HAL
open science

Déshydratation par filtration-pressage : modélisation de la compression unidirectionnelle de produits humides divers; recherche d'optimums techniques et énergétiques d'opérations de pressage

Serge Rebouillat

To cite this version:

Serge Rebouillat. Déshydratation par filtration-pressage : modélisation de la compression unidirectionnelle de produits humides divers; recherche d'optimums techniques et énergétiques d'opérations de pressage. Alimentation et Nutrition. Institut National Polytechnique de Lorraine, 1983. Français. NNT : 1983INPL048N . tel-01750999

HAL Id: tel-01750999

https://hal.univ-lorraine.fr/tel-01750999v1

Submitted on 29 Mar 2018

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

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

UNIVERSITÉ DE LORRAINE

AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4
Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10
http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php
http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm

[M] 1983 REBOUILLAT

Déshydratation par Filtration-Pressage

Modélisation de la compression unidirectionnelle de produits humides divers

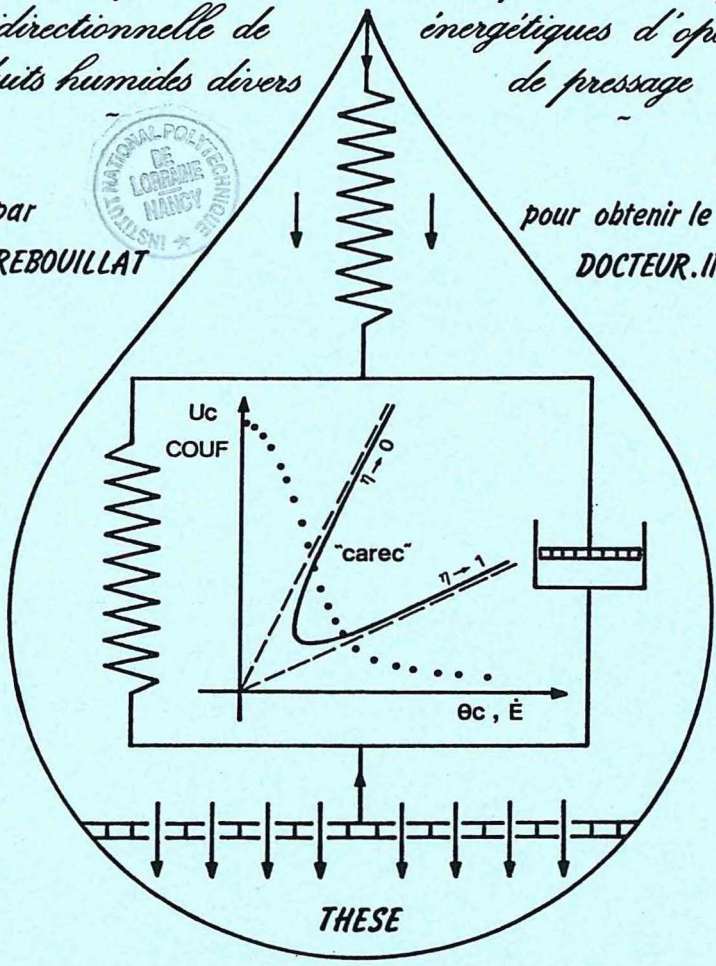
*

Recherche d'Optimums techniques, économiques et énergétiques d'opérations de pressage

INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE LORRAINE NANCY

par
Serge REBOUILLAT

pour obtenir le titre de
DOCTEUR.INGENIEUR



Service Commun de la Documentation
INPL
Nancy-Brabois

Soutenue publiquement le 21 mai 1983 devant la Commission d'Examen

JURY : Président M. P. LE GOFF
Examinateurs M.M. C. BOINET G. GAUDFRIN
JC. CHARPENTIER D. LECLERC
J. VILLERMAUX

Présentée à l'INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE LORRAINE

A la mémoire de mon Père,

A ma Mère,

A mon Amie Marie-Claude,

AVANT-PROPOS

Cette étude constitue une suite logique des travaux effectués antérieurement au sein de l'équipe animée par D. LECLERC dans le domaine plus général concernant l'établissement, à partir des fondements des Sciences du Génie des Procédés, de méthodologies d'approche des problèmes liés aux séparations solide-liquide.

Elle s'insère ainsi parmi les multiples activités de recherche du Laboratoires des Sciences du Génie Chimique propre au Centre National de la Recherche Scientifique et abrité par l'Ecole Nationale Supérieure des Industries Chimiques.

Je tiens tout d'abord à remercier Monsieur D. LECLERC, Maître-Assistant à l'IUT du Génie Chimique de Nancy, pour la latitude d'action qu'il m'a accordée tout en me faisant part de ses suggestions pertinentes à chaque étape de l'avancement de ce travail. Ma reconnaissance est d'autant plus profonde que Monsieur D. LECLERC m'a initialement accueilli au Laboratoire des Sciences du Génie Chimique et a su me guider tout au long de mes recherches afin que je puisse utiliser les compétences multiples de cet établissement de renommée internationale.

Les principaux Maîtres-d'Oeuvre de cette renommée font partie du jury qui sanctionne ce travail. C'est une chance que j'ai tenu à honorer.

Je tiens à cet effet à témoigner de ma profonde reconnaissance à Monsieur J.C. CHARPENTIER, Délégué Régional du CNRS pour la Lorraine, Directeur de Recherche au CNRS, Sous-Directeur du LSGC et Directeur-Adjoint du CPIC. Son dynamisme scientifique, sa clairvoyance et ses critiques judicieuses m'ont permis de valoriser le manuscrit.

Je tiens particulièrement à exprimer ma gratitude à Monsieur le Professeur P. LE GOFF, Directeur du Centre de Perfectionnement des Industries Chimiques, de l'honneur qu'il me fait en acceptant de présider ce jury de thèse. Son extraordinaire culture scientifique m'a été profitable au plus haut point, d'autant plus qu'il nous a offert la chance de valoriser nos travaux en nous confiant la rédaction de l'un des chapitres de ses ouvrages traitant d'Energétique Industrielle.

Je remercie également Monsieur le Professeur J. VILLERMAUX, Directeur du LSGC, dont j'ai pu apprécier l'enseignement et qui a bien voulu juger ce travail.

L'intérêt industriel de ce travail tient à la collaboration des professionnels de l'Industrie Sucrière et des Techniques Séparatives.

C'est pourquoi je tiens à exprimer ma reconnaissance à Monsieur G. GAUDFRIN, Président Directeur Général des Filtres Gaudfrin, pour sa contribution. Son dynamisme industriel restera un exemple pour ma future carrière.

Que Monsieur C. BOINET, Président Directeur Général de la Sucrerie Distillerie C. BOINET et Cie, Président du CEDUS, trouve ici le témoignage de ma gratitude. Sa culture industrielle m'a été très profitable d'autant plus que ses qualités humaines engendrent un dialogue toujours fructueux.

Je tiens également à associer à ce travail Messieurs F. BALLAND et J. GAGNEPAIN respectivement Président Directeur Général de la Sucrerie de Bourgogne et Président de la SICA de déshydratation associée à la Sucrerie de Bourgogne. Monsieur F. BALLAND m'a rapidement sensibilisé aux travaux d'intérêt scientifique et technique réalisés dans la branche considérée et je l'en remercie tout particulièrement. Je remercie également Monsieur J. GAGNEPAIN pour m'avoir, d'une part fourni la majorité des échantillons qui m'ont permis de réaliser la partie finale de cette étude et d'autre part pour la latitude qu'il m'a accordée au niveau des prélèvements.

Que Messieurs DE MATHAN, Directeur des Recherches à la Société FRANCE LUZERNE, HAUBRY et FAYOUX de la Société DEGREMONT, me permettent de leurs adresser mes vifs remerciements pour leurs conseils avisés.

Ma reconnaissance est profonde à l'égard de Monsieur F. PARENT, Directeur Général Adjoint de la Société de Constructions Mécaniques A. MAGUIN, pour la confiance qu'il m'a accordée en me permettant l'accès aux données techniques de construction des appareillages de pressage et pour sa proposition d'association à la réalisation d'un prototype industriel. Son dynamisme et ses qualités humaines seront inévitablement sources d'enseignements.

Enfin je tiens à associer à ce travail les principaux animateurs, au plan international, de l'évolution des Sciences du Génie des Procédés dans le domaine des séparations solide-liquide.

Je remercie Monsieur le Professeur M. SHIRATO de l'Université de NAGOYA (Japon), pour m'avoir fourni de façon quasi exhaustive, l'ensemble de ses travaux portant sur le sujet. En nous faisant part régulièrement de la progression de ceux-ci, Monsieur le Professeur M. SHIRATO souligne son profond désir d'échange et de coopération.

Dans le même esprit, je tiens à exprimer ma reconnaissance à Monsieur le Professeur J. HERMIA de l'Université de LOUVAIN-LA-NEUVE (Belgique). En acceptant pour publication nos travaux, Monsieur le Professeur J. HERMIA m'a permis de consolider un élan d'enthousiasme puisque cette communication était, en ce qui me concerne, une "première".

Je remercie également Monsieur B. FELIX, Docteur-Ingénieur au Laboratoire Central des Ponts et Chaussées (Ministère de l'Urbanisme et du Logement), pour m'avoir judicieusement avisé des travaux les plus récents réalisés dans le domaine de la mécanique des sols. Ses travaux, de portée internationale, sont exemplaires.

Que l'ensemble du personnel du CPIC trouve ici l'expression de ma reconnaissance pour la dactylographie réalisée par A. DERREZ et le tirage de cet ouvrage. Le dynamisme de cette équipe est remarquable.

Je ne voudrais pas manquer de remercier l'ensemble du personnel technique du LSGC ainsi que les chercheurs de cet établissement. Je conserverai le meilleur souvenir de l'expérience vécue dans cet entourage.

PLAN GENERAL

RESUME, ABSTRACT, ZUSAMMENFASSUNG, page 1

INTRODUCTION GENERALE, page 9

CHAPITRE I, page 12
REVUE DES TECHNOLOGIES INDUSTRIELLES ACTUELLES

CHAPITRE II, page 30
THEORIE DE LA FILTRATION-COMPRESSION
MODELES THEORIQUES ET PHENOMENOLOGIQUES

CHAPITRE III, page 64
ETUDE EXPERIMENTALE
DE LA VALIDATION DES MODELES A L'ETUDE DE LA COMPRESSION
DE PRODUITS INDUSTRIELS

CHAPITRE IV, page 150
EXEMPLES D'UTILISATION DES THEORIES DEVELOPPEES POUR LA
RECHERCHE D'OPTIMUMS TECHNIQUES, ECONOMIQUES ET ENERGETIQUES
DE SEQUENCES DE PRESSAGE-SECHAGE

NOMENCLATURE, page 218

CONCLUSION ET PERSPECTIVES, page 222

ANNEXES

Résumé

*

RESUME

ABSTRACT

ZUSAMMENFASSUNG

Nos lecteurs trouveront ce résumé traduit en allemand et en anglais à la fin de ce mémoire.

Our readers will find this abstract at the end of this thesis.

Unsere Leser finden diese Zusammenfassung am Ende des Berichtes.

RESUME

Environ 20 % de l'énergie combustible dépensée par l'industrie française sont consommés pour les opérations d'élimination d'eau ; c'est la raison pour laquelle on assiste à un développement important des techniques de déshydratation à faible *coût énergétique*, telles que le pressage mécanique qui consomme environ vingt fois moins d'énergie que les procédés thermiques. L'application technologique de la compression mécanique est donc particulièrement bien adaptée aux exigences actuelles ; d'autant plus que cette technique répond aux problèmes liés à l'environnement.

Si, dans le domaine de la filtration-compression, il existe des théories, transposées de la mécanique des sols, permettant d'envisager l'essorage des gâteaux obtenus par filtration d'argiles comparables à celles utilisées par les géotechniciens, il n'en est pas de même de la déshydratation par voie mécanique de produits plus complexes tels que ceux intéressant les secteurs de l'industrie minérale, de l'environnement ou de l'industrie agro-alimentaire.

C'est pour cette raison que le travail proposé par D. LECLERC et J.C. CHARPENTIER consistait à réaliser une *approche systématique de la cinétique de déshydratation* de suspensions et de produits humides divers, tels que des suspensions minérales de Talc et de Kaolin, des boues résiduaires urbaines préalablement floculées, et des produits agricoles : luzerne, cassis, pulpes de betteraves.

Ce travail, rapporté dans le présent mémoire, se décompose comme suit :

Dans le *PREMIER CHAPITRE*, on présente *l'évolution technologique* des dispositifs de pressage, qu'il s'agisse de filtres presseurs ou de presses. On insiste sur les caractéristiques actuelles de fonctionnement qui nous ont guidé dans l'étude expérimentale pour la réalisation des protocoles opératoires.

Si, au niveau des filtres presseurs, il existe une tendance très nette à la mise au point de filtres permettant de traiter des couches minces dans des cycles automatisés courts et sous des pressions relativement élevées, on ne voit pas de règles précises dans le domaine des presses à vis qui semblent encore conçues de façon très *empirique*.

Dans le *DEUXIEME CHAPITRE*, *une revue bibliographique* complète des théories de la consolidation unidimensionnelle des sols, et des quelques travaux fondamentaux ou expérimentaux portant sur le pressage, est présentée.

Cet examen montre que, malgré un potentiel théorique important lié à nos connaissances dans le domaine de la mécanique des sols et des fluides, les Sciences du Génie Chimique ne disposent pas de théories adaptées aux *problèmes de pressage très diversifiés* associés aux activités de l'industrie chimique et agro-alimentaire.

La voie est donc ouverte à la réalisation de théories générales qui pourraient reprendre des considérations très anciennes et très simples (BOLTZMANN-TERZAGHI) pour les développer en visant à les rendre facilement exploitables et adaptables au traitement numérique.

Sur le plan expérimental, la voie est encore plus large puisque les *travaux* sur produits industriels, en matière de compression, *sont très rares* et souvent peu élaborés dans leur interprétation.

C'est pourquoi, partant du principe classique de la mécanique des sols correspondant à l'analogie de TERZAGHI et de la loi de DARCY, très connue en mécanique des fluides, nous reformulons l'équation différentielle correspondant à la relation contrainte-déformation associée à l'élément de KELVIN-VOIGT. *Les solutions mathématiques ainsi obtenues* correspondent aux expressions analytiques initialement mises en forme par TAYLOR et reprises par SHIRATO pour exprimer le taux de compression dans le domaine qui nous intéresse. *Ce degré de compression* U_c correspond au rapport :

$$U_c = \frac{\text{Variation du volume total au temps de compression } \theta_c}{\text{Variation finale du volume total}}$$

Ce taux d'efficacité est la grandeur de base dans notre étude dont les fondements théoriques sont donnés dans le tableau récapitulatif (figure 21). Ce dernier illustre *une progression* vers les modèles *semi-théoriques* de SIVARAM et SWAMEE et un *modèle simplissime* dont on justifie expérimentalement l'utilisation dans les chapitres suivants.

Le TROISIEME CHAPITRE (cf. diagramme symbolique figure 23) présente les trois premières étapes d'une étude expérimentale cherchant à DEGAGER UNE METHODOLOGIE PREVISIONNELLE de la déshydratation de produits industriels.

La première, réalisée sur des suspensions de kaolin *vérifie l'applicabilité* des modèles traditionnels de la mécanique des sols et permet de mettre en évidence les contributions respectives de la compression primaire et secondaire pour lesquelles nous préconisons à l'avenir les noms de phases de compression hydrodynamique et de fluage. Les deux premiers semblent indiquer le passage d'un processus à un autre ce qui ne correspond pas aux observations expérimentales et graphiques (cf. figures combinées 33-34b).

La deuxième étape, réalisée sur divers produits tels que la luzerne, le câssis broyé et les boues résiduaires digérées, *permet de généraliser* l'utilisation des modèles semi-théoriques.

La troisième étape, concernant des boues résiduaires floculées, est une étude systématiques de l'influence des variables opératoires (pression, charge, température et dose de floculant) sur les coefficients de compression intervenant dans les expressions analytiques ou semi-théoriques. Elle montre qu'il est possible, dans l'expression $U_c = \sqrt{K_e}.\sqrt{\theta_c}$ $(\lim_{\theta_c \to 0} U_c)$, de représenter le coefficient K_e par l'expression :

$$\boxed{K_{e,théo} = \frac{A}{\Delta P^{(n-1)}.\mu.\omega^2}}$$

dans laquelle
- ΔP est la pression appliquée
- μ la viscosité dynamique du liquide exprimé
- ω la charge pressée par unité de surface de drainage

et $$A \equiv \frac{4i^2}{\pi} \cdot \rho_s \cdot \frac{(1-n)}{C_c.\overline{\alpha}}$$

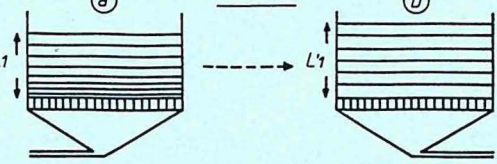
avec
- ρ_s masse volumique du solide
- i nombre de surfaces de drainage
- n coefficient de compressibilité
- C_c constante dans la relation
- α résistance spécifique moyenne.

TABLEAU RECAPITULATIF

ASPECT THEORIQUE DE LA DESHYDRATATION PAR COMPRESSION MECANIQUE

MODELES — Expressions analytiques

Figure 21



Gâteau de filtration

- Structure non uniforme
- Distribution non homogène de e_x

Gâteau "fictif" ou produits semi solides

- Structure uniforme
- Rapport de vide e_i uniforme

MODELES — Expressions analytiques

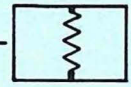
$$U_C = \frac{L_1 - L}{L_1 - L_\infty}$$

$$U_C = \frac{L_1 - L}{L_1 - L_\infty}$$

REFERENCES

TERZAGHI 1923 _ SHIRATO 1971

$$U_C = 1 - \mathrm{Exp}\left(-\frac{\pi^2}{4}\frac{i^2 C_e}{\omega_o^2}\theta_C\right) \quad (19)$$



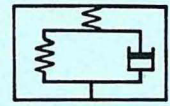
$$U_C = 1 - \sum_{N=1}^{\infty} \frac{8}{\pi^2(2N-1)^2}\,\mathrm{Exp}\left[-\frac{(2N-1)^2\pi^2}{4}\cdot\frac{i^2 C_e}{\omega_o^2}\theta_C\right] \quad (20$$

TERZAGHI _ KELVIN _ VOIGT _ TAYLOR 1940 _ GIBSON-LO 1960 _ SHIRATO 1974

$$U_C = 1 - (1-B)\,\mathrm{Exp}\left(-\frac{i^2\pi^2 C_e}{4\omega_o^2}\theta_C\right) - B\,\mathrm{Exp}(-\eta\theta_C) \quad (26)$$

$$U_C = B\,[1 - \mathrm{Exp}(-\eta\theta_C) + (1-B) \times \left[1 - \sum_{N=1}^{\infty}\frac{8}{\pi^2(2N-1)^2}\,\mathrm{Exp}\left(\frac{-(2N-1)^2 i^2\pi^2 C_e}{4\omega_o^2}\theta_C\right)\right] \quad (27$$

Modèles semi_théoriques



Modèles semi_théoriques

SIVARAM SWAMEE 1977 _ SHIRATO 1980

$$U'_C = \sqrt{\frac{\frac{4}{\pi}\cdot\frac{i^2 C_e \theta'_C}{\omega_o^2}}{\left[1 + \left(\frac{4}{\pi}\cdot\frac{i^2 C_e \theta'_C}{\omega_o^2}\right)^{\nu}\right]^{1/\nu}}}$$

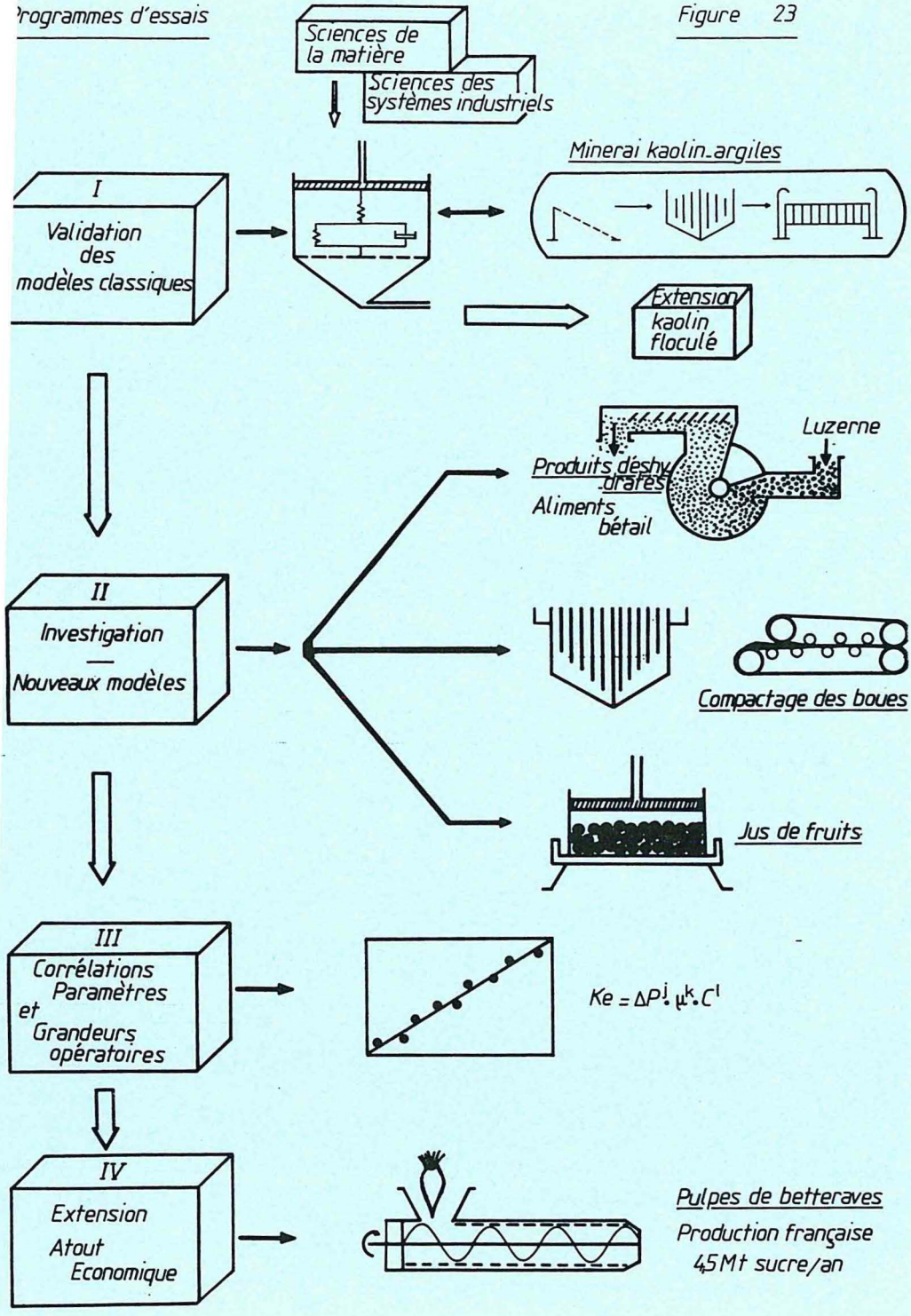
$$U'_C = \frac{L'_1 - L}{L_1 - L_\infty}$$

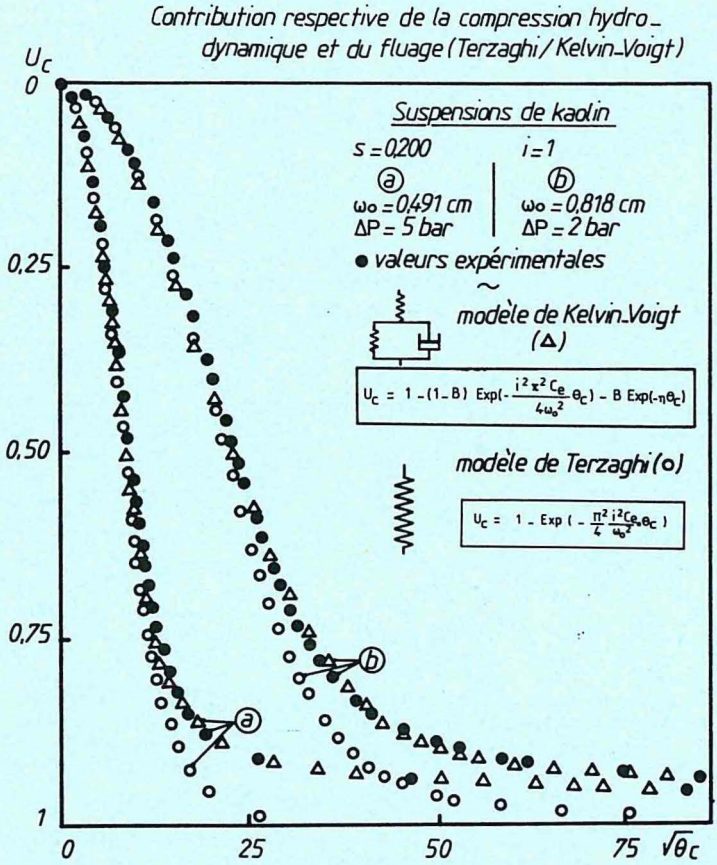
$$U_C = \sqrt{\frac{\frac{4}{\pi}\cdot\frac{i^2 C_e \theta_C}{\omega_o^2}}{\left[1 + \left(\frac{4}{\pi}\cdot\frac{i^2 C_e \theta_C}{\omega_o^2}\right)^{\nu}\right]^{1/\nu}}} \quad (34$$

$$U_C = 1 - \exp\left[-K_C\,.\,\theta_C^{\nu'}\right] \quad (35)$$

Programmes d'essais

Figure 23





Figures combinées 33 & 34b

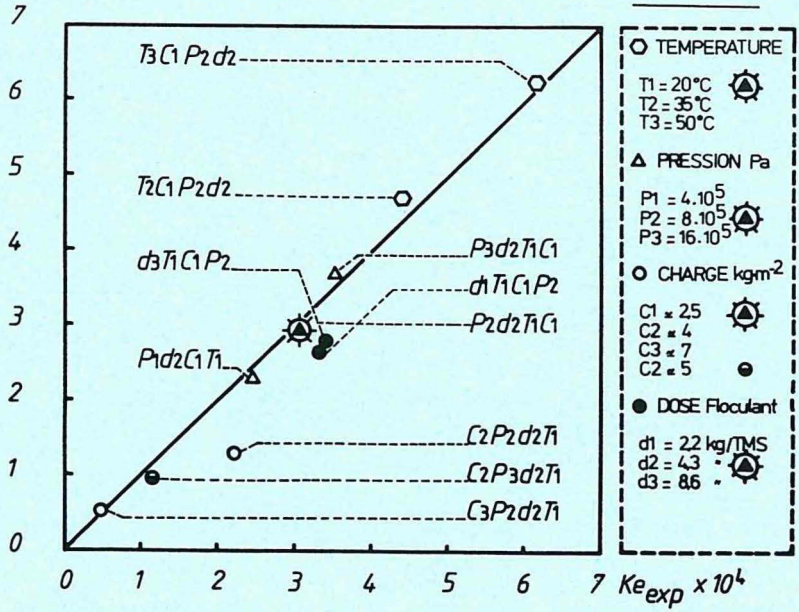
La variation de la dose de floculant au voisinage de la floculation optimale n'a pas conduit à des fluctuations exploitables de K_e suite à une prise en compte de ce paramètre par l'intermédiaire de la viscosité du liquide exprimé.

