of the Experimental Investigation of Changes of Mechanical Characteristics of Rock Massives as a Function of Depth", Trans. 8th Congress on Large Dams, Edinburgh, Great Britain, pp. 1051-1067, (1964).
- LADANYI, B., "An engineering theory of creep of frozen soils", Can. Geot. Journ., Vol. 9, pp. 63-80, (1972a).
- LADANYI, B., "Results of pressuremeter test at the Inuvik test site", Report of Investigation Contract no MVPLR-128 for Mackenzie Valley Pipe Line Research Limited, (1972b).
- LADANYI, B., "Interpretation of pressuremeter test results in frozen soils", Internal report no. 401 of the Division of Building research, NRC of Canada, (1972c).
- LADANYI, B., "Results of pressuremeter tests at the Dawson City test site", Report of Investigation Contract no MVPLR-128 for Mackenzie Valley Pipe Line Research Limited, (1973).
- LADANYI, B., "In situ (field) determination of strngth properties and deformation behaviour of frozen ground", Report of Investigation Contract no osu77-0024 for the Division of Building Research, NRC of Canada, (1978).

- LADANYI, B., "Continuation of study for in situ determination of strength properties and deformation behaviour of frozen ground", Publication du CINEP4/79, Ecole Polytechnique de Montréal, (1979).
- 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., GUICHAOUA, A., "Bearing capacity and settlement of shaped piles in permafrost", Proc. 11th Int. Cong. Soil Mech. and Found. Engng., San Francisco, pp. 1421-1427, (1985).
- LADANYI, B., HUNEULT, P., "A stress redistribution time scale for borehole creep tests in frozen soils", Developments in Engng. Mech., A.P.S. Selvadurai Editor, Studies in Applied Mech., Vol. 16, pp. 468-486, (1987).
- 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).
- LE COMTE, P., "Creep in rock salt", Journ. of Geol., Vol. 73, No. 3, pp. 4969-484, (1965).

- LEITE, M.H., "Détermination in situ des paramètres d'une loi de fluage du sel par l'enfoncement d'un poinçon tronconique éffilé (E.P.T.E.)", Rapport d'examen probatoire, Dép. Génie Civil, École Polytechnique de Montréal, (1988).
- LEMOIGNE, Y., "Adaptation de l'essai pressiométrique à l'étude du fluage de la glace", Mémoire M.Sc.A., Dep. Génie Civil, Ecole Polytechnique de Montréal, 275p., (1987).
- 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).
- LUX, K.H., HEUSERMANN, S., "Creep tests on rock salt with changing load as a basis for the verification of theoretical material laws", Proc. 6th Int. Symp. on Salt, Vol. 1, pp. 417-435, (1983).
- LUX, K.H., ROKAHR, R., "Laboratory investigations and theoretical statements as a basis for the design of caverns in salt rock formations", Proc. 1st Conf. on the Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981), Trans Tech Pub., pp. 275-310, (1984).
- 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).
- 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, (1980).
- MENARD, L., "Mesures in situ des propriétés physiques des sols", Annales des Ponts et Chaussées, Vol. 127, no 3, pp. 357-377, (1957).
- MENARD, L., "Rules for the Calculation and Design of Foundation Elements on the Basis of Pressuremeter Investigations of the Ground", Traduction de B.E. Hartmann, Terrametrics, (1966).
- MENZEL, W., SCHREINER, W., "Results of rock mechanical investigations for establishing storage caverns in salt formations", Proc. 5th Int. Symp. on Salt, Vol. 1, pp. 501-510, (1983).
- MIRZA, U.A., "Prediction of creep deformations in rock salt pillars", Proc. 1st Conf. Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981), Trans Tech Pub., pp. 311-337, (1984).

- 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).
- MORGAN, H.S., STONE, C.M., KRIEG, R.D., "The use of field data to evaluate and improve drift response models for the Waste Isolation Pilot Plant (WIPP)", Proc. 26th US Symp. on Rock Mech., pp. 769-776, (1985).
- 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).
- 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).
- MUNSON, D.E., FOSSUM, A.F., "Comparison between predicted and measured south drift closures at the WIPP using a transient creep model for salt", Proc. 27th US Symp. on Rock Mech., pp. 931-939, (1986).
- MUNSON, D.E., TORRES, T.M., JONES, R.L., "Pseudostrain representation of multipass excavations in salt", Proc. 28th US Symp. on Rock Mech., pp. 853-872, (1987).
- 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).
- MURAT, J.R., HUNEULT, P., LADANYI, B., "Effects of stress redistribution on creep parameters determined by a borehole dilatometer test", Proc. 5th Int. Symp. on Offshore Mech. and Arctic Eng., ASME, Tokyo, pp. 58-64, (1986).
- 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).
- NATAU, O., LEMPP, C., BORM, G., "Stress relaxation monitoring prestressed hard inclusions", Proc. Int. Symp. on Rock stress and rock stress measurements, Stockholm, pp. 509-514, (1986).
- NELSON, R.A., KOCHERHANS, J.G., "In situ testing of salt in a deep borehole in Utah", Proc. 1st Conf. Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981), Trans Tech Pub., pp. 493-510, (1984).
- NGUYEN, S., "La mesure des déformations thermiques sur des modèles en matière plastique par la technique des jauges incorporées", Mémoire de maîtrise, Dép. Génie Mécanique, École Polytechnique de Montréal, (1971).