La figure 67 montre *l'adéquation entre les valeurs calculées et mesurées* à partir d'enregistrements expérimentaux exploités selon une procédure classique.

Le QUATRIEME CHAPITRE concerne principalement la compression de cossettes de betteraves. Il commence par une *évaluation de l'importance économique* du pressage des pulpes. Dans ce domaine, un gain de 2 % sur la siccité des pulpes avant séchage thermique correspond à 30 000 TEP/an d'économie, ce qui représente environ 0,15 % du potentiel annuel d'économie d'énergie réalisable dans l'industrie française. La figure 70 représente l'évolution du coût de séchage en regard du prix du fuel et permet de quantifier l'effort accompli au niveau de l'industrie sucrière dans le traitement des pulpes. En 1981/82, la production des pellets obtenus en fin d'opération de déshydratation a atteint 1,5 Mt, ce qui correspond à l'élimination par évaporation de 6 Mt d'eau/an.

Adéquation Ke mesuré et Ke calculé
Boues résiduaires

Figure 67



Représentation graphique de l'évolution des coûts du fuel et du séchage

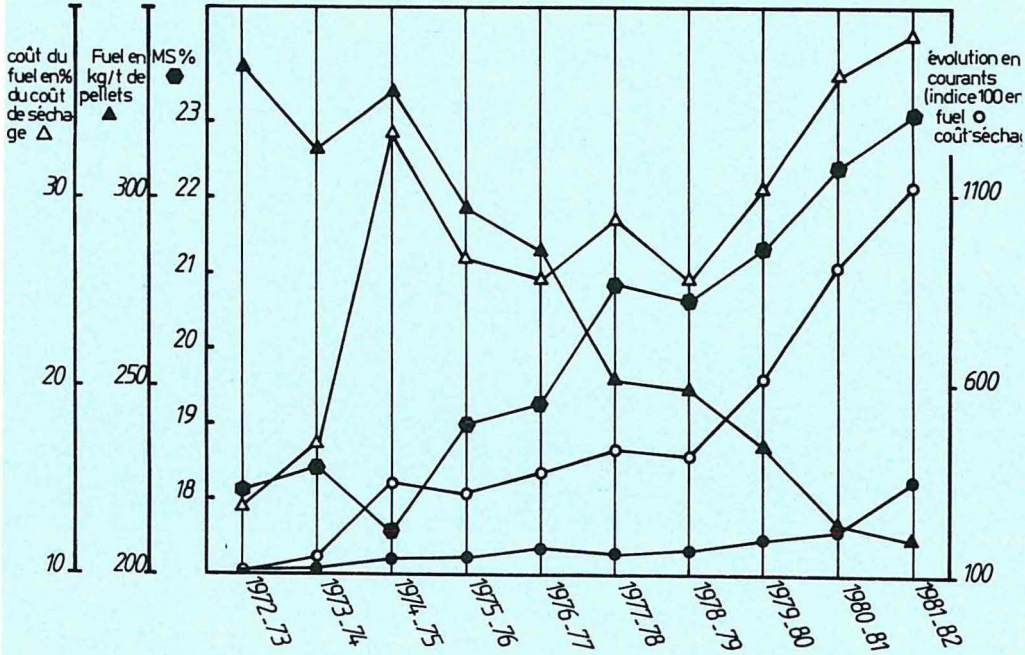


Figure 70

La DEUXIEME PARTIE constitue la quatrième étape du programme expérimental de ce travail. Elle comporte :

1. une *analyse semi-quantitative de l'incidence des variables opératoires* ("âge des pulpes", charge, température, dose d'adjuvants, pression et vitesse d'application de la pression). Un gain de 20 % sur le volume d'eau éliminée par pressage peut être obtenu à partir de pulpes fraîches par rapport à des pulpes conservées durant 48 h à 10 °C. Une réduction de charge d'environ 50 % se traduit par un gain voisin de deux points sur la siccité. Un accroissement de la dose d'adjuvants de pressage, équivalent à la teneur en calcium des jus de presse, donne un gain de 38 % sur le volume d'eau éliminée par pressage à temps constant. Enfin, en divisant par 20 la vitesse d'application de pression, on observe que la quantité d'eau éliminée est doublée.

2. une *justification expérimentale de l'utilisation des modèles semi-théoriques* pour représenter la cinétique de pressage. L'incidence des variables opératoires, pression et charge, est ensuite analysée à l'aide des paramètres du modèle :

$U_c \equiv K_c \theta_c^{\nu'}$; on montre que K_c est proportionnel à $\Delta P^{-0,6}.\omega^2$

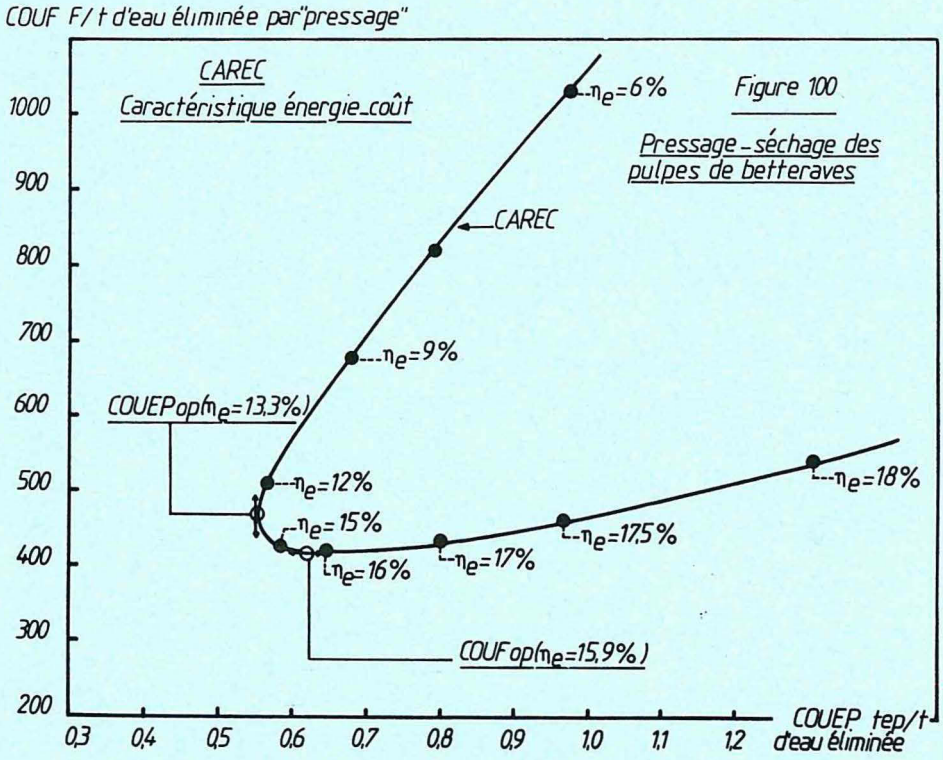
$\theta_c \to 0$

L'application du modèle de SIVARAM et SWAMEE sur des fractions granulométriques croissantes montre que l'exposant ν' croît avec la taille des cossettes. Ceci révèle que la contribution de la compression liée au fluage s'accroît lorsque la taille des pulpes augmente.

La TROISIEME PARTIE de ce chapitre est axée sur *une analyse économique et énergétique* de l'incidence des adjuvants de pressage. Elle permet de définir *des optimums énergétique et économique* exploitables à partir de la représentation caractéristique énergie-coût "CAREC" initialement développée par P. LE GOFF (figure 100). Cette étude montre que, dans le cas d'utilisation d'adjuvants ayant un contenu énergétique équivalent aux produits et matériaux usuels, l'opération tend à devenir pro-énergétique tout en restant actuellement économique pour l'industriel. L'évaluation de *l'optimum en devises permet d'actualiser ce calcul* en fonction des préoccupations récentes qui placent en premier plan le problème des échanges tout en restant attachées aux problèmes énergétiques.

Nous introduisons également à la fin de cette étude la *recherche d'optimums économique et technique* correspondant aux opérations classiques de *filtration-compression*. Cette partie reprise en annexe montre l'intérêt de nos considérations technologiques initiales et valorisent nos résultats expérimentaux en donnant une *méthodologie d'approche de ces problèmes*.

En conclusion, la confrontation de la théorie et de l'expérience montre que les modèles mathématiques de la compression sont des outils très utiles et de mise en oeuvre simple pour l'analyse de l'incidence des variables opératoires et qu'ils constituent ainsi une contribution importante à l'évaluation des progrès réalisables sur le plan technique et économique.


COUF F/t d'eau éliminée par "pressage"
CAREC
Caractéristique énergie_coût
Figure 100
Pressage - séchage des pulpes de betteraves
1000
900
800
700
600
500
400
300
200
η_e=6%
CAREC
η_e=9%
COUEPop(η_e=13,3%)
η_e=12%
η_e=15%
η_e=16%
η_e=17%
η_e=17,5%
η_e=18%
COUFop(η_e=15,9%)
0,3
0,4
0,5
0,6
0,7
0,8
0,9
1,0
1,1
1,2
COUEP tep/t d'eau éliminée

Introduction Générale

*

INTRODUCTION GENERALE

Les apparitions successives de *contraintes écologiques et économiques* ont conditionné l'évolution de l'activité industrielle dans les secteurs du *traitement des minerais, de l'environnement et de l'agro-alimentaire.*

Les méthodes séparatives permettant une réduction importante des volumes traités ont de ce fait connu un essor considérable durant la dernière décennie d'autant plus que leur consommation opératoire en énergie primaire est faible.

En effet dès 1960, on a assisté à l'utilisation de plus en plus massive des moyens de production industrielle qui a suscité l'intérêt particulier porté aux problèmes de la protection de l'environnement et qui a contribué à une augmentation importante de la *consommation en énergie fossile.*

Globalement environ 20 % de l'énergie combustible dépensée par l'industrie française sont consommés pour les opérations d'élimination d'eau. Bien que *les procédés de déshydratation* apportent des *solutions aux problèmes d'environnement,* force est de reconnaître que leur consommation en énergie primaire ne pouvait laisser indifférents les décideurs publics et privés alors que l'ère de l'énergie à bon marché s'achevait.

L'élimination d'eau par voie mécanique s'insère dans les *solutions de type énergétique* adoptées en 1973 dès la hausse du prix du pétrole. Cette technique correspondant au schéma global de la figure 1.a, s'effectue sans changement d'état de la phase aqueuse et consomme environ vingt fois moins d'énergie que les procédés thermiques.

Ainsi, les techniques de séparation par voie mécanique sont particulièrement bien adaptées aux exigences actuelles. Signalons toutefois que, du fait de leur faible sélectivité, elles s'insèrent le plus souvent dans des phases préliminaires *de préconcentration ou de présèchage.*

Nous consacrons l'essentiel du texte qui suit à *l'aspect dynamique* de l'élimination d'eau par compression mécanique et les recherches menées dans le cadre de ce travail constituent *une contribution théorique et expérimentale à l'approche systématique des processus de déshydratation* de produits humides divers par pressage unidirectionnel.

Le PREMIER CHAPITRE de ce mémoire est entièrement consacré à la prise en compte des *caractéristiques technologiques* des équipements de pressage ou de filtration compression existants sur le marché. Cette revue technologique permet de dégager les *tendances actuelles* au niveau de la mise en oeuvre de ces équipements. Elle présente également l'avantage de fournir des éléments favorisant la compréhension de certains choix au niveau expérimental.

Le DEUXIEME CHAPITRE vise à *édifier l'outil d'analyse théorique* du processus étudié. Pour cela une étude bibliographique permettra d'établir *l'état des connaissances théoriques et expérimentales* dans le domaine de l'élimination d'eau par voie mécanique. Force est de reconnaître que, mis à part les travaux réalisés en mécanique des sols sur la consolidation unidimensionnelle, *peu d'investigations ou d'approches ont été réalisées* sur le sujet qui nous anime.

La seconde partie de ce chapitre montre comment, à partir des *principes de base* de la *consolidation des sols* (TERZAGHI) et de la *mécanique des fluides* (DARCY), on peut formuler les expressions analytiques du taux de compression caractérisant le rendement du pressage. Les *solutions ainsi obtenues deviennent* rapide-

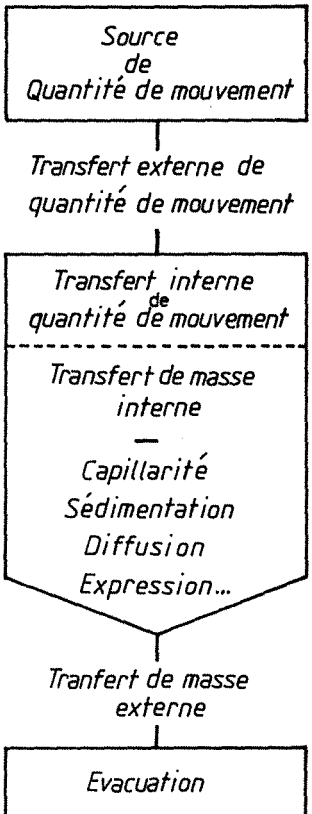


FIGURE 1a

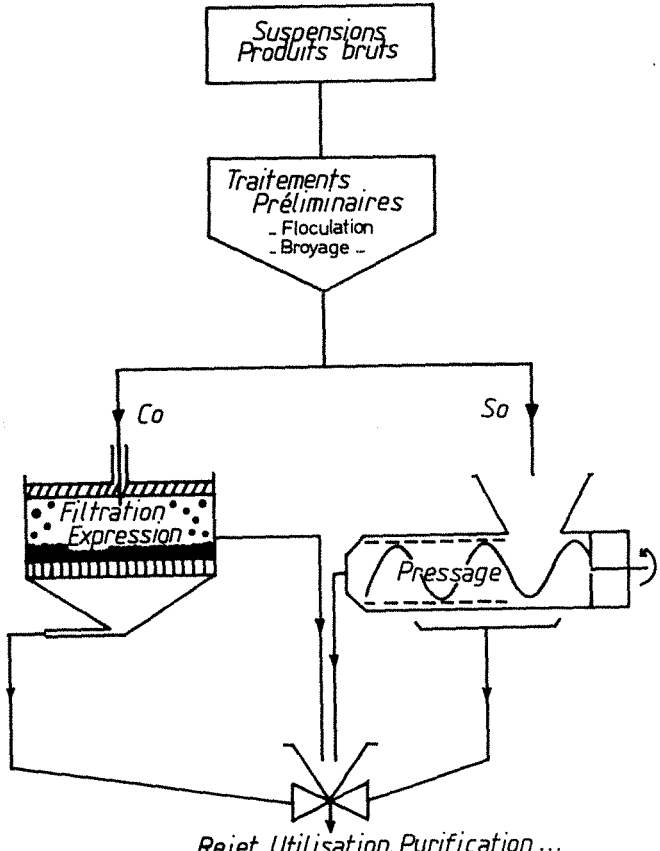


FIGURE 1b

ment *complexes* si l'on souhaite décrire de façon globale le phénomène. L'originalité de cette formulation des équations qui constitueront l'outil d'analyse des expériences réalisées, réside dans la transposition des connaissances acquises dans un domaine largement investigué des Sciences de la Matière à un domaine quasi-inexploré des Sciences des Systèmes Industriels. Le cheminement adopté pour l'édification de cet outil d'analyse se traduit par une *simplification* des formulations à travers des *approches semi-théoriques*.

Le TROISIEME CHAPITRE se décompose en *trois parties* caractérisant l'affinement progressif de la *méthodologie* d'approche de systèmes de plus en plus complexes.

La première partie a pour objectif de tester la *validité* de l'outil mathématique, sur des produits "idéaux" et selon des modalités expérimentales aussi voisines que possible des tendances opératoires actuellement adoptées. *Une progression vers* l'étude de la validité *des modèles simplifiés* semi-théoriques, caractérise l'évolution de cette première partie.

La seconde partie vise à vérifier la pertinence de cet instrument pour l'appréciation du phénomène de pressage de *produits humides divers* tels que les boues résiduaires, la luzerne et le câssis.

Dans la *troisième partie,* notre effort a porté sur *l'approche systématique du pressage de boues résiduaires* en fonction des grandeurs opératoires classiques. A titre d'exemple, en France, la production de boues provenant des stations communales atteint environ quinze millions de mètres-cube par an. Ces quantités importantes de déchets doivent, dans la plupart des cas, subir une réduction importante de volume du fait de la raréfaction des terrains disponibles pour le stockage et des coûts croissants de transport.

L'approche *empirique est quasi-systématique* lors de la recherche de solutions dans le domaine du pressage des boues. Afin de rendre plus rationnelle cette démarche, le problème a souvent été considéré comme un problème de filtration. A cet égard, on se doit de reconnaître une efficacité relative de cet outil, d'où la nécessité de rechercher une *méthodologie simple et néanmoins efficace.* Pour cela, il est fait appel, dans la présente étude, à des modèles de comportement semi-théoriques dans lesquels apparaissent des caractéristiques physiques et mécaniques liées à la nature du matériau mais également des paramètres liés aux modalités opératoires. Corrélativement, ces paramètres ont été analysés de façon simplissime afin de fournir un modèle prévisionnel donnant la grandeur caractéristique du pressage, appelée *coefficient de compression, en fonction des variables opératoires* couramment utilisées pour la mise en oeuvre de la dessication mécanique des boues. Nous pouvons citer à cet effet, la pression appliquée, la viscosité du filtrat, la charge par unité de surface de drainage et la dose de floculant.

Le *QUATRIEME CHAPITRE* est essentiellement consacré à la déshydratation des pulpes de betteraves. Dans un premier temps, *l'enjeu économique de la compétition entre l'énergie mécanique et l'énergie thermique* est souligné. Dans une deuxième étape, la *modélisation du processus de compression des pulpes de betteraves* est étudiée en regard des paramètres propres à la structure du produit, au conditionnement de celui-ci avant pressage et aux modalités opératoires caractéristiques des équipements industriels.

Sur le plan économique, la France se place au second rang mondial des producteurs de sucre de betteraves. De même au niveau des composés déshydratés, elle fabrique les deux tiers de la production européenne, soit la moitié de la production des USA. Ces performances justifient la position du secteur agro-alimentaire au troisième rang des consommateurs d'énergie avec 8 % de l'énergie consommée par l'ensemble de l'industrie française.

La substitution travail/chaleur est l'un des *points forts des solutions économiques et énergétiques* visant à résoudre le problème de la dépendance énergétique de ce secteur. En effet, une séquence de déshydratation comportant une phase de pressage associée à une phase de séchage thermique met en évidence des *optimums énergétique et économique,* puisque toute amélioration de la siccité au premier stade entraîne un gain au niveau du second. En contrepartie, ce gain se traduit par un accroissement de la consommation en agent de pressabilité et une augmentation du capital investi.

La TROISIEME ETAPE est entièrement consacrée à la *recherche des optimums techniques, économiques et énergétiques d'opérations de pressage.* Nous avons étudié, pour le pressage des pulpes, *l'incidence au plan énergétique et économique du prétraitement des pulpes* par adjonction d'agents de pressabilité. Il est pris en compte l'intérêt du décideur technique local à travers la recherche de l'optimum économique calculé selon une procédure originale. Il est également envisagé l'incidence énergétique d'une telle mesure dans une politique d'économie d'énergie d'intérêt général. De façon simple et rapide, la prise en compte des problèmes récents, liés *à l'équilibre de la balance des paiements,* est réalisée en évaluant de façon comparative *les coûts opératoires en devises* de l'opération, pour deux sources d'énergie dont les dépendances vis-à-vis de l'extérieur sont bien différentes. Enfin le tracé de *la courbe énergie/coût* "CAREC" permet de visualiser l'incidence éventuelle de fluctuations au voisinage de l'un ou l'autre des optimums monétaire et énergétique.

La seconde partie de ce chapitre s'insère dans notre objectif d'établir une *méthodologie* d'approche des problèmes liés aux séparations solide-liquide. Ainsi, nous mettons à profit les acquis théoriques et expérimentaux de cette étude pour la recherche d'optimums techniques et économiques dans les opérations de filtration-compression mises en oeuvre à l'aide de conceptions technologiques décrites au premier chapitre.

Chapitre I

*

Revue des technologies industrielles actuelles

PLAN

1. Introduction
2. Filtres à chambres fixes ou variables pour suspensions fluides pompables

    21. Filtres à chambres fixes
    22. Filtres à chambres variables

3. Equipements de pressage

    31. Systèmes continus
    32. Systèmes discontinus

4. Conclusion
5. Références

I. REVUE DES TECHNOLOGIES INDUSTRIELLES ACTUELLES

1. INTRODUCTION

Dans le domaine de la filtration-compression et du pressage, le choix d'un appareil approprié est tout d'abord guidé par la fluidité et le comportement du produit considéré dans les éventuels systèmes de pompage.

En effet, il est rare que la nature de l'eau à éliminer, libre, liée ou occluse dans une cavité cellulaire, soit prise en compte pour la réalisation d'un procédé de compression. Par contre la nature fibreuse, spongieuse ou gélatineuse détermine la faisabilité d'un processus de déshydratation par pressage.

Ce tour d'horizon des technologies de pressage ne vise pas à établir un catalogue complet, ce qui serait présomptueux et risquerait de nous éloigner de l'objectif que nous nous sommes fixé. En effet cette revue doit donner au lecteur une idée générale des techniques et faciliter l'utilisation pratique de nos considérations théoriques en fixant les limites temporelles, les puissances maximales et les conditions opératoires envisageables actuellement en fonction du degré d'automatisation.

Nous proposons une classification relativement simple et conforme au schéma n° 1.

De plus nous limiterons cette étude aux systèmes qui ont connu ou qui connaissent un véritable succès sur le plan technique et économique.

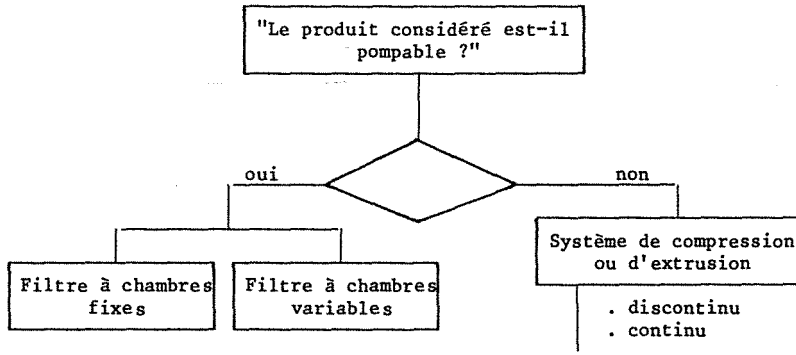


Schéma n° 1

2. FILTRES A CHAMBRES FIXES OU VARIABLES POUR TRAITEMENT DE SUSPENSIONS POMPABLES

21. FILTRES A CHAMBRES FIXES

Les plus classiques d'entre eux sont les filtres presses à cadres, à plaques ou chambrés dans lesquels la compression est provoquée par l'alimentation forcée qui s'exerce après les phases de remplissage et de filtration.

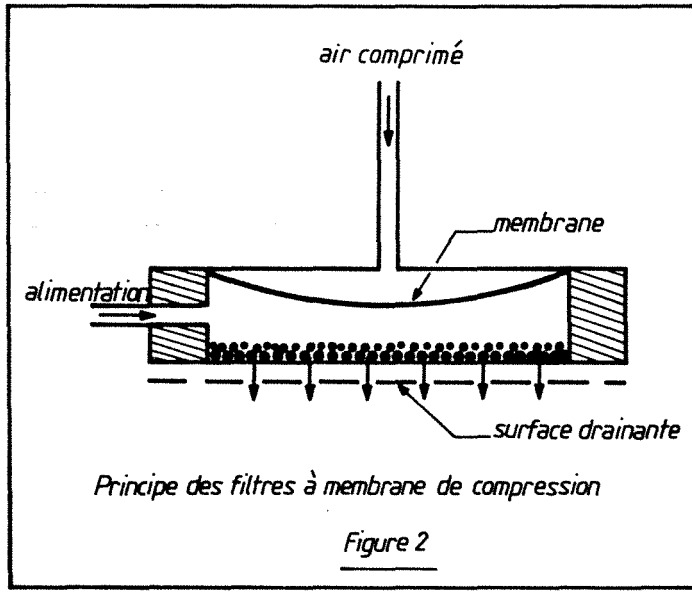
Les pressions moyennes exercées sont voisines de 7 bars et l'épaisseur des gâteaux varie de 25 à 40 mm (25, 32, 40 mm).

Ces appareils à volume fixe sont à notre sens davantage utilisables pour les opérations de filtration pure. Toutefois, nous donnerons dans le tableau comparatif n° 1, les performances de ces équipements dont l'automatisation croissante provoque sur le marché, l'apparition de variantes multiples.

22. FILTRES A CHAMBRES VARIABLES

La figure 2 donne une représentation schématique du principe de cette catégorie de filtres. Le premier stade de l'opération de séparation est la phase de remplissage qui se traduit par une filtration préliminaire conventionnelle. La chambre de filtration est équipée *d'un diaphragme qui réalise l'essorage du gâteau* formé,lors du gonflage à l'aide d'air comprimé.

Nous regroupons dans cette catégorie de filtres presses les ensembles horizontaux, verticaux et cylindriques qui présentent la caractéristique technique illustrée par la figure 2.



Principe des filtres à membrane de compression

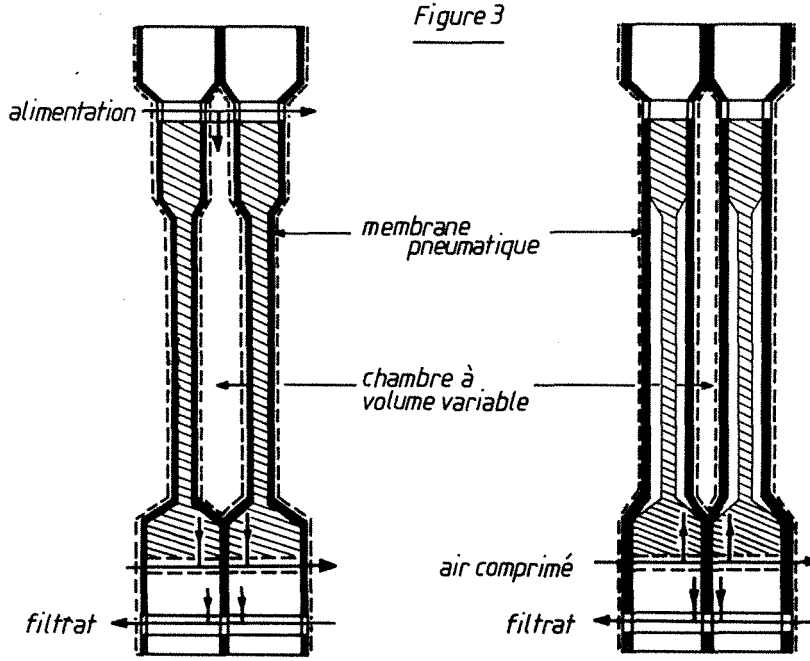
Figure 2

— *Filtre-presse à plateaux équipés de diaphragmes*

C'est probablement la version la plus connue et utilisée de la catégorie. Tout à fait analogue au filtre-presse classique (I.21), cet équipement présente dans chaque chambre une membrane gonflable qui assure la compression du gâteau déposé. Les pressions atteintes sont voisines de 6 bars. La figure 3 visualise cette conception.

Principe de fonctionnement des filtres à membrane presseuse

Figure 3



Le tableau n° 1 permet de comparer les performances respectives du filtre-presse conventionnel et du filtre comprenant une membrane de pressage.

Tableau n° 1*

Boues d'eaux résiduaires industrielles				
Filtre-presse	Filtration		Compression-soufflage	
	durée	pression	durée	pression
conventionnel	7 mn	10 bars		
avec plateaux chambrés à membranes	4	1,5	10 mn	6 bars

	humidité résiduelle	débit de gâteau	quantité de mat. sèche/liquide résiduaire du gâteau
conventionnel	51,5 %	14,8 Kg MS/m^2.h	0,94
à membranes	48,9 %	20,4	1,04

* Source : Eberhard Hoesch et Söhne GmbH et Co.

De même que pour la catégorie classique, nous pouvons retenir une gamme de pressions variant de 6 à 15 bars, des épaisseurs de gâteau voisines de 30 mm et des cycles de pressage allant de quelques minutes à quelques heures.

Ce type de renseignements permet l'orientation d'un programme d'essais et dans le cas présent, fournit au lecteur des données industrielles favorables à l'exploitation pratique des résultats fondamentaux que nous exposons.

— *Filtre presse hydraulique*

Récemment une autre catégorie de filtres horizontaux à pression a été introduite. Ce sont des filtres presses traditionnels dans lesquels la compression est réalisée par un piston hydraulique à double effet qui assure le serrage des plateaux et l'essorage du gâteau. Dans ce cas, des pressions de l'ordre de 20 bars sont atteintes, après une phase de remplissage et filtration réalisée sous 8 bars environ. Les cycles sont courts, environ 3 mn et l'épaisseur des gâteaux est voisine de 10 mm. La figure 4 donne une configuration simplifiée de cet équipement.

Mentionnons une catégorie de filtres-presses hydrauliques similaires dans le principe à celui précédemment mentionné et qui permet l'extraction du beurre de cacao grâce à des pressions appliquées de l'ordre de 400 bars.

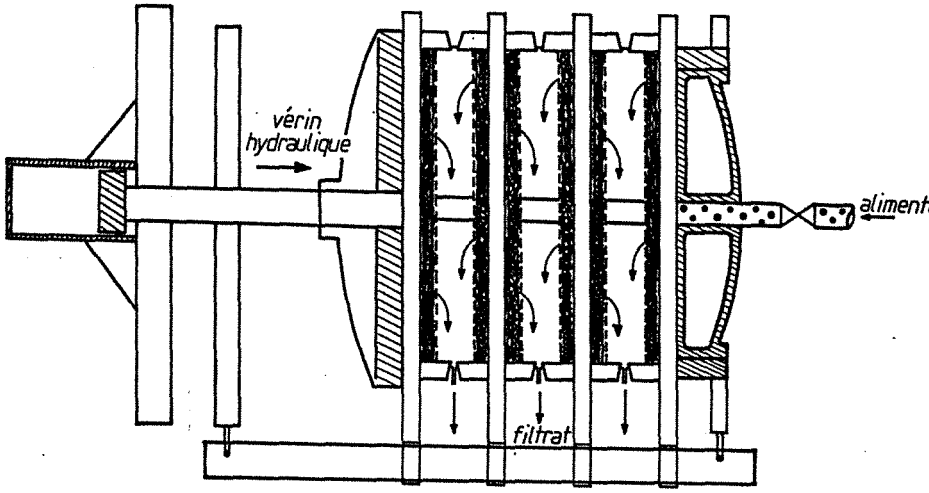


Figure 4 *Filtre presse à plateaux KRAUSS MAFFEI ®*

— *Filtre presse vertical*

La compression des gâteaux est également réalisée par gonflage d'une membrane dont un schéma est fourni sur la figure 5.

Ce type de filtre permet d'accroître la surface filtrante par unité d'espace superficiel. Les pressions opératoires sont voisines de 16 bars, l'épaisseur maximale des gâteaux obtenus est de 35 mm. Les températures d'utilisation peuvent atteindre 80 °C. Le tableau n° 2 donne quelques caractéristiques d'utilisation et permet d'établir des comparaisons avec d'autres équipements déjà décrits.

Filtre automatique à débatissage simultané

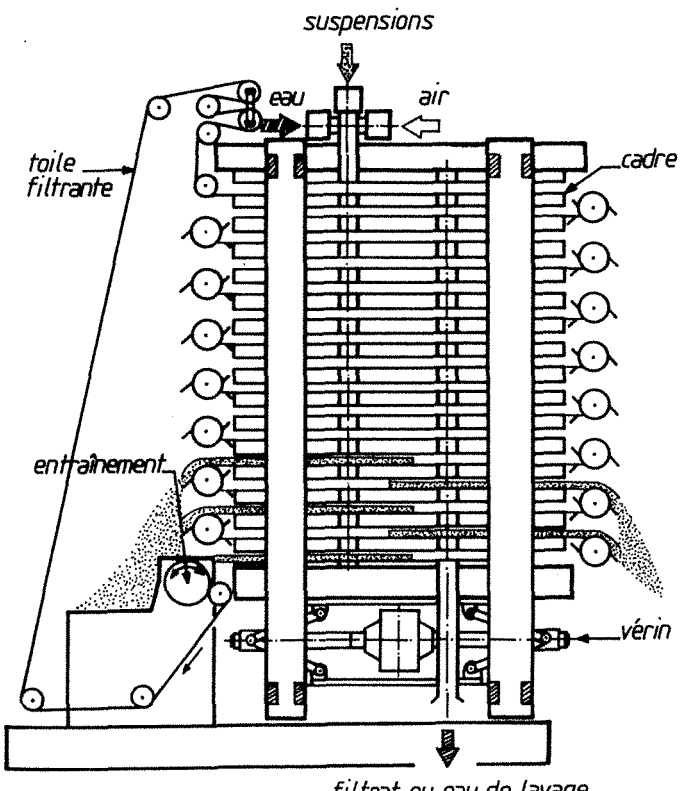


Figure 5a

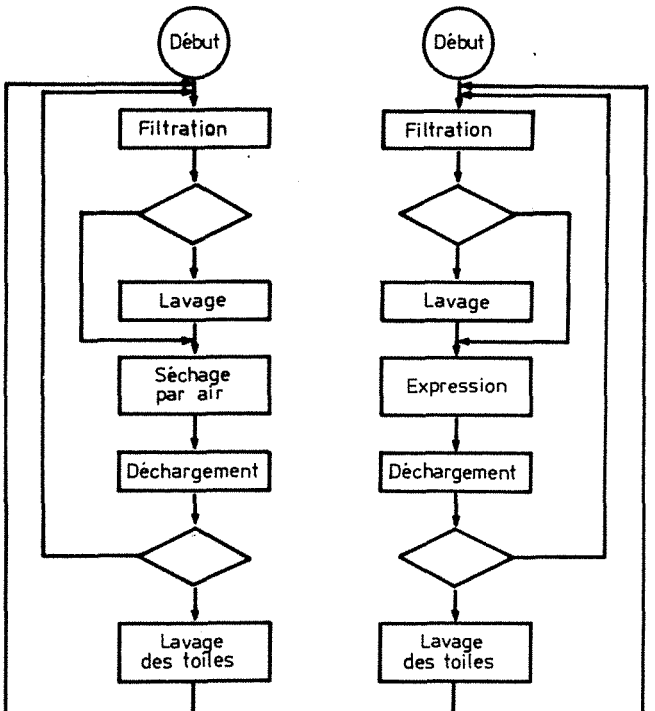


Figure 5b

Tableau n° 2*

Domaine Produits	MS %	Temp. °C pression bar	Durée du cycle en mn	Capacité MS en Kg/m².h	% humidité résiduelle	Autres équipements Type de filtre	Capacité MS en Kg/m².h	% humidité résiduelle
		FILTRE PRESSE VERTICAL						
Céramique								
- Kaolin	50	16b	16 mn →	36-40 140	28-30	Filtre presse à plateaux chambrés	7-8	33-34
- Talc	45	16b	16 mn →	120-150 210	15-18	Filtre presse à plateaux et cadres	8-12	20-22
. Traitement des eaux usées								
- Boues	4	20 °C 16 b	17,5	14-17	42-56	Filtre presse à plateaux et cadres	6-9	55-65
. Agro-alimentaire								
- Jus industrie du sucre	13,6	60 °C 16 b	10 mn →	65-75 144	40-43	Filtre à tambour sous vide	35-40	50-51

* Source : LAROX.

— *Filtres-presses cylindrique et tubulaire*

Un autre groupe de filtres est conçu selon le principe de la chambre de filtration à volume variable. Il est caractérisé par une surface filtrante cylindrique.

Le filtre VC schématisé sur la figure 6 se compose de deux cylindres concentriques montés sur un axe central horizontal.

Le cylindre intérieur perforé est entouré par le média filtrant ; le cylindre extérieur est revêtu intérieurement d'un diaphragme gonflable en élastomère.

La suspension à traiter est introduite dans l'espace annulaire entre la toile filtrante et la membrane. Durant la filtration, le gâteau se dépose sur la surface externe du cylindre interne. Le pompage de la suspension est arrêté à l'optimum technico-économique, tandis que l'application d'une pression hydraulique de 14 bars environ permet, à l'aide de la membrane, d'assurer un essorage plus poussé du gâteau.

Le lavage est réalisable par introduction d'eau dans l'espace annulaire et recompression. En fin de cycle, le cylindre interne est sorti afin de permettre le débâtissage automatique ou manuel du gâteau dont l'épaisseur est comprise en général entre 25 et 65 mm.

Ce type d'équipement est particulièrement adapté aux séparations des argiles et gypses. Le tableau n° 3 visualise les conditions opératoires et compare les performances à celles obtenues sur filtre presse pour la séparation de pigments colorés.

Filtre à chambre annulaire variable VC FILTER ®

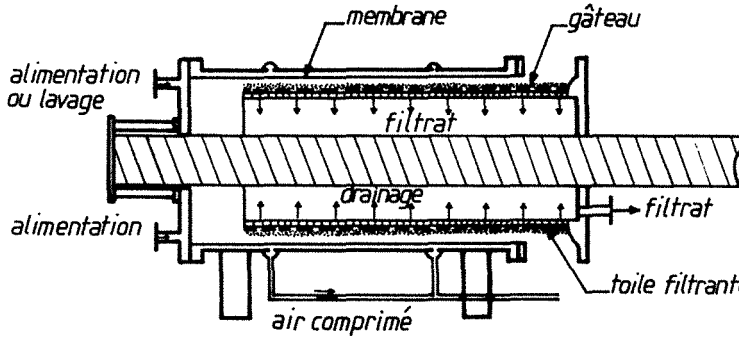


Figure 6

Tableau n° 3*

Pigment	Cycle en mn	Cycles par charge	Temps total de la charge en heures	Temps total de la charge sur filtre presse	% siccité du gâteau	
					V.C	Filtre Presse
	60 mn	2	2 heures	14 heures	71%	46 %

La seconde catégorie de filtres à géométrie tubulaire est le tube presse ECLP, qui fonctionne de façon similaire au précédent mais en position verticale.

Toutefois il s'en distingue par la pression de travail qui est voisine de 100 bars et par le protocole de mise en oeuvre qui consiste en un remplissage préliminaire de la partie annulaire. La membrane assure ensuite l'opération de filtration-compression. Le cycle ne dépasse généralement pas 3 à 4 minutes.

Ce type d'équipement de séparation est utilisé pour la purification de minerais sous forme de batteries pouvant comporter jusqu'à 200 tubes unitaires.

— Mentionnons l'existence d'un *procédé nouveau* constitué sous forme d'une *presse horizontale comportant des plateaux circulaires* à l'intérieur desquels un procédé par membrane réalise la compression, tandis qu'un système de lame centrale assure par vibration le débâtissage. Cet appareil (O.M.D) est développé par une société américaine (FILTER AND PUMP MANUFACTURING Co).

Nous venons de décrire un ensemble d'équipements permettant d'effectuer les opérations successives de filtration-compression. Nous proposons dans la suite du texte une étude de différents procédés permettant la mise en oeuvre de produits semi-solides et correspondant de ce fait à la notion classique de compression due aux mouvements réciproques des parois de la chambre où l'expression est réalisée.

3. EQUIPEMENTS DE PRESSAGE

31. Systèmes continus

— *Les filtres à bandes presseuses à géométrie horizontale*

Nous ne ferons pas l'unanimité en incluant ce type d'appareillage dans la catégorie des équipements de pressage proprement dit. Néanmoins le lecteur agréera aisément que le schéma de la figure 7 visualise un procédé de compression classique. En effet, ce système permet de réaliser par exemple la déshydratation mécanique de boues résiduaires floculées dont la structure est difficilement compatible avec le transport par pompe.

L'opération de déshydratation à l'aide de cet équipement est caractérisée par trois grandes phases. La boue est tout d'abord floculée puis passe successivement dans une zone de drainage gravitaire et dans une zone de compression réalisée entre deux bandes presseuses positionnées sur rouleaux dont le rapprochement au fur et à mesure de la progression, accroît les forces de pressions qui sont elles-mêmes complétées par des forces tangentielles qui contribuent au cisaillement réalisé par la trajectoire sinueuse des bandes dans la dernière zone.

* V.C. filters Ltd.

Il existe actuellement une vingtaine de versions de ce type de déshydrateur. Dans la zone de compression, les pressions exercées peuvent aller de 0,7 à 7 bars, tandis qu'une durée de deux minutes est indicative du temps de passage.

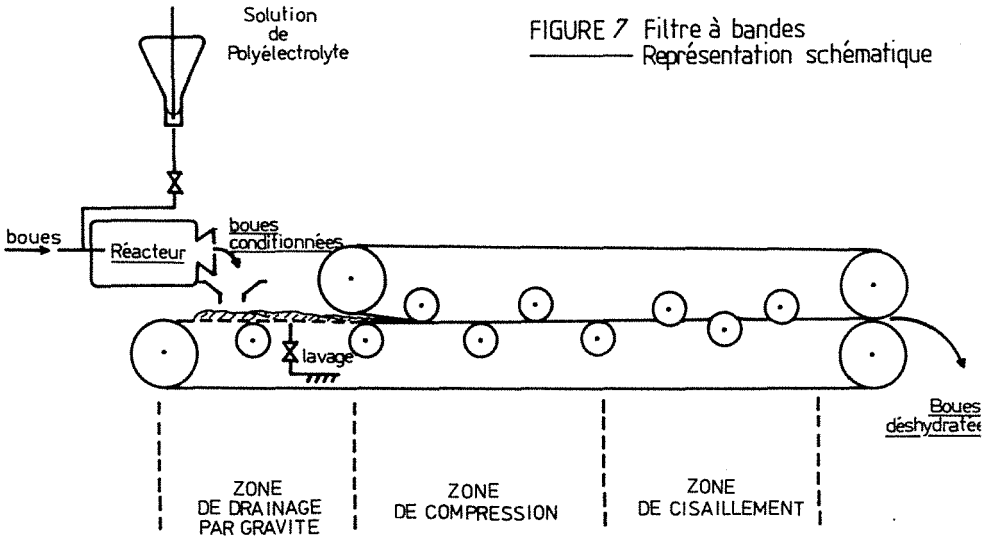


FIGURE 7 Filtre à bandes
——— Représentation schématique

— *Filtre à bandes verticales*

Cette catégorie combine également le drainage gravitaire à l'essorage mécanique du gâteau entre bandes mobiles. Conçu sous forme de tour, ce filtre continu est simple dans son principe (figure 8). Il est essentiellement constitué de deux bandes filtrantes verticales formant un angle aigu. Le préfiltrat est introduit par le haut et les boues sont essorées et pressées au fur et à mesure de leur progression vers le bas, dans le canal rétrecissant formé par les bandes. La pression maximale exercée est voisine de 2,5 bars.

Ce type d'équipement initialement destiné au pressage des boues floculées d'épuration des eaux, voit son développement le destiner au traitement d'argiles et autres minerais également préalablement floculés.

— *La presse mobile SQUEEZOR*

La presse mobile plane est l'organe essentiel de cet équipement qui présente des zones identiques à celles précédemment décrites. En effet, cet équipement, principalement destiné à la déshydratation de boues floculées d'épuration, comporte un floculateur, une zone d'égouttage et une zone de pressage conformément au schéma de la figure 9.

L'essorage est effectué au moyen d'un organe mobile qui réalise une compression uniforme sur chaque face du gâteau grâce à une membrane pneumatique.

Le mouvement de va-et-vient de cette table de pressage donne un caractère semi-continu à cette opération qui est déterminée dans sa durée par la phase de compression correspondant à l'aller de la presse. Au retour, les machoires de la

Filtre à bandes presseuses verticales

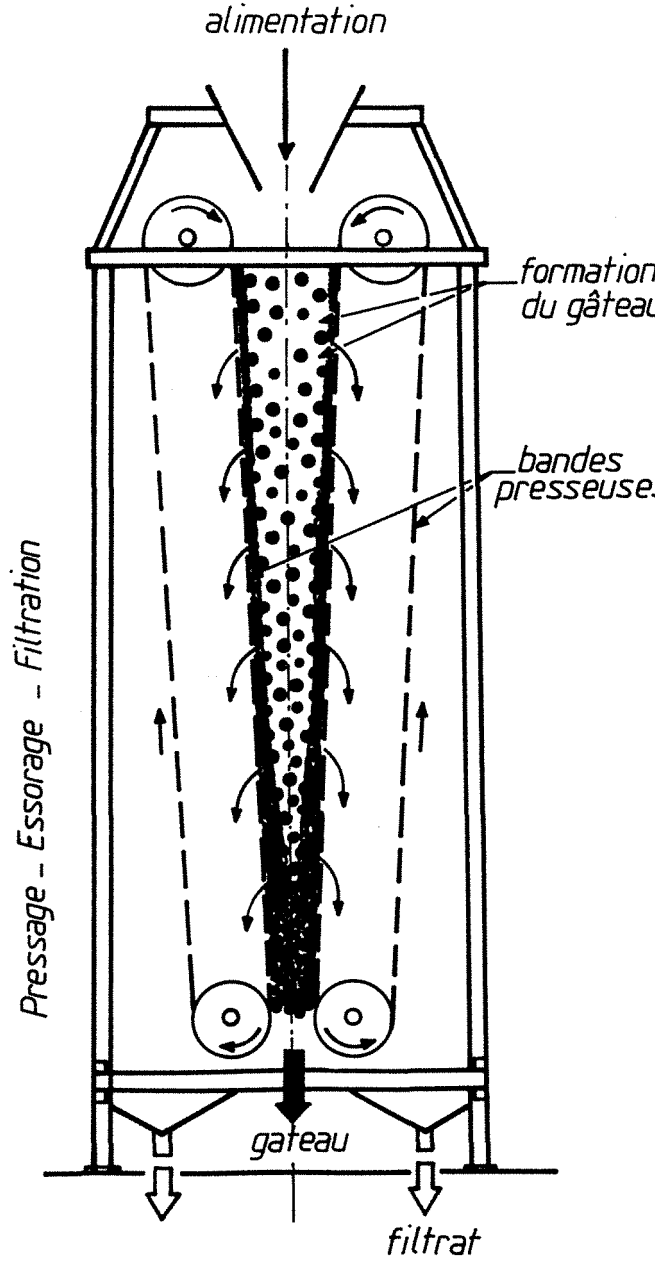


Figure 8

Vue schématique du procédé Squeezor ®

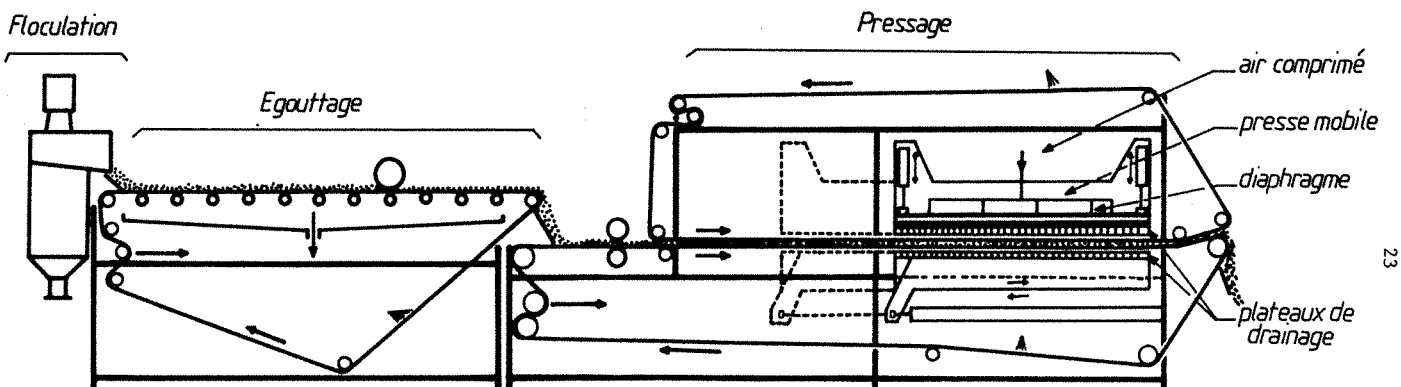


Figure 9

presse sont écartées et la décharge de la masse essorée est réalisée par la continuité du tapis convoyeur.

Les conditions opératoires de la procédure préconisée correspondent à la tendance actuelle en matière de pressage. En effet, l'application de pressions élevées et la réalisation de couches minces sont souvent recherchées. Nous verrons que d'un point de vue fondamental, ceci se conçoit aisément. En ce qui concerne le squeezor, le pressage est réalisé à 10 bars et le gâteau a une épaisseur voisine de 5 mm.

Nous donnons quelques performances d'équipements envisagés jusqu'ici dans le tableau n° 4.

Tableau n° 4*

PERFORMANCES	FILTRE PRESSE		FILTRE A BANDES	
	CLASSIQUE	SQUEEZOR	HORIZONTALES	VERTICALES
Domaine de résistance spécifique (m/Kg)	5.10^{2}-8.10^{13}	5.10^{12}.8.10^{13}	1.10^{10}	
Capacité de production (KgMS/m^2.h)	5-15	40-50	150-140	15-30
Siccité (%)	35-55	35-45	20-30	20-30
Consommation d'énergie (KWh/T.MS)	15-40	90-170	5-20	5-20

— *L'épaississeur déshydrateur à vis*

Ce processus de déshydratation est explicitement décrit par le schéma de la figure 10 qui visualise les principales phases du phénomène physico-chimique mis en jeu.

La compaction des boues est réalisée par une vis d'extrusion et un système de réglage de la pression au niveau de la sortie des boues.

— *Les presses à vis*

L'utilisation des presses à vis dans l'industrie agro-alimentaire, surtout, n'est pas nouvelle puisqu'aux Etats-Unis, ce procédé a connu un regain d'intérêt et de mise en oeuvre maximaux dès 1945.

Malgré l'expansion des procédés d'extraction par solvant (1950), le pressage par vis s'est accru dans les productions d'huiles de coton, de soja, de germes de maïs, de tournesol, de noix et d'autres graines.

Actuellement, les presses à vis sont surtout utilisées dans le prétraitement de produits, le plus souvent d'origine agricole, pour la réalisation de produits déshydratés, notamment dans l'industrie sucrière pour la production de pulpes séchées, et dans le domaine de la production des fourrages déshydratés.

* Source : III.55 (2).

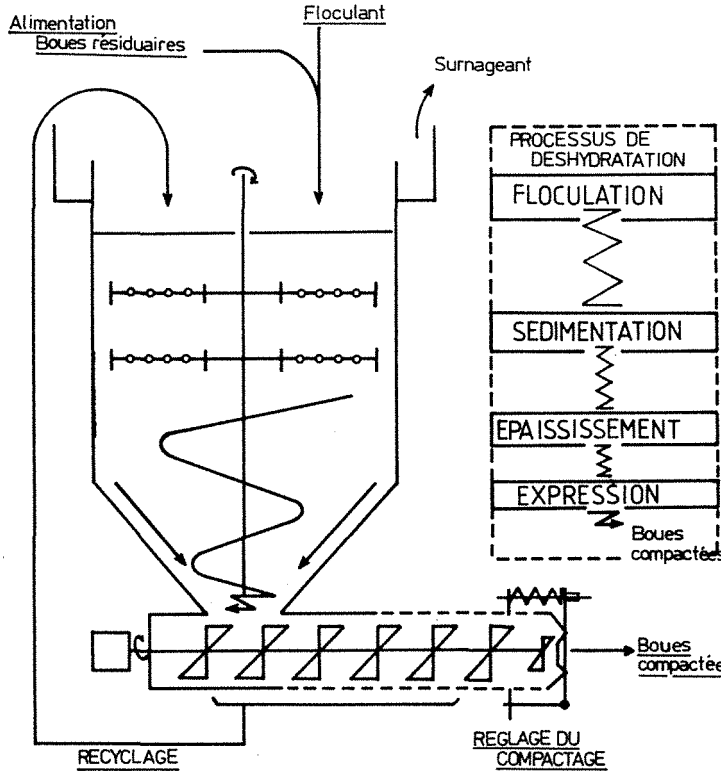


FIGURE 10 Procédé Tasster ®

Toutefois, pour l'extraction des huiles, cette technique conserve son importance mais devient de plus en plus un procédé de traitement préliminaire.