- 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).
- NIOU, S., CHERN, S., KIKUCHI, S., "Finite element techniques for the determination of rock salt material properties from in situ and laboratory penetrometer data", Proc. 26th US Symp. on Rock Mech., pp. 1015-1022, (1985).
- 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., pp. 539-549, (1964).
- ODÉ, 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).
- OROWAN, E., "Seismic damping and creep in the mantle", Geophys. J.R. Astr. Soc., Vol. 14, pp. 191-218, (1967).
- PANEK, L., "Effect of rock fracturing on the modulus as determined by borehole dilation tests", Proc. 2nd Int. Cong. Rock Mech., Beograd, Vol. 1, thème 2, pp. 383-388, (1970).
- PANEK, L.A., HORNSEY, E.E., LAPPI, R.L., "Determination of the modulus of rigidity of rock by expanding a cylindrical pressure cell in a drillhole", Proc. 6th US Symp. on Rock Mech., pp. 427-449, (1964).
- 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., HORSEMAN, S.T., "Creep closure of caverns in rocksalt", Proc. of the Symp. on Strata Mech., Newcastle Upon Tyne, pp. 178-183, (1982).
- PATRICIO, J.G., BEUS, M.J., "Determination of the in situ modulus of deformation in hard rock mines of the Coeur d'Alene District, Idaho", Proc. 17th US Symp. on Rock Mech., pp. 4B9-1-4B9-7, (1977).

- 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).
- 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 a shallow rock salt mine", CIM Bulletin, Vol. 69, no 1, pp. 60-68, (1972).
- 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., "Borehole creep closure measurements and numerical calculations at the Big Hill, Texas SPR storage site", Proc. 6th Int. Cong. Rock Mech., Montréal, Vol. 1, pp. 219-224, (1987).
- PRIJ, J., MENGELERS, J., "On the derivation of a creep law from isothermal borehole convergence", Report ECN-89, Netherland Energy Research Foundation, 51 p., (1981).
- RANDOLPH, M.F., WROTH, C.P., "Analysis of deformation of vertically loaded piles", Journal of the Geotech. Div., ASCE, GT12, pp. 1465-1488, (1978).
- ROCHA, M., da SILVEIRA, A., PERES RODRIGUES, F., SILVERIO, A., FERREIRA, A., "Characterization of the deformability of rock masses by dilatometer tests", Proc. 2nd Int. Cong. Rock Mech., Beograd, Vol. 1, thème 2, pp. 509-516, (1970).
- ROCHA, M., da SILVEIRA, A., GROSSMANN, N., de OLIVEIRA, E., "Determination of the deformability of rock masses along boreholes", Proc. 1st Int. Cong. Rock Mech., Lisbon, pp. 697-704, (1966).
- RUSSEL, J.E., "A creep model for salt", Proc. 5th Symp. on Salt, Vol. 1, pp. 349-353, (1978).
- RUSSEL, J.E., LOMENICK, T.F., "Analysis of long-term creep tests on model pillars", Proc. 1st Conf. Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981), Trans Tech Pub., pp. 717-737, (1984).
- SAINT-PIERRE, R., "Détermination des propriétés mécaniques de la glace marine par l'essai pressiométrique" Mémoire de maîtrise, Ecole Polytechnique de Montréal, 89 p., (1978).

- 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., "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., "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., (1978).
- 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", 1st Int. Conf. on Stability in Underground Mining, Vancouver, (1982b).
- SERATA, S., SAKURAI, S., ADACHI, T., "Theory of aggregate rock behavior based on absolute three-dimensional testing (ATT) of rock salt", Proc. 10th US Symp. on Rock Mech., Austin, pp. 431-473, (1968).
- 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., (1980).
- SERATA, S., McNAMARA, J.F., KIKUCHI, S., "Field experience with a multiple piston loading borehole probe", Proc. 24th US Symp. on Rock Mech., pp. 359-369, (1983).
- SKILTON, D., "Behavior of rigid inclusion stressmeters in viscoelastic rock", Int. J. of Rock Mech. and Mining Sciences, Vol. 8, pp. 283-289, (1971).
- 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).
- TAKANO, M., SHIDOMOTO, Y., "Deformation Test on Mudstone Enclosed in a Foundation by Means of Tube Deformation", Proc. 1st Int. Cong. Rock Mech., Lisbon, Vol. 1, pp. 761-764, (1966).

- TALABARD, P., "Mesure des paramètres de fluage de la glace polycristalline au moyen d'un poinçon tronconique", Mémoire de maîtrise, Ecole Polytechnique de Montréal, 70 p., (1986).
- 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).
- TESTLAB CORPORATION, "Geoprobe Instrument", (1967).
- 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).
- THOMS, R.L., MOGHARREBI, M., GEHLE, R.M., "Geomechanics of borehole closure in salt domes", Proc. of the 61st Annual Convention of the Gas Processors Association, Dallas, pp. 228-230, (1982).
- VAN SAMBEEK, L.L., "The corejacking test for measuring salt response", Proc. 1st Conf. Mech. Behavior of Salt (Nov. 1981), Trans Tech Pub., pp. 527-538, (1984).
- 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., 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., "Analysis of the 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. 740-763, (1984).
- WAWERSIK, W.R., MORGAN, H.S., "Evaluating design procedures for the structures in rock salt" Proc. 28th US Symp. on Rock Mech., pp. 107-115, (1987).
- WAWERSIK, W.R., ZEUCH, D.H., "Modeling and mechanistic interpretation of creep of rock salt below 200 °C", Tectonophysics, Vol. 121, pp.125-152, (1986).

- 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. Geop. Res., Vol. 85, No. B-2, pp. 891-900, (1980).
- 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).

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL



3 9334 00289684 1