La presse à vis est constituée d'une vis hélicoïdale montée à l'intérieur d'une cage cylindrique ou cônique perforée. Suivant les applications, diverses versions sont proposées. En effet, on trouve sur le marché,des presses présentant des vis coniques et à pas décroissants vers la sortie du produit pour assurer un compactage plus efficace du fait des composantes axiale et radiale des forces de pression. Les versions à pas constant et à profil cylindrique existent également.

Afin d'accroître le drainage, les constructeurs proposent des presses à vis conique perforée, ce qui assure un double drainage. La figure 11 donne le principe général de ces équipements. Précisons également qu'un cône de sortie permet le réglage de la pression et donc de la densité du pressage.

Dans les domaines du traitement des herbes et de l'extraction des huiles, les presses à vis simple sont les plus utilisées. Pour les herbes, un fabricant français donne un accroissement de la siccité par pressage de 8 à 24 % environ pour un débit de 120 t/j et une vitesse de rotation de 4 tr/mn.

Presse à vis simple KRIMA CELLWOOD ®

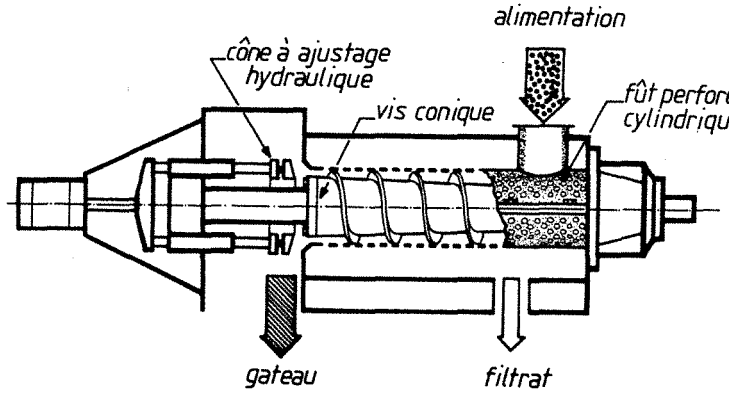


Figure 11

Un constructeur suédois propose un équipement très voisin de celui de la figure 11. Pour des pulpes de siccité comprise entre 4 et 8 %, cet ensemble de pressage permettrait l'obtention d'un produit à 35-40 % de matière sèche grâce à une compression radiale due à la forme conique de l'hélice et une compression axiale due à la diminution du pas de la vis dont la vitesse de rotation peut varier entre 20 et 70 tours/min. La production journalière atteint 150 t.

Dans le domaine de l'extraction des huiles végétales, les constructeurs américains prennent une large part du marché à l'aide d'équipements à haute capacité (150 T/J de colza) et dans lesquels on a pu mesurer des pressions supérieures à 1 000 bars.

L'industrie sucrière utilise généralement des presses à double vis conique pour la déshydratation des pulpes fraîches qui sont transportées de l'entrée à la sortie de la presse par deux hélices tournant en sens inverse. Le produit traverse des sections axiales et radiales à volume décroissant. L'eau est éliminée à travers les tôles perforées des cages extérieures et (ou) à travers des trous percés dans les fûts des hélices. La figure 12 visualise l'organe essentiel de ce déshydrateur. La production de la presse est liée à la qualité des cossettes et aux traitements auxquels elles sont soumises. Une siccité de 27 % peut être obtenue pour une production journalière de 1 000 t de betteraves.

Le regain d'intérêt dû aux soucis d'économies d'énergie a favorisé l'apparition de systèmes de pressage relativement traditionnels dans leurs conceptions mais aux domaines d'application très divers. Ainsi la société BIOPRESS commercialise un procédé de pressage par vis sous la dénomination "Presse à sécher et à briqueter" qui permet le compactage de produits divers (déchets d'abattoirs, canne à sucre, fientes de volailles, écorce et sciures de bois...) et qui n'utilise que 10 à 30 % des besoins énergétiques d'une installation de séchage thermique traditionnelle.

Organe principal des presses à double vis

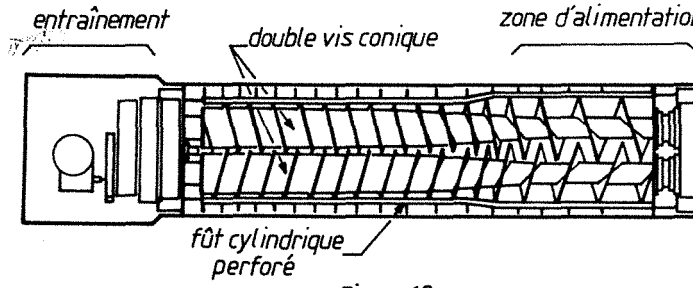


Figure 12

Au niveau du marché international, les rivalités sont disparates. Pour l'extraction des huiles, la société américaine "FRENCH OIL MACHINERY COMPANY" possède une longue expérience dans la technique. Citons également la compagnie "RICHARD SIMON and SONES". En Italie, la société BELOIT propose également des presses à mono-vis horizontale.

Dans l'industrie sucrière, STORD et FERRIANI se livre à une bataille acharnée et présente des équipements très similaires.

Dans le domaine du traitement des herbes, la société MAGUIN en France et CELLWOOD en Suède proposent des équipements dont les nuances sont peu prononcées dans le principe.

— *La presse à disques en V*

Les figures 13 et 14 donnent l'allure générale de cette presse dont les organes essentiels sont constitués par deux disques disposés l'un par rapport à l'autre en V.

Le produit à traiter entre par la partie la plus large formée par les roues qui transportent en tournant la matière qui converge vers le point de pressage où s'exerce une pression maximale (12 bars). Le drainage s'effectue à travers les côtés perforés des roues et le liquide est évacué par le collecteur. L'alimentation est réalisée par une double vis tandis que le gâteau est rapidement convoyé par une vis de déchargement.

Surtout utilisée pour le broyage de matières fibreuses, on donne, pour la luzerne verte préalablement broyée et présentant une siccité initiale de 15 %, les performances suivantes :

- débit 4 T luzerne verte/h,
- siccité finale 0,31
- puissance 21 KW soit une consommation de 5,25 Kwh/T.

Représentation schématique de la presse RIETZ ®

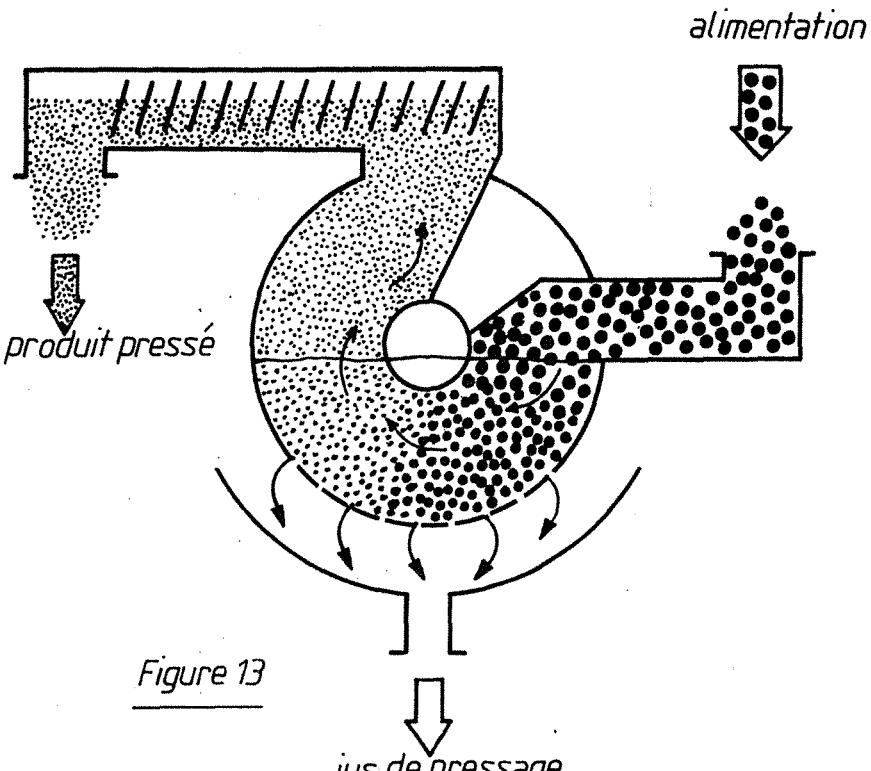


Figure 13

position respective des 2 roues

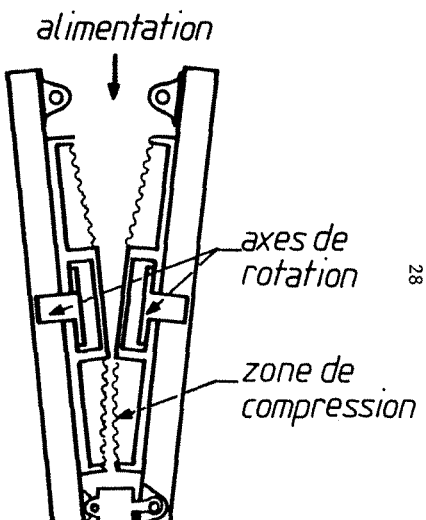


Figure 14

Ceci a été obtenu à l'aide d'une presse RIETZ RVP 36. Notons que, dans ce domaine, les presses à double vis STORD sont également mises en oeuvre.

A l'aide d'une presse STORD BS 56, on a mesuré, pour une siccité initiale de 17,3 %, une capacité de 21,3 T/h, une siccité finale de 24 % et une consommation de 1,54 Kwh/T de luzerne verte.

32. Systèmes discontinus

Nous n'alourdirons pas le texte par une longue description des procédés de pressage discontinus car ceux-ci ne connaissent pas un impact économique et industriel suffisant.

Citons à titre d'exemple la presse panier. Dans ce cas, le produit à essorer est emprisonné dans une sorte de sac. L'ensemble est placé entre deux plateaux de drainage reposant sur une table de pressage qui, sous l'action d'un verin hydraulique, comprime les plateaux contre un support rigide. La pression peut atteindre 7 bars pour un cycle de 8 mn environ.

4. CONCLUSION

Si une *tendance, concernant* les grandeurs opératoires d'un *processus de filtration-compression, se dégage* de façon nette, il n'en est absolument pas ainsi pour le *pressage des produits d'origine agricole où l'empirisme est encore grand.*

En effet, nous pouvons fonder nos expérimentations sur une dominante concernant les conditions de fonctionnement des divers équipements de filtration-compression que nous venons de décrire. Le plus souvent on recherche une pression de 10 bars, une durée de pressage de 15 mn environ mais pouvant atteindre quelques heures parfois et une charge telle que l'épaisseur du gâteau approche 30 mm environ. Ces quelques données générales constituent une ligne directrice pour un programme d'essais de compression et pour l'exploitation pratique de celui-ci.

D'une façon générale, les innovations dans ce domaine portent sur des pressions élevées, des filtrations en couches minces et par voie de conséquence des cycles courts.

Le pressage des pulpes, graines et fourrages verts *reste encore très peu guidé par les fondements d'une science* telle que le génie chimique et l'on peut, dans une recherche fondamentale à portée pratique, *entreprendre des essais de dégrossissement* d'un problème dans lequel interviennent de nombreux facteurs et où les processus actuels cumulent les difficultés en associant cisaillement et compression polydirectionnelle.

5. REFERENCES

1. G. MERIGUET. Filtration II. Technologie "Les techniques de l'ingénieur".
2. D.B. PURCHAS. "Solid/liquid separation technology", Uplands Press, 1981.
3. L. RICCI. Mc Graw Hill Publications, Chemical Engineering Magazine, "Separation techniques, 2 : Gas/liquid/solid systems", 1980.
4. P. RIVET. "Guide de la séparation liquide-solide", Société Française de Filtration, Idexpo, 1981.

Chapitre II

*

Théorie de la filtration compression
Modèles théoriques et phénoménologiques

CHAPITRE II

THEORIE DE LA FILTRATION-COMPRESSION

MODELES THEORIQUES ET PHENOMENOLOGIQUES

1. ETAT DES CONNAISSANCES
2. FORMULATION DES EQUATIONS DE LA FILTRATION-COMPRESSION
3. LES APPROCHES SEMI-THEORIQUES

PLAN

1. ETAT DES CONNAISSANCES

11. Introduction
12. Que sont pressage et compression unidirectionnelle ?
13. Etude bibliographique

131. Les approches théoriques

1311. L'assimilation à des corps idéaux
1312. Le principe de superposition
1313. D'autres modèles théoriques
1314. Approches phénoménologiques et semi-théoriques

132. Recherches expérimentales

14. Conclusion
15. Références

1. ETAT DES CONNAISSANCES

11. INTRODUCTION

Pour améliorer la connaissance fondamentale de la déshydratation par compression unidirectionnelle, il est nécessaire de *faire appel aux théories de la mécanique des fluides et des sols.*

Les problèmes industriels sont nombreux et toujours croissants du fait de l'intérêt que présente la déshydratation par pressage qui est une technique anti-énergétique.

Certes, les lois traditionnelles de la filtration parfaitement maîtrisées et largement utilisées constituent un support scientifique utile. Néanmoins, le pressage conduit à une modification du squelette solide et rend les lois classiques de l'écoulement à travers les milieux poreux trop approximatives pour la prévision d'un processus de déshydratation par compression.

Ainsi, les modèles rhéologiques et le principe de superposition complètent la théorie de la filtration. Par suite de leur complexité, on leur préfère parfois des modèles semi-théoriques ou phénoménologiques.

La mise en oeuvre industrielle des processus de filtration-compression et pressage se développe ; paradoxalement les procédures expérimentales, à l'échelle du laboratoire ou semi-industrielles, à caractère prévisionnel, sont peu nombreuses.

Ainsi globalement, *le chercheur et l'industriel disposent de deux sources théoriques très riches*, à savoir : la mécanique des sols et des fluides. *Encore faut-il les rendre prévisionnelles dans le domaine qui nous concerne et trouver des protocoles opératoires semi-industriels en accord avec les exigences d'une technique de prétraitement qui, malgré la poussée économique anti-énergétique, a encore bien du mal à sortir d'un empirisme paralysant.*

12. QUE SONT LE PRESSAGE ET LA COMPRESSION UNIDIRECTIONNELLE ?

Le pressage est un procédé mécanique simple de séparation solide-liquide. Il est utilisé depuis de longues dates, notamment dans la production des jus de fruits. Actuellement, cette méthode se développe pour son faible coût énergétique. Mentionnons à cet effet l'économie d'énergie thermique par rapport au séchage et également le gain énergétique et monétaire lié à la réduction des frais de transport.

A la différence de la filtration qui est gouvernée par les pressions hydrauliques, le pressage est dû au mouvement des parois qui réalise la compression et provoque l'évacuation du liquide.

Le pressage est conditionné par plusieurs variables, telles que le temps, la température, la pression et la structure du produit considéré.

La compression unidirectionnelle est le concept scientifique qui correspond au terme de pressage traditionnellement perçu au niveau industriel. *L'opération qui caractérise ce concept* est celle qui *consiste à comprimer une boue placée dans une chambre cylindrique à l'aide d'un piston. Le frettage latéral conditionne le drainage et la déformation dans une seule direction d'où le terme de compression unidimensionnelle ou unidirectionnelle.*

13. ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

131. Les approches théoriques

La première approche théorique du phénomène de compression unidirectionnelle *date de 1925* et repose sur la description classique que nous schématiserons ultérieurement.

Globalement, *l'analogie piston-ressort de TERZAGHI*, précurseur de la formulation mathématique de la consolidation, assimile la structure solide de la substance traitée à un ressort et l'eau interstitielle à un liquide incompressible, l'ensemble étant placé dans une cellule à piston. Nous verrons qu'il y a un *transfert graduel de la pression hydraulique*, qui au départ est égale à la pression appliquée, *à la pression sur le solide* qui, en fin d'opération, encaissera la pression totale (cf. figure 16, page 41).

Cette analogie simple et approximative suggère déjà *plusieurs phases simultanées et successives*. La première d'entre-elles correspond à *une compression hydrodynamique* gérée à la fois par l'écoulement du fluide à travers la texture poreuse et par la déformation du squelette qui se poursuivra durant le *fluage* du matériau. Cette *vision globale* n'est pas toujours retenue et de nombreux auteurs préfèrent lui *substituer trois étapes successives* de filtration, compression primaire et secondaire. Cette décomposition simplissime contribue à une modélisation moins générale.

Les travaux de TERZAGHI ont initié un *courant tendant* à décrire la compression *à partir de modèles rhéologiques idéaux*. Par souci de réaliser des modèles directement accessibles à partir de paramètres expérimentaux, *une seconde tendance utilise l'approche phénoménologique* tout aussi globale que la précédente.

Et puis ces deux tendances peuvent conduire au *compromis* qui aboutit, dans ce cas, aux *modèles semi-théoriques* tels que celui que nous établirons.

D'autres approches mathématiques considèrent, non plus l'ensemble du processus, mais *prennent en compte les déformations élémentaires* du squelette en constante évolution. Cette démarche, propre aux théoriciens de la mécanique des sols, est encore bien loin des applications au Génie des procédés.

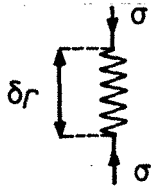
Nous verrons dans la suite du texte ces différentes approches sous forme d'une revue bibliographique. Néanmoins, nous n'insisterons pas sur l'étude de la phase éventuelle de filtration qui fait appel à des lois déjà longuement commentées et mises à l'épreuve sur le plan expérimental.

1311. L'assimilation du phénomène de compression unidirectionnelle au processus de déformation unidimensionnelle d'un assemblage d'éléments mécaniques

— *Les principaux éléments mécaniques*

. *Relation contrainte* σ, *déformation* δ

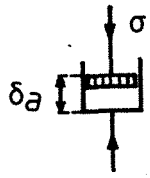
Les trois éléments simples sont le ressort linéaire, l'amortisseur et le frottoir dont les équations contrainte-déformation sont les suivantes :



- Ressort linéairement élastique :

$\sigma = \delta_r . E_r$ avec E_r module élastique

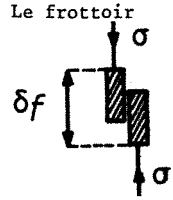
- L'amortisseur à viscosité linéaire η (viscosité constante)



$$\sigma = \eta \cdot \frac{d\delta_a}{dt}$$

Remarque. En rhéologie et plus généralement en mécanique des sols, η est une viscosité dynamique que nous notons dans la suite μ conformément à un projet de nomenclature internationale. Toutefois, dans le présent rappel des modèles mécaniques associés aux comportements rhéologiques, nous conservons la notation η des auteurs.

- Le frottoir



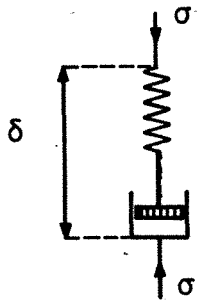
$\delta_f = 0$ si $\sigma < \sigma_s$

$\delta_f \neq 0$ si $\sigma \geq \sigma_s$; σ_s désignant le seuil de la contrainte à appliquer pour obtenir une déformation permanente.

Les assemblages en série et(ou) en parallèle de ces divers éléments ont orienté de nombreux modèles dont nous rappelons les principaux en spécifiant les corps idéaux les plus connus qui leur ont été associés.

Le plus souvent dans la pratique, on recherche à relier la déformation à la pression exercée en fonction du temps. C'est la raison d'être de ces associations qui pourraient paraître un divertissement intellectuel.

— *Les principaux corps idéaux associés aux modèles théoriques*

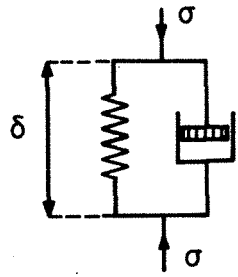


. *Le corps de MAXWELL : association en série d'un ressort et d'un amortisseur linéaire*

dont l'équation différentielle d'état est donnée par :

$$\boxed{\frac{d\delta}{dt} = \frac{1}{E_r}\frac{d\sigma}{dt} + \frac{1}{\eta}\sigma} \qquad (1)$$

La résolution de l'équation ci-dessus montre que, suivant la durée d'observation, ce corps aura un comportement élastique ou visqueux. C'est le cas d'un grand nombre de milieux homogènes continus.

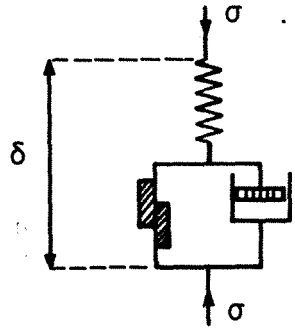


. *Le corps de KELVIN-VOIGT : association en parallèle d'un ressort et d'un amortisseur*

Equation différentielle d'état :

$$\boxed{\sigma = E_r\delta + \eta\frac{d\delta}{dt}} \qquad (2)$$

Nous verrons que ce corps a été largement emprunté pour la description théorique du processus de compression unidirectionnelle.



. *Le corps de BINGHAM-SHWEDOFF : association en parallèle d'un frottoir à l'amortisseur du corps de MAXWELL*

dont l'équation d'état s'écrit :

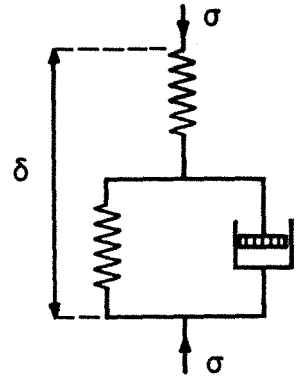
$$\boxed{\frac{d\delta}{dt} = \frac{1}{\eta}(\sigma-\sigma_s) + \frac{1}{E_r}\frac{d\sigma}{dt}} \qquad (3)$$

Ce corps idéal est très utilisé pour la prise en compte des phénomènes de cisaillement.

— *Les modèles théoriques décrivant les cinétiques de déformation à l'aide de corps idéaux*

TERZAGHI (1923), TAYLOR et MERCHANT (1940), BARDEN (1965) *sont les chercheurs qui ont oeuvré le plus efficacement dans ce domaine.* Nous verrons que leurs travaux ont parfois inspiré, voire même été utilisés, dans le domaine du Génie des procédés.

Ainsi, TAYLOR et MERCHANT ont établi une théorie de la consolidation unidirectionnelle à partir de l'assemblage d'un ressort linéaire et de l'ensemble ressort linéaire - amortisseur linéaire en parallèle.



Le modèle établi par ces deux chercheurs *tient compte d'une déformation instantanée et d'une déformation différée,* interprétées sans doute de façon approximative par compression primaire et secondaire. Ce qui laisse entendre deux phases successives alors que l'on conçoit aisément leur simultanéité.

Plus tard, en 1942, TAYLOR formulera *une théorie modifiée* qui ne prendra pas en compte, dans l'assemblage ci-dessus, le ressort placé en tête. Dans ce cas, seule une compression différée est envisagée. Nous retrouverons ces schémas rhéologiques dans la formulation des équations que nous avons utilisées.

BARDEN en 1965 a proposé une théorie dans laquelle le modèle de KELVIN-VOIGT représente le squelette intergranulaire. Il est important de préciser que *BARDEN a choisi une variation exponentielle de la viscosité de l'amortisseur en fonction du temps.*

D'autres arrangements d'éléments simples et de corps idéaux seront proposés et rendront les équations d'une complexité difficilement exploitable.

1312. La théorie de la consolidation fondée sur le principe de superposition

La théorie de TERZAGHI prévoit un chargement croissant de la matière solide au cours de l'opération de pressage unidirectionnel. Cette considération nous a conduit à envisager la déformation au cours de la compression comme étant une succession de déformations instantanées dues à un chargement discontinu par palier de charge.

Cette supposition a trouvé une justification partielle dans le domaine de la mécanique des sols. En effet, BOLTZMANN (1874) a émis le *principe de superposition* qui nous semble être une voie prometteuse pour l'étude du comportement rhéologique des matériaux soumis au pressage dans les industries chimiques et agro-alimentaires. D'autant plus que B. FELIX a pu mettre à profit, de façon originale, ces considérations dans le domaine de la consolidation des sols (1980).

Le principe de BOLTZMANN se formule simplement à l'aide des considérations suivantes :

- la déformation $\delta(t)$ provoquée par une charge $\Delta\sigma$ appliquée au temps τ durant $\Delta\tau$ est directement reliée à ces grandeurs par la relation :

$$\delta(t) = K(t-\tau) \cdot \Delta\sigma_i \cdot \Delta\tau_i \qquad (4)$$

Lorsque la charge varie de façon continue, on pourra écrire que la déformation globale est la somme des déformations élémentaires augmentée d'une déformation instantanée correspondant à l'application de la charge :

$$\delta(t) = \frac{\sigma(t)}{E_r} + \int_0^t K(t-\tau_i).\sigma(\tau_i).d\tau \qquad (5)$$

K(t) est appelée fonction d'influence qui, lorsqu'elle prend une forme exponentielle ou d'une somme de termes exponentiels, fournit une formulation de la déformation identique à celle obtenue à l'aide des corps idéaux de TAYLOR et de KELVIN-VOIGT.

Ainsi le principe de superposition constitue une formulation générale de la description simplifiée de l'analogie piston-ressort.

Nous préconisons, pour accéder aux paramètres de la formulation du principe, d'établir une loi purement phénoménologique du comportement à la compression unidirectionnelle du matériau utilisé pour ensuite effectuer le traitement numérique qui permettra de préciser ces paramètres.

1313. "D'autres modèles théoriques"

Il est bien difficile de dissocier les travaux théoriques sur le pressage réalisés dans le domaine du génie des procédés des formulations théoriques initialement établies en mécanique des sols.

Toutefois, il nous paraît important de mentionner ces travaux.

KORMENDY en 1964 proposa une théorie du pressage résultant essentiellement des lois classiques de la filtration (DARCY, CARMAN).

Cette première approche très limitative sera complétée par la formulation d'une théorie du pressage tridimensionnel proposée par KORMENDY (1973) qui quant à elle

réalise un mélange des théories de la filtration (TILLER-CARMAN), de la mécanique des sols (TERZAGHI) et d'autres contributions plus phénoménologiques.

Mentionnons également les travaux de SHIRATO (1970) dont les considérations sont inspirées de l'approche du phénomène de consolidation par assimilation à des corps idéaux et notamment celui de KELVIN-VOIGT largement commenté sur le plan théorique par TAYLOR.

1314. Approche phénoménologique et semi-théorique

Approche phénoménologique

Les lois logarithmiques exponentielles et puissances ont largement contribué à la description phénoménologique de la consolidation en mécanique des sols.

Citons par exemple BUISMAN (1936) qui a traduit l'observation de la quasi-linéarité de la déformation en fonction du logarithme du temps en fin de compression par la relation :

$$\delta(t) = h_o(C_p + C_s \log t)\ P \qquad (6)$$

dans laquelle
- h_o est la hauteur initiale de l'échantillon
- P est la pression uniformément appliquée
- C_p et C_s sont des paramètres caractéristiques de la cinétique initiale et finale du processus.

Approche semi-théorique

Citons SIVARAM et SWAMEE (1977) qui ont présenté un modèle semi-théorique ayant l'avantage de pouvoir être exploité simplement pour la phase initiale de compression. En effet, la proportionnalité de la déformation en fonction de la racine carrée du temps pour les valeurs petites du temps est aisément exploitable.

Ce modèle a un caractère semi-théorique car il allie des considérations issues des fondements de la mécanique des sols à des observations qui simplifient cette approche.

Nous détaillerons plus amplement ce modèle.

132. Recherches expérimentales

Il est bien inutile et illusoire de présenter ici les travaux considérables effectués sur la consolidation expérimentale par les géotechniciens. D'autant plus que leur applicabilité aux problèmes liés aux sciences du génie des procédés est encore lointaine.

Il serait tout aussi présomptueux de ne pas considérer les travaux effectués par celui qui est qualifié par beaucoup comme étant le plus brillant expérimentateur dans ce domaine.

Effectivement, S.R. MESCHYAN (1967...1974) a réalisé de nombreux travaux expérimentaux riches d'enseignements méthodologiques et pratiques.

B. FELIX met très bien en évidence les talents de ce chercheur et consacre une longue partie de son travail bibliographique aux travaux de MESCHYAN.

Par exemple, voici quelques conseils issus d'une longue expérience de la mise en oeuvre des techniques de compression unidirectionnelle.

Le rapport de similitude optimale d/h = 3,5 permet, lors de la conception d'un appareillage, de choisir un diamètre d adéquat, ou, lors de la mise en oeuvre d'un essai, de choisir une charge h qui permettra de minimiser les facteurs extérieurs.

L'appréciation des frottements possibles est également utile ; pour une cellule de 70 mm de diamètre, la fraction de charge absorbée varie de 8 à 12 %, pour un échantillon de 10 à 20 mm de hauteur. Cette fraction peut passer à 32 % pour un échantillon de 60 mm de hauteur dans le cas d'argiles.

Ce ne sont que quelques exemples. Nous avons porté beaucoup d'intérêt à ces considérations pour la mise en oeuvre d'un protocole opératoire optimal.

Dans le domaine du génie des procédés, les recherches expérimentales sont peu nombreuses et souvent trop proches des considérations précédentes pour être généralisables à des procédures industrielles de déshydratation.

Citons à cet effet SHIRATO (1979) qui a surtout travaillé sur des argiles (kaolin) et KORMENDY qui est pratiquement le seul chercheur à avoir abordé, essentiellement à partir des lois de la filtration, le pressage de produits qui sont à l'origine des techniques correspondantes. KORMENDY a, en effet, contribué à la modélisation du pressage de pommes.

14. CONCLUSION

Malgré un *potentiel théorique important* lié à nos connaissances *dans le domaine d la mécanique des sols et des fluides, les sciences du génie des procédés souffren de l'absence de considérations théoriques générales* permettant d'aborder les problèmes de compression très diversifiés associés aux activités des industries chimique et agro-alimentaire.

La voie est donc ouverte à la réalisation de conceptions théoriques générales qui pourraient reprendre des considérations très anciennes et très simples (BOLTZMANN-TERZAGHI), pour les développer d'une façon générale et les exploiter simplement par le traitement numérique devenu un outil largement vulgarisé pour éloigner les tendances qui conduisent parfois au rejet.

Sur le plan expérimental, la voie est encore plus large puisque les travaux expérimentaux sur produits industriels en matière de compression *sont très rares* et souvent peu élaborés dans leur interprétation.

15. REFERENCES

1. B. FELIX. "Le fluage des sols argileux", "étude bibliographique", Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, rapport de recherche n° 93, 1980.
2. B. FELIX. "Le fluage et la consolidation unidimensionnelle des sols argileux", Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, rapport de recherche n° 94, 1980.
3. J. KORMENDY. "A pressing theory with validating experiments on apples", Journal of Food Science, 1964, vol. 29, n° 5, p. 631-634.
4. J. KORMENDY. "Contribution to the three dimensional pressing theory and its one dimensional application", Acta Alimentaria, 1974, vol. 3(1), p. 93-110.

5. M. SHIRATO. "Fundamental expression under constant pressure", Filtration-Separation, 1970, May-June, p. 277-282.
6. M. SHIRATO. "Industrial expression equation for semi-solid materials of solid-liquid mixture under constant pressure", Journal of Chemical Engineering of Japan, 1979, vol. 12, n° 1.
7. L. SUKLJE. "Rheological aspects of soil mechanics", London, Wiley-Interscience, 1969, ch. 9.
8. R.W. WHORLOW. "Rheological techniques", Ellis Horwood Limited, England, 1980.

2. FORMULATION DES EQUATIONS DE LA FILTRATION-COMPRESSION

21. Les équations fondamentales de la compression unidirectionnelle d'un système quasi-saturé

211. Introduction. Présentation du problème
212. Les équations de base et le modèle de TERZAGHI
213. La compression secondaire et le corps idéal de KELVIN-VOIGT

2131. Le modèle rhéologique TERZAGHI-KELVIN-VOIGT
2132. Les équations de base

22. Le pressage unidirectionnel d'un système insaturé. Approche théorique du problème
23. CONCLUSION
24. REFERENCES

2. FORMULATION DES EQUATIONS DE LA FILTRATION-COMPRESSION

21. LES EQUATIONS FONDAMENTALES DE LA COMPRESSION UNIDIMENSIONNELLE D'UN SYSTEME QUASI-SATURE

211. Introduction. Présentation du problème

Le phénomène de déshydratation par compression d'une boue plus ou moins concentrée présente deux phases successives. La première est une étape de filtration décrite par les équations traditionnelles que nous rappellerons succinctement. La seconde est une phase de consolidation.

Ces deux étapes présentent les caractéristiques suivantes :

Phase de filtration

L'application d'une pression ΔP par l'intermédiaire du piston de la cellule de filtration-compression schématisée sur la figure 15 provoque une augmentation brutale de la pression hydraulique. Cette pression atteint la valeur de la pression appliquée et sa distribution à travers la boue est uniforme. *Ainsi le processus de déshydratation par compression débute par une phase de filtration à pression constante.*

Le point de transition entre la phase de filtration et la phase de consolidation peut être déterminé théoriquement à l'aide de la loi de RUTH qui régit cette première étape.

Nous développerons ultérieurement la méthodologie permettant de calculer l'épaisseur L_1 du gâteau obtenu en fin de phase de filtration.

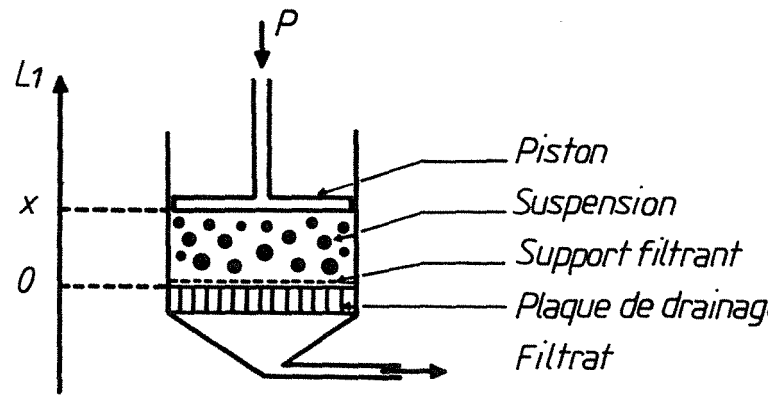


Schéma simplifié de la cellule de filtration-compression

Figure 15

Phase de compression

Durant cette étape, *le mécanisme de déshydratation est caractérisé par une décroissance continue de la pression hydraulique à travers le gâteau. La diminution du volume du gâteau* associée à ce phénomène *se poursuit* généralement à faible vitesse lorsque la pression hydraulique s'est dissipée. Ce phénomène paraît être la conséquence d'un *réajustement plastique des particules* et de l'eau absorbée sous l'effet de la contrainte exercée.

Globalement, l'étape de compression peut être divisée en deux phases : la compression primaire et la compression secondaire du gâteau de filtration. Ces deux phases ont lieu simultanément et se distinguent par leur cinétique respective et par le fait que la compression secondaire caractéristique du milieu considéré se poursuit à pression hydraulique nulle.

212. Les équations de base et le modèle de TERZAGHI

2121. Aspects physiques du problème de consolidation. L'analogie de TERZAGHI (figure 16)

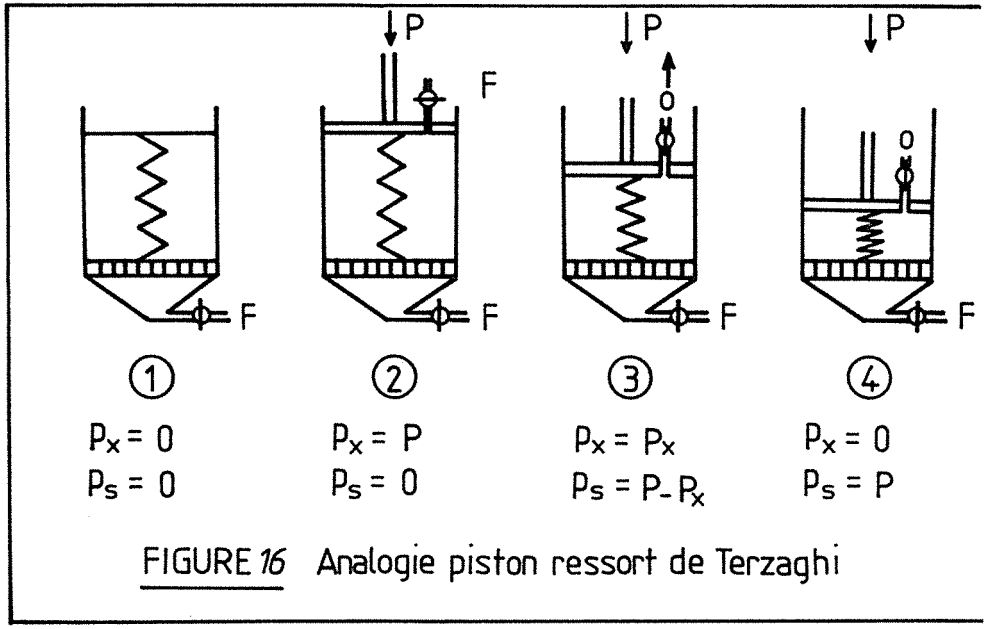


FIGURE 16 Analogie piston ressort de Terzaghi

L'analogie de TERZAGHI illustre de façon simplifiée *l'aspect physique du phénomène de compression.*

Durant la phase de compression, le gâteau peut être assimilé à un ressort, placé dans un cylindre initialement rempli d'eau, et sur lequel on applique une pression P_S.

. *en (1) le système est en équilibre* ; aucune contrainte n'est appliquée

$$P_x = 0 \quad \text{et} \quad P_s = 0$$

P_x étant la pression hydraulique locale,
P_s étant la pression locale s'exerçant sur le gâteau, c'est-à-dire sur le ressort.

. *en (2) le système est fermé.* L'eau, assimilable à l'eau interstitielle dans le cas d'une suspension, ne peut s'échapper ; tout accroissement de la pression appliquée par le piston sans frottement se traduit par une augmentation de la pression hydraulique P_x.

$$P_x = P \quad \text{et} \quad P_s = 0$$

. *en (3), le drainage est possible.* La descente du piston est freinée par la constante de raideur du ressort. Une fraction de la contrainte appliquée est absorbée par le solide P_s, ce qui en retour provoque une réduction de la pression hydraulique :

$$P_x = P - P_s$$

. *en (4)*, ce phénomène de *compression progressive*, accompagnée d'une expulsion d'eau et d'un transfert graduel de la pression appliquée, de l'eau au solide, *cesse en apparence* lorsque la totalité de cette contrainte est supportée par le ressort comprimé

$$P_x = 0 \quad \text{et} \quad P_s = P$$

Ainsi, lorsqu'un temps suffisant s'est écoulé, *la pression hydraulique tend vers zéro* mais dans la réalité, *le volume du gâteau continue à diminuer.* Ce phénomène est appelé compression secondaire ou *effet "séculaire"*.

L'analogie de TERZAGHI visualise utilement les aspects physiques du problème de compression ; néanmoins, celle-ci présente un point faible qui réside dans le fait que la pression hydraulique est constante à travers toute la hauteur du cylindre alors qu'en réalité la compression commence au niveau de la surface de drainage et progresse graduellement dans la masse pour produire en fin d'opération seulement, c'est-à-dire à l'équilibre, un gâteau uniformément comprimé.

2122. Les équations fondamentales de la compression unidimensionnelle

Dans la pratique, c'est la variation du volume de toute la masse que l'on cherche à déterminer. On définit alors le degré de consolidation U_c par :

$$U_c = \frac{\textit{Variation du volume total au temps } \theta_c}{\textit{Variation finale du volume total}}$$

Ce rapport s'exprime, pour une *compression unidirectionnelle*, par :

$$U_c = \frac{\textit{Variation de hauteur au temps } \theta_c}{\textit{Variation totale de hauteur}}$$

Les expressions analytiques du taux de compression s'obtiennent à partir de l'expression de la vitesse de compression. Cette dernière n'est accessible qu'à partir des hypothèses simplificatrices suivantes :

- *saturation complète du milieu considéré*
- *écoulement unidirectionnel du fluide et compression unidimensionnelle de la substance à essorer*
- *propriétés du solide invariantes avec la pression*
- *la loi de DARCY est applicable.*

Dans ces conditions, on peut introduire les trois équations de base permettant d'aboutir aux formes différentielles.

1. *Une équation de continuité* établie à partir d'un bilan massique sur la phase liquide dans une couche infinitésimale (figures 17a, b).

La variation de volume est donnée en fonction de la variation de la vitesse d'écoulement par la relation :

$$\frac{\partial V}{\partial \theta_c} = \frac{\partial U_x}{\partial x}\,\Omega dx \qquad (7)$$

Ω étant la surface de drainage.

Si V_s est le volume des grains et e_x l'indice de vide, V est donné par :

$$V = V_s\,(1+e_x) \qquad (8)$$

avec $e_x = \frac{\varepsilon_x}{1-\varepsilon_x}$ dans laquelle ε_x est la porosité.

Les équations (7) et (8) conduisent à :

$$\frac{\partial V}{\partial \theta_c} = V_s\,\frac{\partial e_x}{\partial \theta_c} = \frac{\Omega dx}{(1+e_x)}\,\frac{\partial e_x}{\partial \theta_c} \qquad (9)$$

En égalant les équations (7) et (9), il vient :

$$\frac{\partial e_x}{\partial \theta_c} = (1+e_x)\,\frac{\partial U_x}{\partial x} \qquad (10)$$

Un bilan de continuité conduit immédiatement à une relation analogue :

$$\boxed{\frac{\partial U_x}{\partial w_x} = -\frac{1}{\rho_s}\cdot\frac{\partial e_x}{\partial \theta_c}} \qquad \text{(figure 17)} \qquad (11)$$

ρ_s étant la masse volumique du solide dans laquelle $dw_x \equiv \frac{dM}{\Omega}$ (masse de solide par unité de surface de drainage).

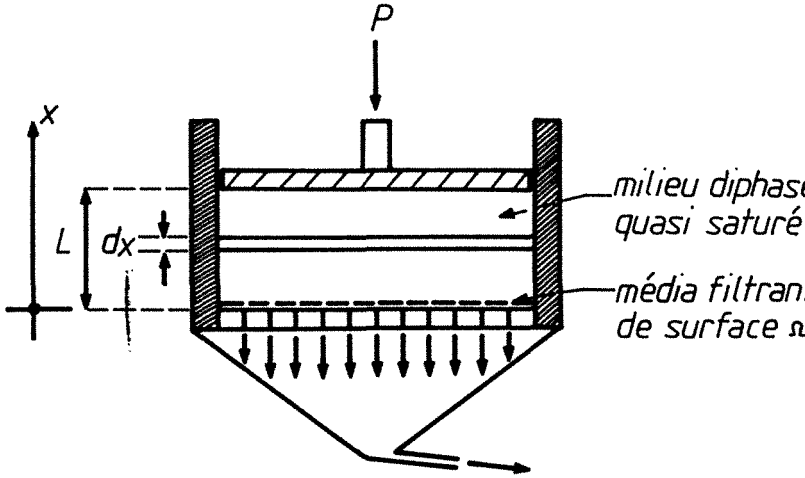


Figure 17a

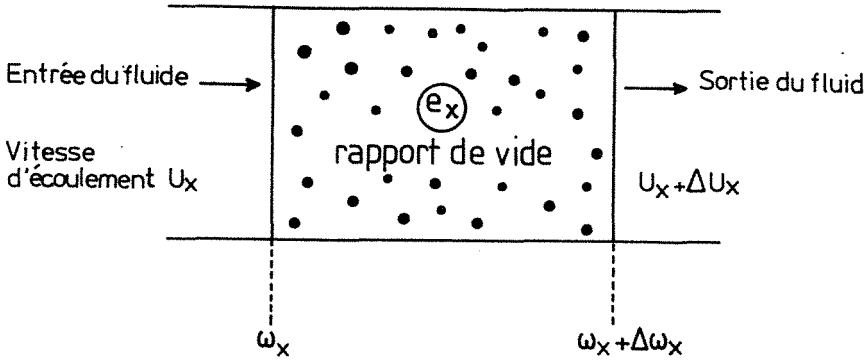


FIGURE 17b

2. *La loi de DARCY* donne la vitesse d'écoulement du fluide U_x à travers une masse infinitésimale ($dM = \Omega . d\omega_x$)

$$\boxed{U_x = -\frac{1}{\alpha_x . \mu} \cdot \frac{\partial P_x}{\partial \omega_x}} \qquad (12)$$

dans laquelle $\alpha_x . d\omega_x$ représente la résistance hydraulique de la couche considérée et μ la viscosité dynamique du filtrat.

3. *La loi de consolidation*

Selon l'analogie du ressort linéairement élastique de TERZAGHI (figure 16, page 41), tout accroissement de la pression du solide P_s est égal à la diminution de la pression hydraulique P_x d'où :

$$\frac{\partial e}{\partial P_s} = -\frac{\partial e}{\partial P_x}$$

à partir de laquelle on définit le coefficient de changement de volume par la relation :

$$\boxed{m_v = -\frac{1}{1+e_x} \cdot \frac{\partial e_x}{\partial P_s} = \frac{1}{1+e_x} \cdot \frac{\partial e_x}{\partial P_x}} \qquad (13)$$

En différenciant l'équation (12) et en substituant dans la relation (11), on obtient :

$$\frac{\partial e_x}{\partial \theta_c} = \frac{\rho_s}{\alpha_x . \mu} \frac{\partial^2 P_x}{\partial \omega_x^2} \qquad (14)$$

Les équations fondamentales (11), (12), (13), (14) permettent, selon le développement qui suit, d'aboutir aux équations différentielles dont la résolution donne l'expression de la grandeur U_c.

a. $\frac{\partial P_x}{\partial \omega_x} = \frac{\partial P_x}{\partial e_x} \cdot \frac{\partial e_x}{\partial \omega_x}$ d'où selon les équations (12) et (13) :

$$U_x = \frac{-1}{\alpha_x . \mu . m_v . (1+e_x)} \cdot \frac{\partial e_x}{\partial \omega_x}$$

puis en différenciant par rapport à U_x et en combiant à (11) :

$$\boxed{\frac{\partial e_x}{\partial \theta_c} = \frac{\rho_s}{\alpha_x . \mu . m_v . (1+e_x)} \frac{\partial^2 e_x}{\partial \omega_x^2}} \qquad (15)$$

que l'on écrira : $\frac{\partial e_x}{\partial \theta_c} = C_e \frac{\partial^2 e_x}{\partial \omega_x^2}$

dans laquelle C_e est un coefficient de compression donné par la relation :

$$C_e = \frac{\rho_s}{\alpha_x . \mu . m_v . (1+e_x)}$$

b. $\frac{\partial e_x}{\partial \theta_c} = \frac{\partial e_x}{\partial P_x} . \frac{\partial P_x}{\partial \theta_c}$. Compte tenu des équations (13) et (14), cette expression peut s'écrire :

$$\frac{\partial P_x}{\partial \theta_c} = \frac{\rho_s}{\alpha_x . \mu . (1+e_x) . m_v} . \frac{\partial^2 P_x}{\partial \omega_x^2} = C_e \frac{\partial^2 P_x}{\partial \omega_x^2} \qquad (16)$$

Les équations (15) et (16) sont des équations différentielles du second ordre de type parabolique. *Elles sont semblables à l'équation caractéristique de la diffusion* et peuvent être résolues par la transformée de LAPLACE. Leurs solutions aboutissent au taux de compression U_c car cette grandeur est liée aux variables e_x et P_x.

En effet, en supposant le coefficient m_v constant, on peut écrire :

$$\frac{\partial e}{\partial P_x} = - \frac{\partial e}{\partial P_s} = \text{cste d'où } \frac{e_o - e_x}{e_o - e_\infty} = \frac{P_s - P_{so}}{\Delta P_s} \qquad (17)$$

Or la variation de volume du milieu essoré est égale à la variation de volume des vides, elle-même égale au produit du volume des grains par la variation d'indice de vide soit $V_s\ (e_o - e_x)$. La variation de volume finale sera $V_s(e_o - e_\infty)$. Dans ce cas :

$$U_c = \frac{V_s . (e_o - e_x)}{(e_o - e_\infty) . V_s} \text{ d'où } U_c = \frac{e_o - e_x}{e_o - e_\infty} = \frac{P_s - P_{so}}{\Delta P_s}$$

En accord avec l'analogie de TERZAGHI, on pourra écrire :

$$P_s = P - P_x = (P_{so} + \Delta P_s) - P_x = P_{so} + (P_{xo} - P_x)$$

les indices o et ∞ caractérisant l'état initial et final du milieu.

Le rapport U_c sera donc lié aux variables e_x et P_x par les relations :

$$U_c = \frac{e_o - e_x}{e_o - e_\infty} \quad ; \quad U_c = 1 - \frac{P_x}{P_{xo}} \qquad (18)$$

Ainsi les solutions analytiques des équations (15) et (16) donnent l'expression de U_c sous la forme :

$$\boxed{U_c = 1 - \exp\left(-\frac{\pi^2 T_c}{4}\right)} \qquad (19)$$

pour une distribution sinusoïdale des pressions hydrauliques initiales à travers la couche considérée et sous la forme :

$$\boxed{U_c = 1 - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{8}{\pi^2 (2N-1)^2} \exp\left(-\frac{(2N-1)^2 \pi^2}{4} \cdot T_c\right)} \qquad (20)$$

pour une distribution linéaire.

Dans ces relations, T_c est une variable réduite donnée par :

$$T_c = \frac{i^2 . C_e . \theta_c}{\omega^2}$$

Remarque : Distribution sinusoïdale

$$\frac{P_x}{P} = \sin\left((\pi/2) \cdot \frac{\omega_x}{\omega_o . \rho_s}\right)$$

213. La compression secondaire et le corps idéal de KELVIN-VOIGT

La théorie de TERZAGHI, aboutissant aux expressions analytiques (19) et (20), s'est avérée, *dans certains cas, insuffisante* pour décrire de façon complète et précise, le phénomène global intervenant durant la seconde phase de déshydratation par voie mécanique.

Afin d'apporter plus de précisions quant à la prévision de ce phénomène, D.W. TAYLOR et W. MERCHANT (1940) ont proposé le modèle rhéologique constitué d'un ressort linéaire placé en tête du corps mécanique idéal de KELVIN-VOIGT pour décrire de façon plus complète la consolidation. En 1961, R.E. GIBSON et K.Y. LO proposent une solution analytique à cette formulation.

2131. Modèle rhéologique TERZAGHI-KELVIN-VOIGT

Le processus de déshydratation par compression peut être décrit et analysé à partir du schéma rhéologique de la figure 18 identique au schéma utilisé par D.W. TAYLOR (cf. chapitre II, paragraphe 1311).

Lorsqu'une contrainte est appliquée sur une couche de solide de masse $d\omega_x$, le ressort (a) est comprimé instantanément, mais le tassement de l'élément (b) est retardé du fait de la présence de l'amortisseur (c).

Le transfert de la contrainte du liquide au solide est retardée par la perméabilité du solide. La contrainte effective augmente progressivement de la valeur zéro à la valeur de la contrainte appliquée. De même, la compression du ressort (a) est progressive et ne devient totale que lorsque la pression appliquée est réellement effective.

L'ensemble (b), (c) commence à se comprimer du fait de l'accroissement progressif de la contrainte effective. Initialement la totalité de l'effort est encaissée par l'amortisseur Newtonien et tandis que sa compression s'effectue, le transfert de l'effort au ressort (b) est progressivement réalisé.

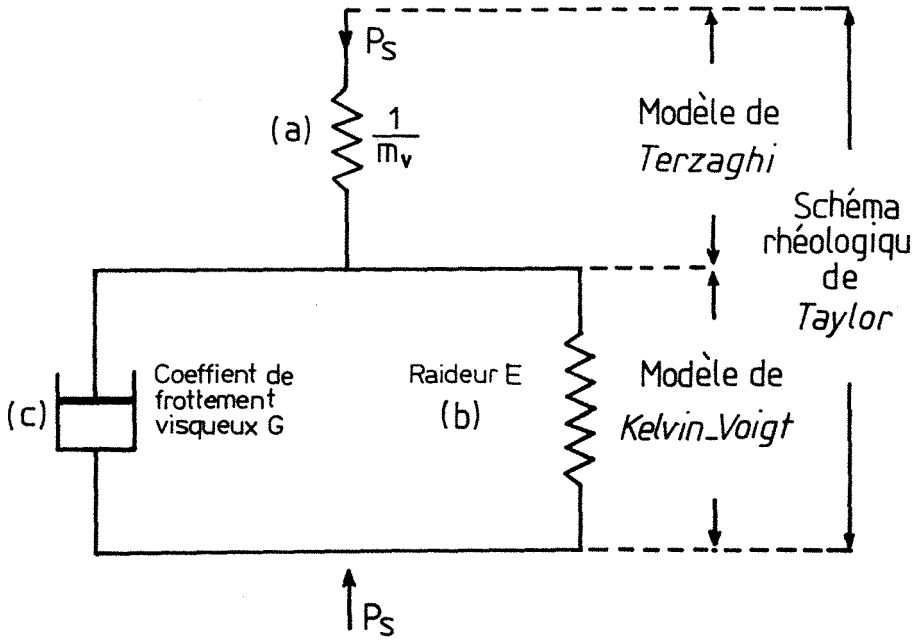


FIGURE 18: Modèle Rhéologique de la Consolidation

Ce processus correspond au phénomène de compression secondaire. Au bout d'un temps suffisamment long, la totalité de la contrainte sera encaissée par les ressorts (a) et (b) ; l'amortisseur ne supportant plus aucune charge.

2132. Les équations de base

Selon les considérations précédentes, il apparaît clairement que la variation totale Δe de l'indice de vide à un instant θ_c, a une composante primaire Δe_p et une composante secondaire Δe_s et s'écrira sous la forme :

$$\Delta e = \Delta e_p + \Delta e_s$$

Dans ce cas, le bilan de matière explicité par la figure 17b (page 44) conduit à l'équation de continuité suivante :

$$\frac{\partial U_x}{\partial \omega_x} = - \frac{1}{\rho_s} \left(\frac{\partial e_x}{\partial \theta_c} + \frac{\partial e_x}{\partial P_s} \cdot \frac{\partial P_s}{\partial \theta_c} \right) \qquad (21)$$

qui, selon la loi de DARCY s'écrit :

$$\boxed{\frac{\partial e_x}{\partial \theta_c} + \frac{\partial e_x}{\partial P_s} \cdot \frac{\partial P_s}{\partial \theta_c} = - \frac{\partial}{\partial \omega_x} \left(\frac{\rho_s}{\mu . \alpha_x} \cdot \frac{\partial P_s}{\partial \omega_x} \right)} \qquad (22)$$

Le premier terme $\partial e_x / \partial \theta_c$ correspond à la variation de l'indice de vide du fait de la compression secondaire. Le second terme $(\partial e_x / \partial P_s).(\partial P_s / \partial \theta_c)$ est la variation de l'indice de vide, seule prise en compte dans la théorie de TERZAGHI précédemment explicitée.

Conformément à la figure 18, la déformation globale du système est la somme des déformations des éléments de VOIGT et de TERZAGHI. Les coefficients de compression linéaire des ressorts (a) et (b) étant $1/m_v$ et E et le coefficient de viscosité de l'amortisseur étant G, on peut écrire :

$$\delta = \frac{P_s(\theta_c)}{1/m_v} + \frac{1}{G} \int_o^{\theta_c} P_s(\tau) \exp \left(\frac{E}{G} (\tau - \theta_c) \right) d\tau \qquad (23)$$

La grandeur τ est homogène à un temps. Cette relation découle directement des équations différentielles d'état du ressort linéairement élastique et du corps idéal de KELVIN-VOIGT (2) auquel il est associé en série.

La variation de l'indice de vide en fonction du temps s'obtient en substituant l'équation (13), définissant m_v, dans l'équation (23) :

$$\frac{\partial e}{\partial \theta_c} = \frac{1+e}{E} \cdot \frac{\partial}{\partial \theta_c} \int_o^{\theta_c} \frac{\partial}{\partial e} \left[1 - \exp \left(- \frac{E}{G} (\theta_c - \tau) \right) \right] \cdot \left(P_s - P_s(o) \right) d\tau \qquad (24)$$

Selon (22), on aboutit à l'équation suivante :

$$\boxed{C_e \frac{\partial^2 P_s}{\partial \omega^2} = \frac{\partial P_s}{\partial \theta_c} + \beta \eta \frac{\partial}{\partial \theta_c} \int_o^{\theta_c} \left(P_s - P_{s(o)} \right) \exp \left(-\eta (\theta_c - \tau) \right) d\tau} \qquad (25)$$

dans laquelle : $\beta \equiv \frac{1}{m_v E}$; $\eta = \frac{E}{G}$; $C_e \equiv \frac{\rho_s}{\mu . \alpha . m_v (1+e)}$

En première approximation, on peut considérer que β, η et C_e sont constants durant l'opération de compression. Néanmoins une hypothèse simplificatrice supplémentaire est nécessaire pour aboutir à des solutions moins complexes lors de la résolution de l'équation (25). Ainsi, la compression secondaire présentant une cinétique beaucoup plus lente que la compression primaire, on admet $\eta << C_e (i\pi / 2\omega_o)^2$.

En appliquant une transformée de LAPLACE aux deux membres de l'équation (25) et en utilisant le théorème de convolution, on aboutit, pour une distribution initiale sinusoïdale des pressions hydrauliques, à une solution simplifiée donnant

le taux de compression moyen sous la forme :

$$\boxed{U_c = \frac{(L_1-L)}{(L_1-L_2)} = B\left[1-\exp(-\eta\theta_c)\right] + (1-B)\left[1-\exp\left(-\frac{i^2\pi^2 C_e}{4\omega^2}\cdot\theta_c\right)\right]} \qquad (26)$$

Un réarrangement de l'équation (26) permet d'identifier le terme issu du modèle de TERZAGHI et d'attribuer le terme B exp($-\eta\theta_c$) à l'effet de compression secondaire explicité par les considérations rhéologiques de VOIGT :

$$U_c = \underbrace{\underbrace{1-(1-B)\exp\left(-\frac{i^2\pi^2 C_e\theta_c}{4\omega^2}\right)}_{\text{modèle de TERZAGHI}} - \underbrace{B\exp(-\eta\theta_c)}_{\text{modèle de KELVIN-VOIGT}}}_{\text{modèle combiné de TERZAGHI-VOIGT selon le schéma de TAYLOR}} \qquad (26)$$

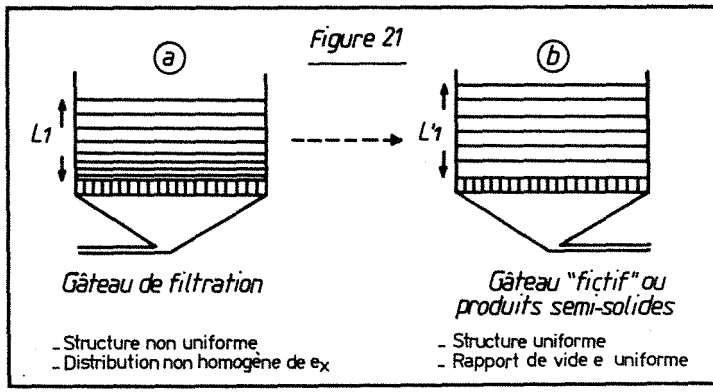
Pour une distribution initiale uniforme des pressions hydrauliques, la solution de l'équation (25) conduit à l'expression du taux de compression suivante :

$$\boxed{U_c = (1-B)\cdot\left[1-\sum_{N=1}^{\infty}\frac{8}{\pi^2(2N-1)^2}\exp\left(-\frac{(2N-1)^2}{4}\pi^2.T_c\right) + B\left[1-\exp(-\eta\theta_c)\right]\right]} \qquad (27)$$

dans laquelle N est un entier positif et T_c une grandeur réduite exprimée sous la forme suivante :

$$T_c = i^2.C_e.\theta_c/\omega^2 \qquad (28)$$

L'équation (27) correspond au comportement à la compression des boues semi-solides schématisées par la figure 21b. Dans le cas de suspensions moins concentrées, le phénomène de compression intervenant après la phase de filtration initiale est décrit par l'équation (26) (cf. figure 21a).



Nous donnerons dans la suite du texte tous les détails concernant l'utilisation de ces équations pour l'analyse des résultats expérimentaux.

Précisons d'ores et déjà que la phase de compression est caractérisée par une décroissance rapide du rapport $\Delta L/\Delta\sqrt{t}$ en fonction de t, alors que ce rapport reste sensiblement constant pendant la filtration.

Ceci est conforme à l'équation de RUTH à partir de laquelle on calcule le rapport U_f caractéristique de cette phase :

$$\boxed{U_f = \frac{(L_o-L)}{(L_o-L_1)} = \frac{i\sqrt{K'}}{\omega}\left(\sqrt{\theta_f+\theta_m} - \sqrt{\theta_m}\right)} \qquad (29)$$

dans laquelle
- L_o est l'épaisseur initiale
- L_1 est l'épaisseur intermédiaire entre filtration et compression
- K' est défini en fonction du coefficient de RUTH K par la relation $K' = K.\left(\rho_s^2/(1-ms)^2\right)$. Rappelons à cet effet la loi classique correspondante $(V+V_m)^2 = K(\theta_f+\theta_m)$.
- θ_m et V_m sont respectivement le temps et le volume de filtrat permettant de tenir compte de la résistance du média filtrant.

  . m est le rapport du poids du gâteau humide sur le poids du gâteau sec
  . s est la teneur massique de la suspension en matières solides.

Note. Nous avons tenu, par souci d'homogénéisation, à conserver une notation analogue à celle prise par SHIRATO lors de la transposition initiale des concepts de la mécanique des sols au domaine qui nous intéresse.

22. LE PRESSAGE UNIDIRECTIONNEL D'UN MILIEU INSATURE

Approche théorique du problème

Les produits agricoles soumis au pressage contiennent un certain volume d'air qui modifie leur comportement au pressage.

Celui-ci comporte globalement : (en première approximation)

- une phase initiale débutant au moment où la pression est appliquée et correspondant à la compression des gaz ;
- une phase intermédiaire d'expulsion d'un mélange riche en gaz ;
- une phase de consolidation durant laquelle un mélange quasi-saturé en eau est éliminé.

221. Phase de compression instantanée

Cette phase est prévisible à partir d'un bilan matière sur les fluides.

Pour le gaz, on obtient : $\rho_{Go}e_o(1-S_{ro}) = \rho_{G1}e_1(1-S_{r1})$

Pour la phase liquide : $e_oS_{ro} = e_1S_{r1}$.

L'indice 1 caractérise la fin de la phase de compression instantanée ; S_r est le degré de saturation en liquide du produit.

Durant cette phase, la densité ρ_G du gaz est liée à sa pression P_G par la relation :

$$(P_{atm}+P_G)\rho_G^{-\gamma} = cste \qquad (30)$$

dans laquelle γ est le coefficient isentropique du gaz égal à 1,4 à 300 °K pour l'air (valeur maximale).

Ainsi, l'indice de vide e_1 caractérisant le début de la phase de consolidation est exprimé en fonction des grandeurs initiales e_o et S_{ro} par la relation :

$$\boxed{e_1 = e_o \left[S_{ro} + (1-S_{ro}) \left\{ \left(\frac{P_{atm}+P_{Go}}{P_{atm}+P_{G1}} \right)^{1/\gamma} \right\} \right]} \qquad (31)$$

222. La phase de compression

La phase de compression concerne, dans ce cas, un milieu triphasé solide-liquide-gaz (figure 19).

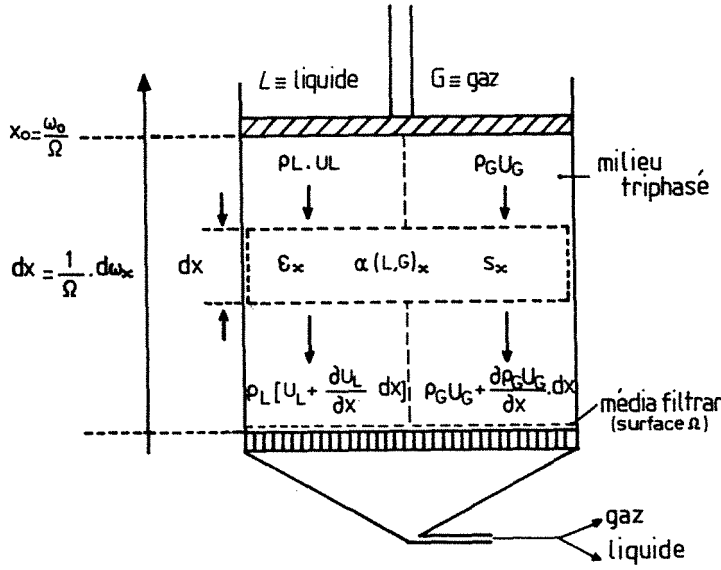


FIGURE 19 Bilan massique
——— Consolidation d'un milieu insaturé

A ce sujet, certains mécaniciens des sols, SPARKS (1963) et SCHUURMAN (1966) considèrent qu'au-dessous d'une saturation de 85 %, le gaz constitue une phase continue qui est expulsée en même temps que le liquide.

En première approximation, nous proposons, pour tenir compte de ce phénomène, d'exprimer le coefficient de compression sous la forme :

$$C_e \equiv \frac{\rho_s}{m_v(1+e)} \left(\frac{1}{\mu_G \cdot \alpha_G} + \frac{1}{\mu_L \cdot \alpha_L} \right) \qquad (32)$$

α_G, α_L désignent les résistances spécifiques moyennes du gaz et du liquide.

Dans le cas où S_r est supérieur à 85 %, on peut alors assimiler le fluide interstitiel à un mélange homogène d'eau, de gaz dissous et de bulles et l'on se ramène à un système diphasique dont le fluide a une compressibilité apparente.

En mécanique des sols, MAGNAN et DANG (1977) et plus récemment B. FELIX (1980) proposent de quantifier cette compressibilité apparente à l'aide d'un module de compressibilité K_a, qui est le rapport entre la variation de pression et la variation de volume correspondante.

Ce module prend en compte :

- la pression interstitielle initiale U_1
- l'accroissement u de celle-ci
- le coefficient de solubilité de l'air dans l'eau H
- le degré de saturation initial S_{r1}
- le coefficient de tension superficielle q
- et le rayon moyen des bulles r.

Lors du passage de l'état 1 à l'état indicé 2, K_a prend la forme approchée :

$$\boxed{K_{a1,2} = \frac{U_1 + u + 2q/r}{1 - (1-H)\, S_{r1}}}$$

23. CONCLUSION

Un chapitre axé sur la formulation d'équations ne pourrait se terminer sans une conclusion à caractère récapitulatif.

Le lecteur trouvera un condensé des formulations précédentes sur la figure 21.

24. REFERENCES

1. B. FELIX. "Fluage héréditaire et consolidation d'un sol quasi-saturé", Revue Française de Géotechnique, n° 14, 1981, p. 25 à 41.
2. S. REBOUILLAT. "Modélisation de la déshydratation par compression mécanique de suspensions floculées ou non. Application à l'optimisation d'un filtre presseur", Diplôme d'Etudes Approfondies, 1981, Institut National Polytechnique de Lorraine, LSGC-ENSIC.

Travail repris [4 au 15 Janvier 1982 à Lagos (Portugal)]
. sous le titre : "Dewatering by expression"
. dans le cadre du congrès axé sur le thème :
"Mathematical model and design methods in solid-liquid separation"
. et organisé par : Nato Advanced Study Institute.

3. M. SHIRATO. "Slurry deliquoring by expression", Dechema, Monographien, vol. 74.
4. L. SUKLJE. "Rheological aspects of soil mechanics", chap. 9, 10, 11, 12, 1969, London, Wiley-Interscience.

3. LES APPROCHES SEMI-THEORIQUES

31. Etude descriptive des modèles semi-théoriques

311. Les équations semi-théoriques de la déshydratation par voie mécanique d'un milieu quasi-saturé

3111. Introduction
3112. Le modèle empirique de SIVARAM et SWAMEE
3113. Adaptation du modèle semi-théorique à l'étude de la compression de boues semi-solides

312. Approche phénoménologique

3121. Objectif
3122. Formulation
3123. Propriétés mathématiques. Généralisation
3124. Recherche numérique des paramètres
3125. Conclusion

32. Formulation récapitulative des expressions analytiques et modèles semi-théoriques
33. Références

3. LES APPROCHES SEMI-THEORIQUES

31. ETUDE DESCRIPTIVE DES MODELES SEMI-THEORIQUES

311. Les équations semi-théoriques de la déshydratation par voie mécanique d'un milieu quasi-saturé

3111. Introduction

La relative complexité des équations de base de la compression limite leur utilisation pour le calcul prévisionnel des installations industrielles.

SIVARAM et SWAMEE ont mis au point, sur des considérations semi-théoriques, un modèle utilisable en mécanique des sols. En ajoutant un paramètre à ce dernier, SHIRATO l'a rendu utilisable pour le processus de filtration-compression.

Ce modèle empirique est facile à introduire dans le cas de boues semi-solides présentant un profil linéaire des pressions hydrauliques. Il peut être mis en oeuvre dans le cas d'un profil sinusoïdal en introduisant la notion de gâteau fictif à porosité uniforme.

3112. Le modèle empirique de SIVARAM et SWAMEE

Dans le cas de boues semi-solides, la courbe donnant le taux de consolidation moyen en fonction de $\sqrt{\theta_c}$ présente deux caractéristiques principales :

- lorsque θ_c est petit, c'est-à-dire lorsque la consolidation secondaire est négligeable, la courbe est linéaire ;
- elle tend assymptotiquement vers 1 pour les valeurs importantes de θ_c.

SIVARAM et SWAMEE proposent l'équation empirique :

$$U_c = \frac{L_1 - L}{L_1 - L_\infty} = \sqrt{\frac{\frac{4}{\pi} \cdot T_c}{\left[1 + \left(\frac{4}{\pi} \cdot T_c\right)^{2,8}\right]^{1/2,8}}} \qquad (33)$$

Cette équation permet de simuler avec une bonne précision la phase de compression primaire, parfaitement décrite par l'équation réduite issue de la théorie de TERZAGHI :

$$U_c = 1 - \sum_{N=1}^{\infty} \frac{8}{(2N-1)^2 \pi^2} \exp\left[-\frac{(2N-1)^2 \pi^2}{4} \cdot \frac{C_e \cdot i^2}{\omega_o^2} \cdot \theta_c\right] \qquad (20)$$

Comparativement à l'équation (20), la relation (33) est d'une forme très simple et permet, connaissant uniquement C_e, de prévoir la totalité du phénomène de compression primaire.

Le point faible de cette relation réside dans l'impossibilité de simuler le phénomène de consolidation secondaire. Afin de pallier cette imperfection, SHIRATO propose l'adaptation suivante du modèle semi-théorique.

3113. Adaptation du modèle de SIVARAM et SWAMEE à l'étude de la compression des boues "semi-solides"

Lorsque la consolidation secondaire n'est pas négligeable, on observe une décroissance moindre du taux de compression moyen en fonction du temps θ_c. Néanmoins, globalement, la courbe conserve une forme analogue à celle dictée par les équations (33) et (20).

En remplaçant la constante 2,8 par le paramètre ν, SHIRATO a contribué à la généralisation de l'équation simplifiée de SIVARAM et SWAMEE qui prend la forme :

$$U_c = \sqrt{\frac{\frac{4}{\pi} T_c}{\left[1 + \left(\frac{4}{\pi} T_c\right)^{\nu}\right]^{1/\nu}}} \qquad (34)$$

La validité de ce modèle sera illustrée par des faits expérimentaux.

La figure 20 montre l'influence du paramètre ν qui met en évidence l'incidence plus ou moins grande du phénomène de consolidation secondaire sur le processus global de déshydratation.

312. Approche phénoménologique

3121. Objectif

Pour le calcul prévisionnel, *l'outil mathématique mis à la disposition de l'industrie doit être simple* ; pour cela, *un nombre minimal de paramètres faciles à mesurer doit apparaître*. Certes, *l'adéquation des résultats calculés et mesurés est indispensable, néanmoins elle ne doit pas être l'objectif primordial sinon la complexité apparaîtra très vite.*

Notre but, dans cette étude, étant de fournir un outil utilisable à l'échelle industrielle, nous avons rapidement été conduits à diversifier nos approches théoriques, en particulier pour tous les produits dont le comportement ne permet pas l'accès facile aux paramètres de base.

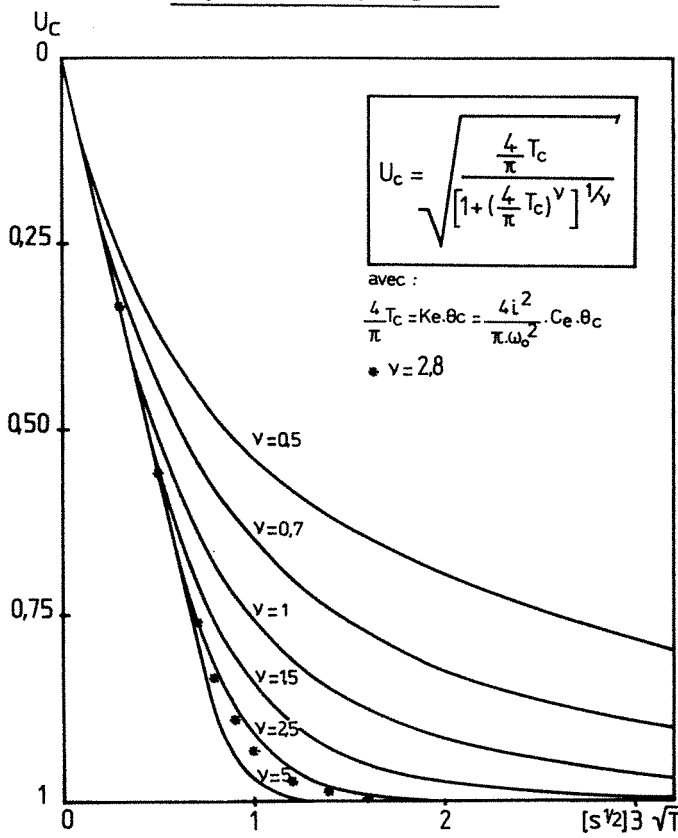
Notre démarche a été guidée par les considérations qui suivent :

. Il apparaît clairement, et l'analogie de TERZAGHI le suggère, qu'il est approximatif de vouloir simplifier le problème en le décomposant en trois phases de filtration, compression primaire et secondaire. Une approche globale des deux phases de compression au moins, nous semble souhaitable. Ne serait-ce que d'une part pour l'exactitude dans l'appréhension du phénomène physique et d'autre part pour la réduction du nombre de paramètres.

. Nous préconisons l'adoption de la terminologie suivante. La compression primaire deviendrait compression hydrodynamique dont l'importance dépend de la validité du phénomène de filtration associé à l'écoulement du fluide et la compression secondaire deviendrait fluage, en accord avec le terme anglais "creep". Il est clair que la simultanéité des deux phases est maintenue.

FIGURE 20

Diagramme théorique $U_C = f\sqrt{T_C}$



3122. Formulation

La fonction que nous exploitons pour la prise en compte globale du phénomène est une fonction exponentielle formulée ainsi :

$$\boxed{U_c = 1 - \exp\,(-K_c\theta_c)^{\nu'}} \qquad (35)$$

3123. Propriétés mathématiques

D'un point de vue mathématique, cette expression présente les caractéristiques suivantes :

- $U_c = 0$ pour $\theta_c = 0$
- $\lim\limits_{\theta_c \to \infty} U_c = 1$

- un développement en série de TAYLOR conduit à :

$$U_c = 1 - \left[1 - K_c\theta_c^{\nu'} + \left(\frac{K_c\theta_c^{\nu'}}{2!}\right)^2 - \left(\frac{K_c\theta_c^{\nu'}}{3!}\right)^3 + \ldots + \left(\frac{K_c\theta_c^{\nu'}}{n!}\right)^n\right]$$

On peut alors écrire :

$$\lim_{\theta_c \to 0} U_c = K_c\theta_c^{\nu'}$$

Il est clair que pour les valeurs de θ_c petites, la formulation (35) inclut le modèle semi-théorique précédemment développé, issu des considérations initiales de SIVARAM et SWAMEE.

La généralisation de ce modèle est potentiellement importante puisque les expressions analytiques que nous avons développées sur les bases théoriques de TERZAGHI et TAYLOR sont, en première approximation, représentées par la relation (35) pour $\beta = 1$.

3124. Recherche numérique des paramètres

Pour la recherche des paramètres, nous donnons deux méthodologies que nous avons pu mettre en oeuvre sur micro-ordinateur ZX 81.

. Rappelons que le taux de consolidation U_c est donné par la relation $(L_1-L)/(L_1-L_\infty)$ où L est la déformation observée et L_∞ la déformation limite atteinte à compression infinie. Ce rapport est analogue au taux d'efficacité tel qu'il est défini pour les transferts de chaleur ou de matière. En effet, il donne le rapport entre la quantité d'eau éliminée et la quantité d'eau éliminable.

— *Première méthode*

. L_∞. *Elle préconise* la recherche de L_∞ à partir d'une fonction logarithmique qui simule le comportement en fin de compression du matériau et dont la coïncidence avec la loi choisie pour la simulation globale du processus reste acceptable sur toute la durée d'observation.

Dans ce cas, L_∞ est substitué par la grandeur opératoire L'_∞ donnée par la relation (36) que nous développerons et expliciterons largement au chapitre qui suit.

$$L'_\infty = L_i-(L_i-L_n)\,\frac{\log\theta_{c\infty}-\log\theta_{ci}}{\log\theta_{cn}-\log\theta_{ci}} \qquad (36)$$

. *Les paramètres* K_c et ν'. Par linéarisation de l'expression (35), on peut calculer K_c et ν' à l'aide d'un programme de régression linéaire basé sur la méthode des moindres carrés qui consiste à minimiser ou à annuler la somme des écarts quadratiques entre les valeurs expérimentales et théoriques.

Nous prendrons, dans ce cas, comme estimateur de la qualité de la régression, le coefficient de régression r que nous définirons.

L'équation (35) est linéarisée ainsi :

$$\boxed{\ln\left(\ln\frac{1}{1-U_c}\right) = \ln K_c + \nu'\ln\theta_c} \qquad (37)$$

— *Seconde méthode*

Une procédure itérative suggérée par ROSENBROCK (1960) est utilisée pour la recherche de l'optimum de la fonction à plusieurs variables que nous proposons.

Après une exploration initiale, cette technique permet une accélération de la recherche en cas de succès dans les deux directions puis procède par rotation d'axes, en cas de progression devenue inefficace dans le système précédent.

.L_∞ . *Recherche par linéarisation.*

On peut écrire $L_l - L = (L_l - L_\infty)\ U_{C,théo}$ selon (35) puis minimiser la somme :

$$S = \sum_i^n \left[(L_l - L)_{exp} - (L_l - L)_{théo} \right]^2$$

en utilisant les valeurs expérimentales et les valeurs théoriques qui seront calculées lors de la recherche des paramètres K_c et ν'.

$$(L_l - L)_{théo} = (L_l - L_\infty) U_{c,théo} \quad \text{d'où} \quad \frac{\partial S}{\partial L_\infty} = 0 \text{ pour :}$$

$$\boxed{L_\infty = \frac{\sum_i^n U_c . L_l - (L_l - L)_{exp}}{\sum_i^n U_c}} \qquad (38)$$

. *Les paramètres* K_c *et* ν'.

Leur valeur optimale est obtenue en minimisant la fonction suivante :

$$F_{opt} = \sum_i^n (U_{c,exp} - U_{c,théo})^2$$

Sur le plan informatique, cette procédure utilise un programme central qui met en oeuvre la procédure de ROSENBROCK et deux sous-programmes de calcul de la fonction (35) et de L_∞ par la relation (38). (cf. annexe I).

3125. Conclusion

En structurant un modèle prenant en compte de façon globale un processus depuis longtemps décomposé pour sa simplification, nous montrerons que cette approche phénoménologique semi-théorique conduit à une adéquation satisfaisante des résultats calculés et mesurés, à travers une démarche particulièrement simple et de plus accélérée par la micro-informatique.

Modeste dans sa formulation, notre modèle mathématique offre des perspectives de développement prometteuses dans l'approche plus exacte et réelle du processus de compression lié d'un point de vue physique au chargement graduel d'une matrice solide-liquide. *Cette approche constitue le prolongement théorique souhaitable de cette étude.* En effet, le principe de superposition qui en serait le noyau est connu depuis longtemps mais reste partiellement exploité.

32. FORMULATION RECAPITULATIVE DES EXPRESSIONS ANALYTIQUES ET MODELES SEMI-THEORIQUES

Présentation

Nous avons établi, au cours des développements mathématiques précédents, une distinction entre les profils linéaire et sinusoïdal de distribution des pressions hydrauliques.

En clair, nous suggérons la schématisation de la figure 21 pour matérialiser ce concept qui conduit à considérer deux natures physiques de produits à essorer.

Une phase de compression, comme nous l'avons vu, d'un point de vue théorique ou purement technique, peut par exemple intervenir à la suite d'une phase de filtration ou d'égouttage par drainage gravitaire.

Ainsi, la distinction de gâteau de filtration et produits semi-solides est aisément concevable. La première catégorie est issue d'un fluide soumis à la filtration-compression et la seconde concerne un matériau, le plus souvent non pompable, soumis au pressage.

D'un point de vue physique, la formation d'un gâteau de filtration ne conduit pas à une structure uniforme. En effet, les couches proches du média filtrant sont partiellement comprimées tandis que la surface du gâteau reste très humide. Ainsi, cette compression progresse graduellement vers la surface du gâteau, et l'on peut considérer qu'en fin de phase de filtration, le dépôt est déjà partiellement comprimé.

Ceci a conduit SHIRATO à traiter, dans le but de simplifier la procédure d'exploitation, non plus le gâteau de filtration mais le gâteau fictif, dont nous proposons une visualisation (figure 21b, page 62) de sa structure homogène de boues semi-solides.

Dans ce cas, le modèle semi-théorique de SIVARAM et SWAMEE devient applicable. Nous avons testé cette procédure qui, à notre sens, n'est pas simplificatrice, mais plus délicate à mettre en oeuvre.

Sur la même figure 21, nous proposons un récapitulatif des approches de la cinétique de pressage. Inutile d'insister sur la progression bénéfique en matière de "paramétrage" à laquelle conduit l'évolution proposée, qui, de plus, tend vers une généralisation accroissant le caractère prévisionnel des investigations.

Note. La tendance actuelle conduit à une uniformisation des nomenclatures. On constate dans le domaine que nous étudions que tantôt C_e est exprimé dans la même dimension que le coefficient de consolidation C_v dont il est issu, tantôt il est exprimé en $(cm^2.s^{-1}).(g.cm^{-3})^2$.

Nous avons gardé cette dimension lors de la formulation des équations de base. Mais nous préconisons par souci d'homogénéisation et pour des raisons pratiques, d'exprimer, au niveau expérimental, C_e en $cm^2.s^{-1}$. Précisons à cet effet que :

$$\frac{C_e(cm^2.s^{-1})}{\omega_o^2} \equiv \frac{C_e(cm^2.s^{-1}).(g^2.cm^{-6})}{\omega^2}$$

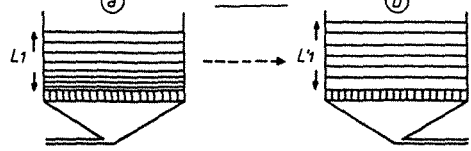
TABLEAU RECAPITULATIF

ASPECT THEORIQUE DE LA DESHYDRATATION PAR COMPRESSION MECANIQUE

MODELES — xpressions analytiques

MODELES — Expressions analytiques

Figure 21



Gâteau de filtration

- Structure non uniforme
- Distribution non homogène de e_x

Gâteau "fictif" ou produits semi solides

- Structure uniforme
- Rapport de vide e_i uniforme

$$U_C = \frac{L_1 - L}{L_1 - L_\infty}$$

$$U_C = \frac{L_1 - L}{L_1 - L_\infty}$$

REFERENCES

TERZAGHI 1923 _ SHIRATO 1971

$$: = 1 - \mathrm{Exp}\left(-\frac{\pi^2}{4}\frac{i^2 C_e}{\omega_o^2}\theta_C\right) \quad (19)$$

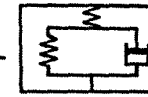
$$U_C = 1 - \sum_{N=1}^{\infty} \frac{8}{\pi^2(2N-1)^2}\,\mathrm{Exp}\left[-\frac{(2N-1)^2\pi^2}{4}\cdot\frac{i^2 C_e}{\omega_o^2}\theta_C\right] \quad (20)$$

TERZAGHI _ KELVIN _ VOIGT _ TAYLOR 1940 _ GIBSON-LO 1960 _ SHIRATO 1974

$$1 - (1-B)\,\mathrm{Exp}\left(-\frac{i^2\pi^2 C_e}{4\omega_o^2}\theta_C\right) - B\,\mathrm{Exp}(-\eta\theta_C) \quad (26)$$

$$U_C = B\,[1 - \mathrm{Exp}(-\eta\theta_C) + (1-B) \times \left[1 - \sum_{N=1}^{\infty}\frac{8}{\pi^2(2N-1)^2}\,\mathrm{Exp}\left(-\frac{(2N-1)^2 i^2\pi^2 C_e}{4\omega_o^2}\theta_C\right)\right] \quad (27)$$

odèles semi_théoriques



Modèles semi_théoriques

SIVARAM SWAMEE 1977 _ SHIRATO 1980

$$= \sqrt{\frac{\frac{4}{\pi}\cdot\frac{i^2 C_e \theta'_C}{\omega_o^2}}{\left[1 + \left(\frac{4}{\pi}\cdot\frac{i^2 C_e \theta'_C}{\omega_o^2}\right)^{V}\right]^{1/V}}}$$

$$U'_C = \frac{L'_1 - L}{L_1 - L_\infty}$$

$$U_C = \sqrt{\frac{\frac{4}{\pi}\cdot\frac{i^2 C_e \theta_C}{\omega_o^2}}{\left[1 + \left(\frac{4}{\pi}\cdot\frac{i^2 C_e \theta_C}{\omega_o^2}\right)^{V}\right]^{1/V}}} \quad (34)$$

$$U_C = 1 - \exp\left[-K_C\,.\,\theta_C^{V'}\right] \quad (35)$$

33. REFERENCES

1. H.H. ROSENBROCK. "An automatic method for finding the greatest or the lead value of a function", Computer Journal, 1960, 3, pp. 175-180.
2. M. SHIRATO et col. "Industrial expression equation for semi-solid materials of solid-liquid mixture under constant pression", Journal of Chemical Engineering of Japan, 1979, vol. 12, n° 1.
3. M. SHIRATO et col. "Simplified computational method for constant pressure of filtre cakes", Journal of Chemical Engineering of Japan, 1980, vol. 13, n° 5.
4. B. SIVARAM et K. SWAMEE. Journal Japanese Soc. Soil. Mech. Fund. Eng., 1977, 17, 48.

Chapitre III

*

Etude expérimentale

De la validation des modèles à l'étude de la compression de produits industriels

CHAPITRE III

III.1. INTRODUCTION, OBJECTIF ET DESCRIPTION DU PLAN D'EXPERIENCES

III.2. PROTOCOLE OPERATOIRE

III.3. VERIFICATION EXPERIMENTALE DE LA VALIDITE DES MODELES TRADITIONNELS

III.4. APPROCHE DU COMPORTEMENT RHEOLOGIQUE DE SUSPENSIONS ET PRODUITS HUMIDES DIVERS SOUMIS AU PRESSAGE DANS LES PROCESSUS INDUSTRIELS DE PURIFICATION, EXTRACTION OU SEPARATION CLASSIQUE

III.5. MODELISATION DE LA CINETIQUE DE PRESSAGE DES BOUES RESIDUAIRES URBAINES

III.6. SENSIBILITE DES MODELES AUX VARIABLES OPERATOIRES

1. INTRODUCTION, OBJECTIF ET DESCRIPTION DU PLAN D'EXPERIENCES

Notre objectif principal était la mise au point d'une méthodologie prévisionnelle de la déshydratation des produits industriels.

Nous avons procédé en quatre étapes :

La PREMIERE ETAPE est une *vérification expérimentale de l'applicabilité des modèles traditionnels* de la mécanique des sols et la recherche de modèles simplifiés voire simplissimes. Cette étape a été réalisée sur des boues artificielles de kaolin.

Le choix du kaolin n'a pas été purement gratuit puisqu'il existe des procédés de raffinage par voie humide de ce matériau (figure 22).

SECONDE ETAPE. *Ayant acquis la maîtrise d'une technique opératoire,* à l'aide de produits dont on peut attendre un comportement idéal et ayant validé les modèles énoncés, *il s'agissait ensuite de réaliser une étude préliminaire de l'applicabilité du protocole opératoire et des modèles dans les domaines industriels* où la déshydratation par compression joue un rôle important.

Nous avons étudié, à titre d'essais d'orientation, le comportement au pressage du cassis, de la luzerne broyée, et des boues résiduaires urbaines préalablement floculées puis drainées.

Cette seconde étape a montré que le processus de compression unidirectionnelle, mis en oeuvre au niveau des produits industriels pouvait être décrit par de nouveaux modèles phénoménologiques ou simplissimes issus des modèles plus complexes.

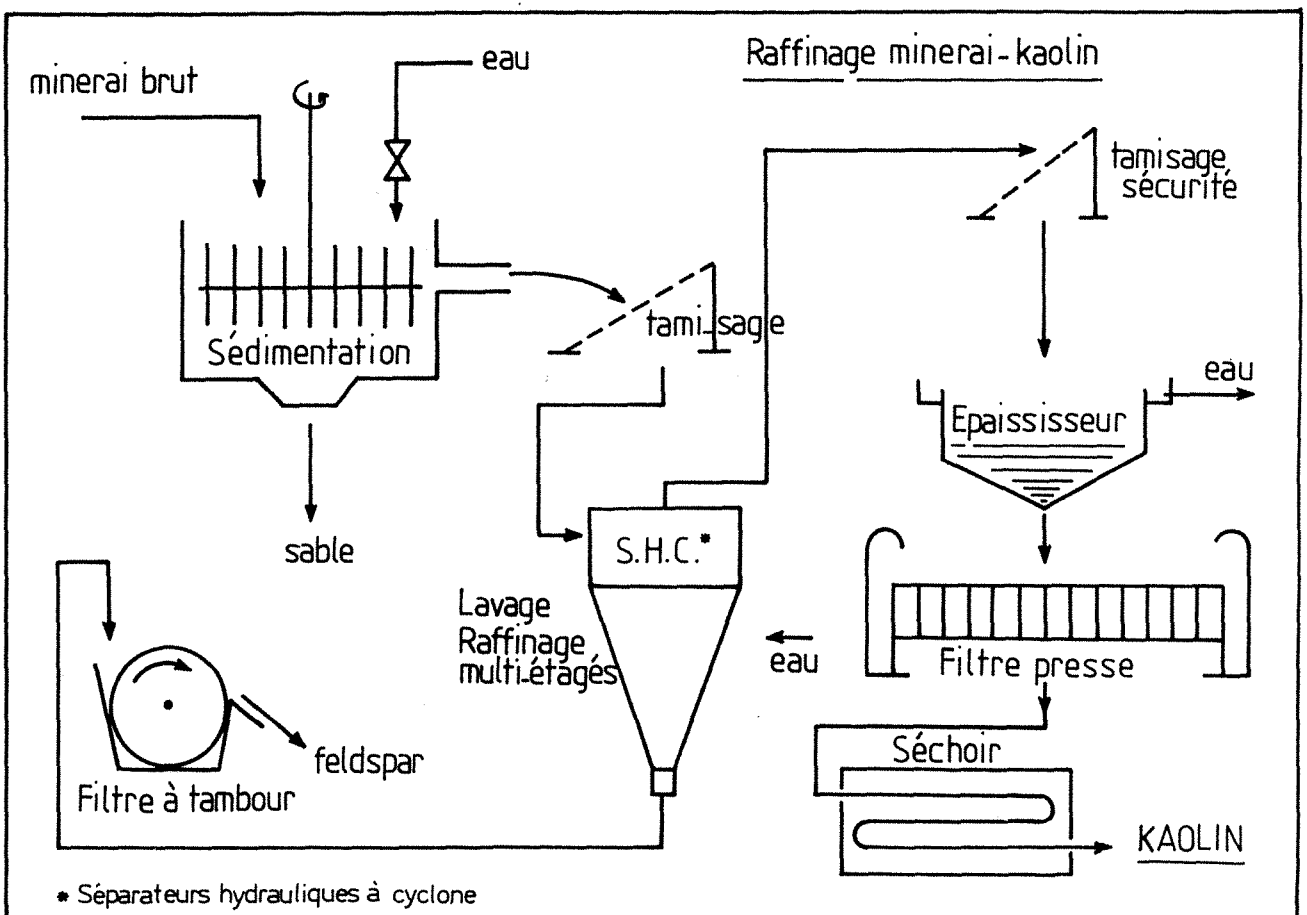
TROISIEME ETAPE. A ce stade de notre étude et toujours suivant l'objectif principal, il était important de confirmer la possibilité de modélisation à partir des équations formulées mais également de contribuer à la mise en oeuvre d'une *méthodologie simple d'accès aux paramètres des différents modèles.* Nous avons alors établi un troisième programme d'essais visant à corréler les coefficients C_e, K_e, K_c qui sont des grandeurs équivalentes entre elles, aux paramètres opératoires tels que la pression appliquée, la viscosité du filtrat, la charge en solide, et la dose de floculant. Ce programme a été réalisé sur des boues résiduaires urbaines floculées puis drainées.

QUATRIEME ETAPE. Enfin, du fait de l'*impact économique* de la déshydratation des pulpes de betteraves issues de l'industrie sucrière, nous avons complété notre étude par un quatrième plan d'expériences sur ce produit. Rappelons à cet effet que la France est en tout premier plan au niveau mondial pour la production de sucre.

Cette étape nous a permis de recueillir les éléments techniques nécessaires à la recherche des optimums technique, énergétique et économique du pressage des pulpes.

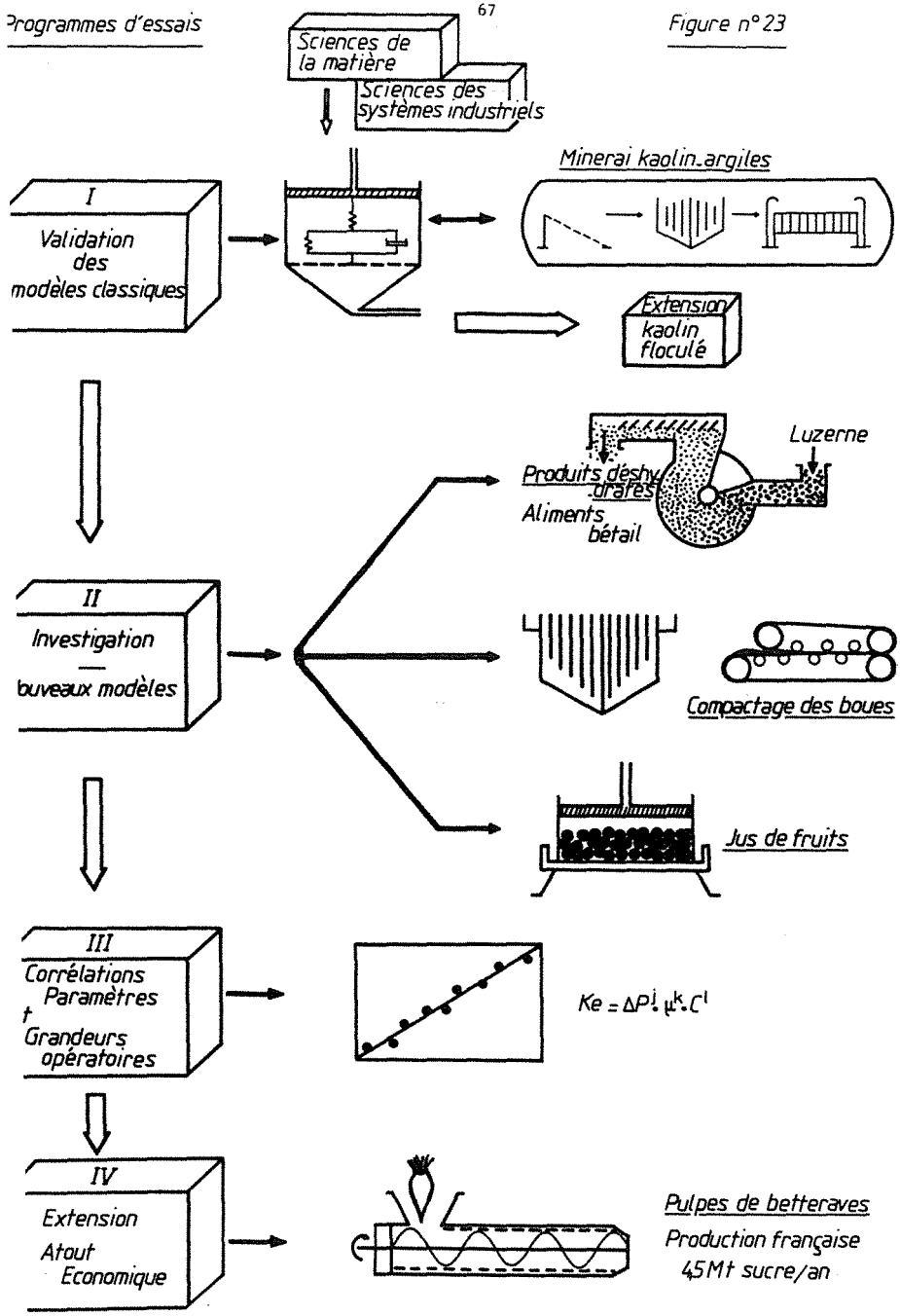
Le diagramme symbolique de la figure 23 montre l'évolution de notre programme d'étude du processus de compression unidirectionnelle. Il met l'accent sur la diversité des domaines d'application qui en font un sujet actuel par son caractère pro-énergétique et écologique.

FIGURE 22


Raffinage minerai-kaolin
minerai brut
eau
Sédimentation
sable
tamisage
tamisage sécurité
eau
Epaississeur
S.H.C.*
Lavage
Raffinage
multi-étagés
eau
Filtre presse
Séchoir
KAOLIN
feldspar
Filtre à tambour
* Séparateurs hydrauliques à cyclone

Programmes d'essais

Figure n° 23



2. PROTOCOLE OPERATOIRE

Appareillage expérimental et conduite des essais.

L'ensemble de nos résultats expérimentaux a été obtenu sur une cellule classique de filtration-compression dans laquelle la pression est transmise au milieu à étudier par l'intermédiaire d'un piston dont le déplacement est assuré par un vérin hydraulique.

Cette cellule réalisée au Laboratoire des Sciences du Génie Chimique, d'après les plans établis par E. MINERY, a été conçue dans le but d'étudier la déshydratation des suspensions en deux étapes successives, qui sont :

- la filtration sur support et sous pression constante ;
- la déshydratation par compression mécanique sous pression constante.

Automatisée à l'occasion de notre étude, cette cellule permet donc une filtration directe de la suspension étudiée sous des pressions d'une dizaine de bars. La déshydratation par compression peut ainsi être effectuée à la même pression, directement sur le gâteau obtenu par filtration préalable.

A partir de ces équipements et automatismes, cette cellule permet d'obtenir les courbes de variation de la hauteur de la substance essorée en fonction du temps. Cet appareillage correspond à la cellule oedométrique en mécanique des sols.

Description de la cellule

La cellule est réalisée en acier inox (Z5 - CND 17-13). Le schéma de la figure 24 montre les pièces principales qui la composent et qui sont :

- un cylindre de 85 mm d'alésage (Ω = 56,745 cm^2), de 225 mm de hauteur utile dont l'extrémité inférieure est fermée par une plaque de drainage amovible sur laquelle on dispose le média filtrant. La plaque de drainage (figure n° 25) est supportée par le fond évidé qui reçoit le filtrat et qui comporte une tuyauterie d'évacuation de ce dernier.

Afin d'assurer un positionnement correct du cylindre lors des opérations de démontage-remontage, un niveau à bulle a été ajouté à son sommet, de façon à pouvoir contrôler sa position verticale tout au long de la phase de serrage.

- un piston mobile coulissant librement à l'intérieur du cylindre est actionné par l'intermédiaire d'un vérin pneumatique. L'extrémité inférieure du piston pourra être équipée, au choix, d'une plaque de drainage ou bien d'un embout étanche dans le cas de la déshydratation unidirectionnelle. Un joint torique, monté en bout du piston, assure l'étanchéité entre le piston et le corps du cylindre.

Les surfaces de frottement entre les deux pièces ont été considérablement réduites en diminuant légèrement le diamètre extérieur du piston et en assurant le centrage de ce dernier sur 90 % de sa longueur, par des guides en téflon de 8 mm de largeur.

L'ensemble piston-cylindre est monté sur un support rigide assurant un bon centrage de la cellule par rapport au vérin et maintenant un bon alignement de l'ensemble, même lorsque les efforts transmis sont importants.

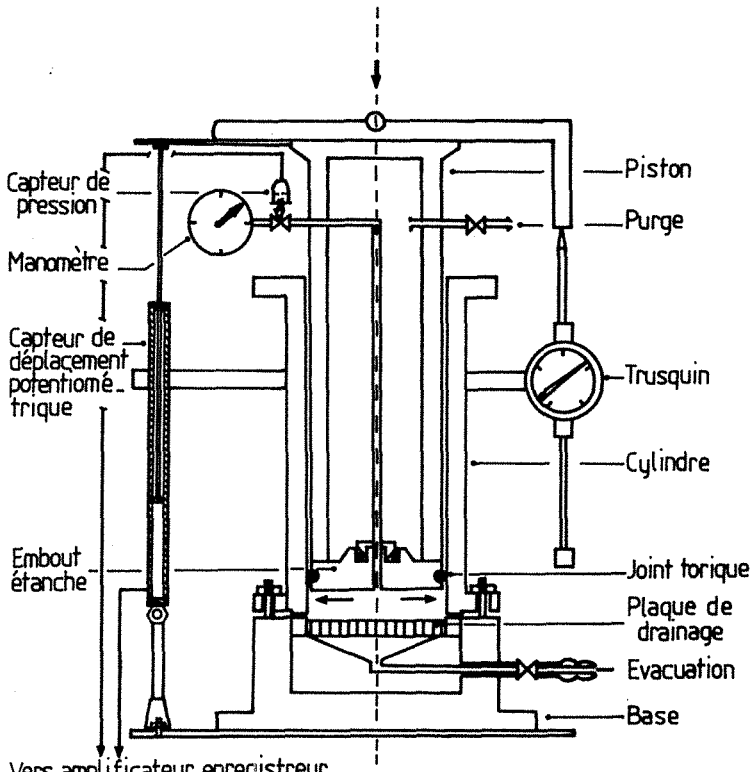
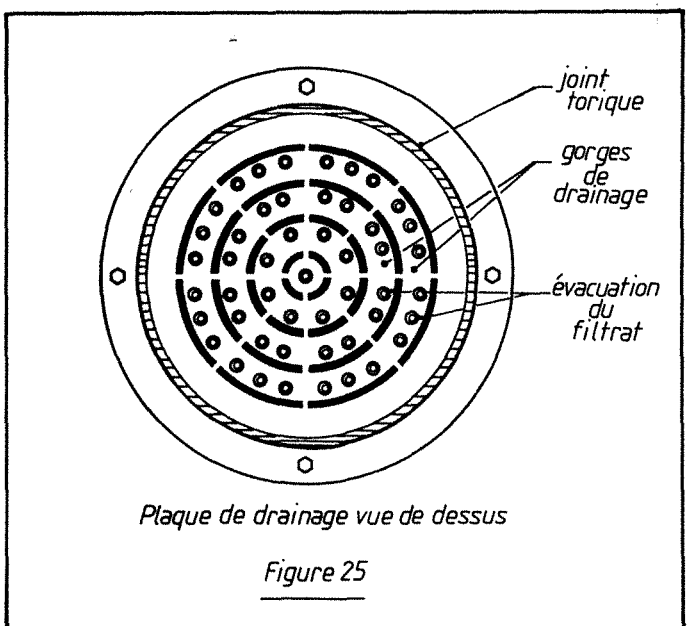


FIGURE 24 Cellule de filtration-compression



Plaque de drainage vue de dessus

Figure 25

- un trusquin de précision permet de mesurer au 1/20e de mm, la position de l'extrêmité inférieure du piston par rapport au support filtrant. On détermine ainsi, le volume de filtrat écoulé entre l'instant initial et le temps t, de même que l'on aura l'épaisseur du gâteau à tout moment, lors de la phase de compression. Cet instrument est doublé par un capteur de déplacement potentiométrique à haute résolution qui permet l'automatisation des mesures.

- un vérin pneumatique double effet possédant une course de 300 mm, ayant un diamètre de 127 mm et pouvant supporter une pression maximale de 10 bars, actionne le piston. Le rapport des sections vérin-piston étant de 2,23, la pression maximale dans la cellule pourra donc être de 22 bars.

Au cours de nos essais, nous nous sommes cependant limités à des pressions de l'ordre de 15 bars.

Un dispositif, constitué d'une bride tournante, monté en bout du vérin, permet le relevage du piston en fin d'opération.

L'air comprimé utilisé pour la manoeuvre du vérin, est préalablement filtré sur fritté en bronze, puis détendu à la pression souhaitée par l'intermédiaire d'un détendeur de précision et enfin lubrifié par pulvérisation d'huile de faible viscosité. La pression d'air est mesurée à 0,5 % à l'aide d'un manomètre métallique à tube de Bourdon.

Un robinet pneumatique à trois positions, permet la commande du vérin.

- un capteur de pression à membrane et un second manomètre permettent la mesure de la pression hydraulique au sein du cylindre par l'intermédiaire d'un conduit reliant l'embase du piston aux appareils de mesure.

- une double enveloppe ajustable autour du cylindre permet de réaliser des essais à différentes températures.

III.3. VERIFICATION EXPERIMENTALE DE LA VALIDITE DES MODELES TRADITIONNELS

31. Introduction
32. Nature des suspensions étudiées et supports filtrants

321. Les suspensions étudiées
322. Support filtrant

33. Procédure expérimentale
34. Résultats expérimentaux

341. Exploitation des résultats. Le tracé des courbes $U_c = f(\theta_c)$

35. Les courbes expérimentales de variation du taux de compression moyen en fonction du temps θ_c
36. Le modèle combiné de TERZAGHI-KELVIN-VOIGT

361. La compression des gâteaux obtenus par filtration. Profil sinusoïdal des pressions hydrauliques à travers le gâteau
362. La modélisation de la compression des boues floculées. Distribution linéaire des pressions hydrauliques à travers la couche soumise à la compression

37. Les modèles simplifiés de la déshydratation par compression

371. Introduction
372. Utilisation des modèles simplifiés à l'étude de la compression des boues "semi-solides"
373. Conclusion

38. Données complémentaires annexes
39. Conclusion
310. Références

3. VERIFICATION EXPERIMENTALE DE LA VALIDITE DES MODELES TRADITIONNELS

31. INTRODUCTION

Tout d'abord, dans le but d'approfondir nos connaissances scientifiques dans le domaine de l'élimination d'eau par pressage, nous avons étudié la *validité des modèles théoriques* décrivant de façon complète, le processus de déshydratation par compression mécanique. Ainsi, les expressions analytiques de TERZAGHI et GIBSON ont pu être testées sur des suspensions non floculées. Puis, le domaine d'application de ces relations analytiques a été élargi grâce à leur utilisation pour la modélisation du comportement à la compression, des boues floculées.

Certes, les expressions mathématiques complètes permettant la simulation des cinétiques de compression, constituent un support scientifique important pour le calcul prévisionnel des capacités potentielles des unités de pressage. Néanmoins, leur relative complexité les rend difficilement exploitables à l'échelle industrielle, ce qui constitue un barrage à la réduction de la part d'empirisme qui subsiste lors de l'application des techniques de pressage.

C'est la raison pour laquelle notre effort s'est porté, dans la seconde partie de cette étude, sur la recherche et l'adaptation de modèles simplifiés. Ainsi, nous avons pu vérifier la validité des modèles semi-théoriques adoptés par SHIRATO. Dans ce but, nous avons d'une part appliqué ces modèles très simples à la description du comportement des gâteaux de filtration à la déshydratation par compression, et d'autre part, nous avons pu décrire de façon complète et précise le comportement des boues floculées à l'opération de pressage.

Ces modèles simplissimes pourront faire l'objet d'un traitement numérique simplifié et, de ce fait, constituer un outil mathématique véritablement utilisable dans le cadre du calcul prévisionnel des unités de filtration-compression.

Ainsi, la modélisation a constitué l'essentiel de notre étude. Cette démarche purement mathématique, conduit parfois à des lourdeurs dans le développement des relations analytiques. Afin d'éviter cela, nous avons illustré ce travail de nombreuses figures et nous incitons le lecteur à juger de la validité des relations proposées, à partir de ces courbes.

32. NATURE DES SUSPENSIONS ETUDIEES ET SUPPORTS FILTRANTS

321. Les suspensions étudiées

Les suspensions de talc et de kaolin sont couramment utilisées par les constructeurs d'appareillages de filtration-compression, pour la simulation du comportement de certaines boues.

Nous avons également choisi, pour notre étude, ces deux matériaux dont voici les principales caractéristiques :

- Kaolin d'Arvor
  - . formule chimique : Al_2O_3, $2SiO_2$, $2H_2O$
  - . densité : d = 2,59.

A notre connaissance, seuls D. LECLERC et E. MINERY ont abordé la modélisation de la compression mécanique des boues floculées ; afin de poursuivre et de compléter cette étude, nous avons également étudié le comportement à la compression du kaolin floculé.

Le kaolin a été floculé dans les conditions suivantes :

- floculant : polyélectrolyte cationique F.0-107 (société FLOERGER)
- dose : 1 ‰ (1 kg/TMS).

Les essais de floculation ont été effectués en Jar Test, en deux étapes. Tout d'abord, mélangeage du polymère avec la suspension, sous une vitesse d'agitation de 180 tours/mn et ensuite, agitation à une vitesse de 80 tours/mn durant cinq minutes. Cette dernière étape assure le grossissement des flocs par coagulation des particules.

Le choix du conditionnement a été effectué conformément aux recommandations de la société FLOERGER concernant ce type de matériau. Nous avons pu vérifier de visu que la dose de 1 ‰ correspondait à un optimum du point de vue de la clarification et de la taille des flocs.

322. Support filtrant

Tous nos essais de filtration-compression ont été réalisés sur support millipore d'ouverture 8 µm.

La résistance du support déterminée lors de nos essais de filtration du talc à pression constante, a été évaluée à RS ≈ 8.10^8 sous 0,5 bar. Cette résistance à l'écoulement correspond à une épaisseur calculée de gâteau, obtenue par filtration d'une suspension de talc de teneur s = 0,002 sous 0,5 bar, de 0,005 en valeur relative. TILLER préconise une résistance du support correspondant à une épaisseur relative de gâteau comprise entre 0,02 et 0,15.

33. PROCEDURE EXPERIMENTALE

L'étude théorique de la déshydratation par compression mécanique nous a conduit, dans chaque cas considéré, aux expressions analytiques du taux de compression moyen U_c en fonction du temps de compression θ_c (cf. tableau récapitulatif, figure 21 page 62).

Cette grandeur exprime, à l'instant θ_c, le rapport de la diminution de l'épaisseur du gâteau ayant déjà eu lieu, à la diminution possible au bout d'un temps infini. Cette grandeur est tout à fait comparable à la notion d'efficacité de transfert ; son expression analytique est la suivante :

$$U_c = \frac{L_1 - L}{L_1 - L_\infty}$$

avec
- L_1 : épaisseur de la couche au début de la phase de compression
- L : épaisseur de la couche à l'instant θ_c
- L_∞ : épaisseur de la couche à $\theta_c = \infty$.

La variation du rapport U_c, en fonction du temps de compression, est directement accessible à partir de mesures effectuées sur la cellule de filtration-compression précédemment décrite. En effet, la cellule est équipée d'un trusquin de précision qui permet de repérer à chaque instant la position de l'embase du piston et de déterminer le volume de filtrat écoulé entre l'instant initial et le temps θ_f, ainsi que l'épaisseur du gâteau, à tout moment θ_c de la phase de compression. Ainsi, l'épaisseur L ou le volume de filtrat V_f peuvent être directement repérés ou enregistrés à l'aide d'un dispositif d'enregistrement automatique placé sur la cellule.

Comme nous le verrons, la détermination des épaisseurs L_1 et L_∞ est effectuée à partir des enregistrements expérimentaux $V_f = f(\theta_f)$ et $L = f(\theta_c)$ et des relations mathématiques que nous développerons ultérieurement.

Cette procédure nous permettra, à partir de la cellule de filtration-compression, de tracer les courbes expérimentales $U_c = f(\theta_c)$. Nous utiliserons cette méthode pour l'étude de la validité des modèles théoriques.

34. RESULTATS EXPERIMENTAUX

341. Exploitation des résultats. Le tracé des courbes $U_c = f(\theta_c)$

$$U_c = \frac{L_1 - L}{L_1 - L_\infty}$$

Pour le tracé des courbes donnant la variation de U_c en fonction du temps, il est nécessaire de déterminer l'épaisseur du gâteau au début de la compression, ainsi que l'épaisseur L_∞ de la couche infiniment comprimée.

Voici les traitements mathématiques des résultats expérimentaux conduisant à l'estimation de ces deux grandeurs.

3411. Détermination de l'épaisseur de la couche au début de la phase de compression (L_1)

En pratique, la phase de filtration s'achève lorsque le gâteau déposé occupe la totalité de la chambre du filtre. Dans ce cas, l'épaisseur maximale L_1 du gâteau obtenu en fin de phase de filtration, est donnée par la relation suivante :

$$L_1 = \omega \frac{(m-1)}{\rho} + \frac{1}{\rho_s}$$

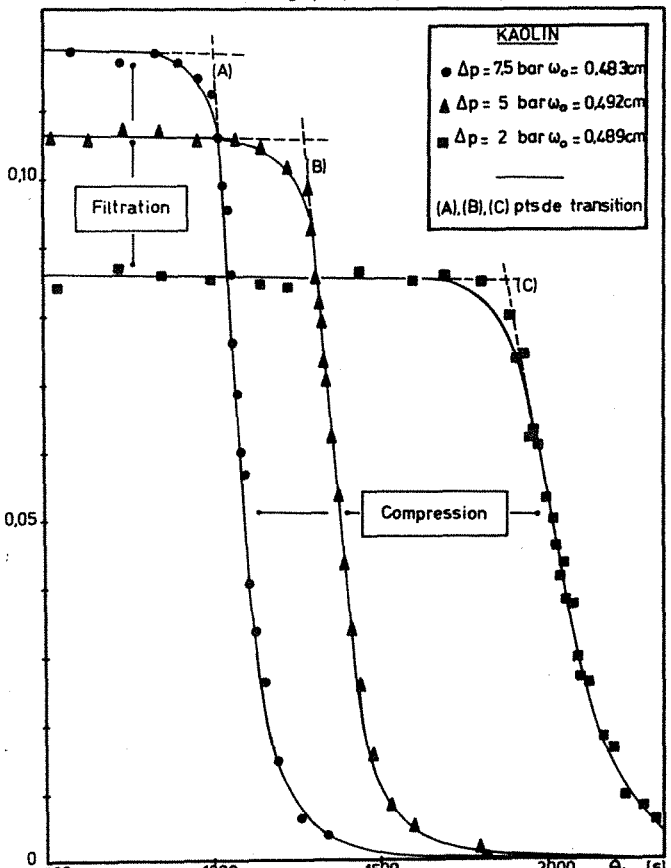
dans laquelle
- ω est la masse de solide sec par unité de surface filtrante
- m est le rapport moyen de la masse de gâteau humide à la masse de gâteau séché,
- ρ, ρ_s, masse volumique du filtrat et du solide.

Expérimentalement, l'épaisseur L_1 est déterminée à partir du point de transition (θ_1, L_1) obtenu graphiquement à l'aide du tracé de la courbe $-\Delta L/\Delta\sqrt{\theta_f}$ en fonction de θ_f. En effet, si l'on considère l'équation de RUTH, donnée par la relation (39), il apparaît clairement que le rapport $-\Delta L/\Delta\sqrt{\theta_f}$ est constant durant toute la phase de filtration. Une brusque décroissance de ce quotient met en évidence le point de transition (θ_1, L_1) entre les phases de filtration et de compression (figure 26(A),(B),(C)).

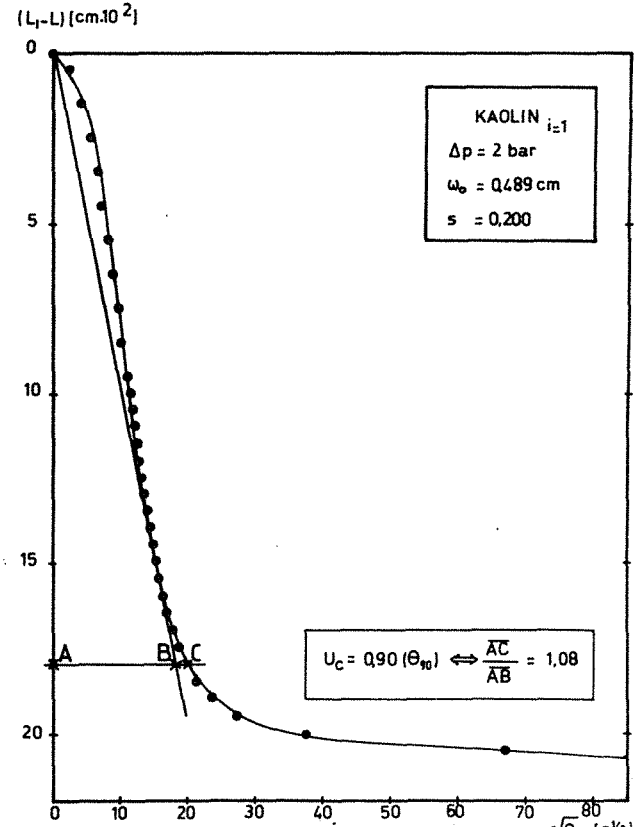
$$(V_f + V_o)^2 = K(\theta_f + \theta_o) \qquad (39)$$

- V_o est le volume de filtrat fictif nécessaire à la formation d'un gâteau de résistance équivalente à celle du support ;
- θ_o est le temps fictif de filtration correspondant à la formation de ce gâteau ;
- $V_f^o \equiv \Omega\Delta L$.

Détermination graphique du point de compression



Méthode graphique de détermination de l'épaisseur théorique de la couche infiniment comprimée



Dans le cas présent, nous avons vu (cf. chapitre III, paragraphe 322) que la résistance à l'écoulement du liquide du support utilisé était négligeable devant celle des gâteaux formés ; ainsi, θ_o et V_o n'interviennent pas et l'on peut écrire $V_f^2 = K.\theta_f$.

L'accord expérimental des considérations théoriques énoncées ci-dessus est illustré par la figure 26 qui donne, pour différentes suspensions et diverses pressions Δp, le tracé des courbes $(-\Delta L/\Delta\sqrt{\theta}) = f(\theta_{f,c})$.

La détermination du point de compression (θ_1, L_1) est effectuée à partir de l'intersection des deux droites caractérisant l'allure générale de cette courbe (figure 26).

Au début de la phase de compression, on observe expérimentalement une décroissance sensible de la pression hydraulique, celle-ci étant lue sur le manomètre, ou de façon équivalente par l'intermédiaire du capteur de pression (figure 24).

On suppose cependant que la pression exercée durant cette phase reste constante. Ceci est la base des fondements théoriques présentés.

3412. Détermination de l'épaisseur théorique finale L_2

L'ajustement des résultats expérimentaux aux modèles théoriques que nous avons commentés (formulaire 21, page 62) présente une difficulté puisqu'il y a, en première approximation, deux inconnues : l'épaisseur finale du gâteau et la variable C_e. Ces deux inconnues sont déterminées à partir des caractéristiques des courbes $U_c = f\sqrt{T_c}$ correspondant aux deux modèles (19) et (20) :

$$\boxed{U_c = 1 - \left(\exp - \frac{\pi^2}{4} \cdot T_c\right) \qquad \frac{L_1 - L}{L_1 - L_\infty} = U_c} \tag{19}$$

$$\boxed{U_c = 1 - \sum_{N=1}^{\infty} \left[\frac{8}{(2N-1)^2\pi^2} \exp\left(-\frac{(2N-1)^2\pi^2}{4} \cdot T_c\right)\right]} \tag{20}$$

L'épaisseur finale L_∞ n'est obtenue qu'après un temps infini de compression. Pour pallier cette difficulté, D.W. TAYLOR (1948) a proposé de substituer L_∞ par L_2, valeur théorique obtenue par la méthode dite de la "racine carrée du temps" et qui consiste à exploiter graphiquement les propriétés de la courbe théorique $U_c = f\sqrt{T_c}$.

L. SUKLJE rapporte clairement cette technique, dans son ouvrage référé à la fin de ce sous-chapitre.

De façon succincte, on peut expliciter la méthode à l'aide de la figure 27.

— Pour un profil sinusoïdal des pressions hydrauliques, c'est-à-dire une courbe $U_c = f\sqrt{T_c}$ en forme de S (19), on démontre que la tangente passant par l'origine intercepte la ligne d'abscisse $U_c = 0,9$ en définissant, conformément à la figure 27, des segments $\overline{AB}$ et $\overline{AC}$ dans un rapport donné par la relation (40).

$$\frac{\overline{AC}}{\overline{AB}} = 1,08 \qquad (40)$$

Cette caractéristique étant valable pour les courbes $(L_1-L) = f\sqrt{\theta_c}$ et ceci toujours pour $U_c = 0,90$, on pourra donc trouver L_2 par construction graphique en respectant (40).

L_2 est dans ce cas donné par :

$$L_2 = L_1 - \frac{(L_1-L)_{U_c=0,90}}{0,90}$$

De plus on sait que pour $U_c = 0,9$, on a $T_c = 0,933$. On peut donc déduire la seconde inconnue C_e à partir de (28).

$$T_c = i^2.C_e.\theta_c/\omega_o^2 \qquad \text{d'où } C_e = \frac{0,933.\omega_o^2}{i^2.\theta_{c,90}} \qquad (28)$$

En résumé, on peut associer les équations suivantes :

$$\boxed{\frac{\overline{AC}}{\overline{AB}} = 1,08 \quad \text{et} \quad C_e = \frac{0,933.\omega_o^2}{i^2.\theta_{c,90}}} \qquad (40)$$

— Pour un profil linéaire des pressions hydrauliques, des considérations analogues conduisent aux équations (41) :

$$\boxed{\frac{\overline{AC}}{\overline{AB}} = 1,15 \quad \text{et} \quad C_e = \frac{0,848.\omega_o^2}{i^2.\theta_{c,90}}} \qquad (41)$$

La grandeur L_2 est également obtenue par exploitation graphique des courbes expérimentales $(L_1-L) = f(\sqrt{\theta_c})$.

Précisons à cette occasion que la grandeur ω_o, étant la charge volumique en solide par unité de surface de drainage, son accès est direct à partir de la connaissance de la masse volumique du solide et des conditions opératoires.

Le tableau n° 5 permet d'établir une comparaison entre la valeur de L_∞ expérimentale et la valeur théorique L_2. Cette grandeur est supérieure à la valeur expérimentale ; nous attribuons cet écart à l'effet de compression secondaire qui n'intervient pas dans les formules analytiques (19) et (20) dont découlent les relations (40) et (41).

La valeur moyenne de (L_∞/L_2) obtenue est de 0,982 pour des couches d'épaisseur voisine de 1 cm. Lorsque l'épaisseur augmente, on note une diminution du rapport $(L_\infty/L_2) = 0,962$. Cette différence peut, une nouvelle fois, être attribuée à la consolidation secondaire dont l'influence sur l'ensemble du phénomène de compression, semblerait plus importante lorsque la couche comprimée est plus épaisse. Nous aurons l'occasion de reconsidérer plus complètement cette hypothèse.

Δp bar	s	ω_o cm	L_2 cm	L_∞ (cm)	L_∞/L_2
2	0,200	0,489	0,995	0,980	0,980
5	0,200	0,492	0,927	0,910	0,985
7,5	0,200	0,483	0,888	0,870	0,982
2	0,200	0,818	1,881	1,810	0,962

Tableau n° 5 (Kaolin non floculé)

Un calcul d'erreurs permet d'évaluer la précision avec laquelle le rapport L_∞/L_2 est calculé à partir des mesures de L_∞, L_1 et $(L_1-L)_{U_c=0,9}$.

L'erreur absolue sur les déterminations respectives de L_∞, L_1, L, est approximée à (1/4).(1/20e) de mm.

Dans ce cas, l'erreur relative sur le rapport L_∞/L_2 est environ :

$$\frac{\Delta(L_\infty/L_2)}{(L_\infty/L_2)} = 0,005$$

d'après le calcul de L_2 que nous venons de détailler et pour le cas : $\Delta P = 2$ bars ; $L_\infty = 0,98$ cm ; $L_1 = 1,195$ cm et $L_\infty/L_2 = 0,980$.

Dans le cas le plus défavorable où cette erreur serait doublée, le rapport L_∞/L_2 resterait très légèrement inférieur à 1 et conserverait les tendances que nous venons de mentionner.

Bien que le rapport L_∞/L_2 soit voisin de 1, nous avons choisi pour cette série d'essais, de prendre la valeur expérimentale L_∞ ; cette dernière donnant comme nous le verrons, des résultats très satisfaisants, dans l'étude complète du processus.

Néanmoins, la détermination de L_∞ est longue et nous préconisons, lors d'une application industrielle, l'utilisation de L_2 pour des calculs plus approchés du phénomène de compression primaire. Nous défaillerons ultérieurement d'autres méthodologies tenant compte des limites temporelles du processus industriel.

35. LES COURBES EXPERIMENTALES DE VARIATION DU TAUX DE COMPRESSION MOYEN EN FONCTION DU TEMPS θ_c

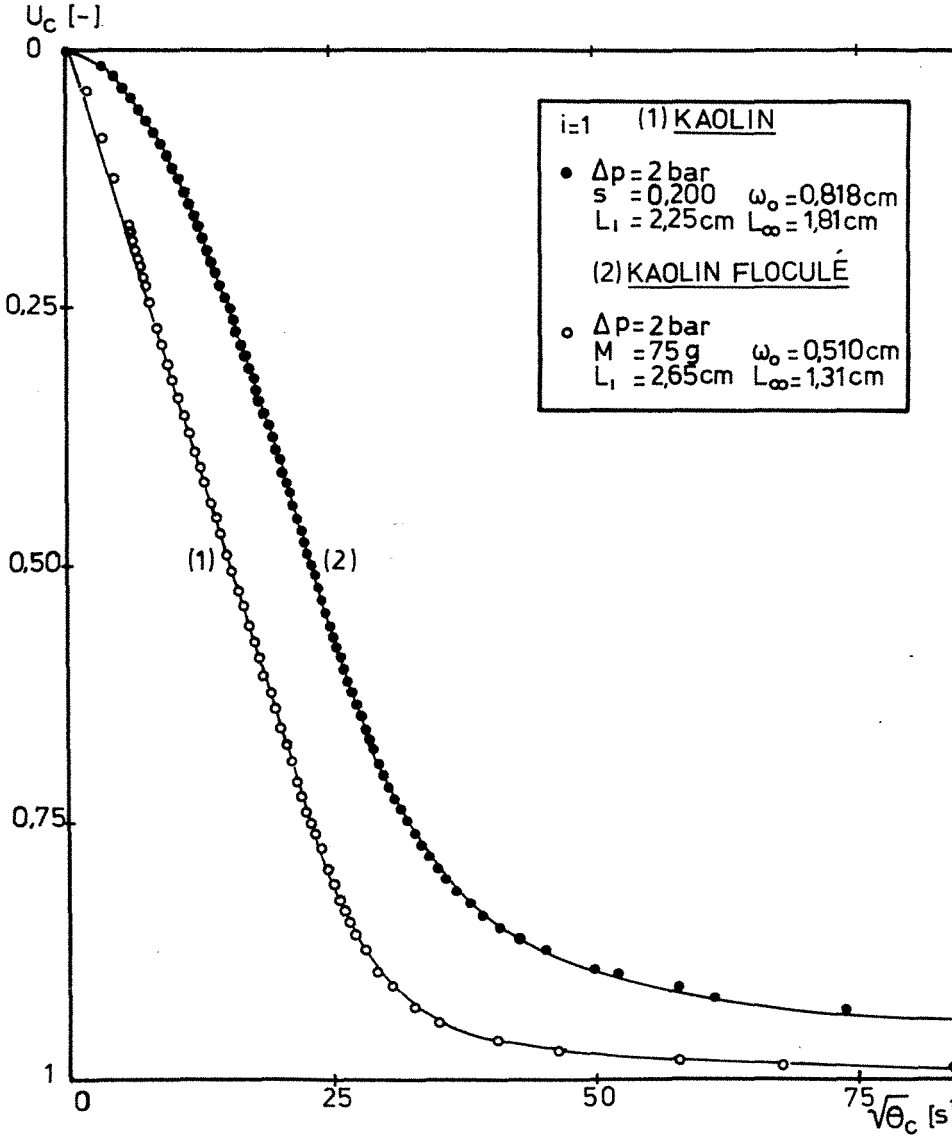
Généralités

La figure 28 donne deux exemples de courbes expérimentales $U_c = f(\sqrt{\theta_c})$ pour le kaolin floculé et non floculé ; la différence fondamentale entre ces deux courbes réside dans leur forme respective.

Le kaolin non floculé présente une courbe de compression en forme de S. Ainsi, comme le prévoient les expressions analytiques concernant la compression des gâteaux obtenus par filtration, l'opération de filtration-compression du kaolin non floculé conduit à une distribution initiale sinusoïdale des pressions hydrauliques à travers la couche.

FIGURE 28

Les deux formes caractéristiques des courbes $U_c = f\sqrt{T_c}$
Gâteaux de filtration _ Boues semi-solides



On peut d'ores et déjà noter une cinétique de déshydratation plus grande pour le kaolin floculé. Nous aurons l'occasion de commenter cette tendance plus longuement.

La compression des boues floculées de kaolin présente une variation linéaire du taux de compression en fonction du temps durant la phase de déshydratation primaire. Ceci nous conduit à penser que le comportement du kaolin floculé est analogue à celui des boues "semi-solides". Cette hypothèse est renforcée par le fait que la floculation du kaolin conduit à une sédimentation rapide des flocs ; ainsi, les opérations de compression ont, dans ce cas, été effectuées sur la boue obtenue en éliminant le surnageant par simple égouttage. Dans ce cas, nous avons substitué la notation s par la notation M désignant la masse de solide sec mise en jeu au cours de l'opération de compression.

La vérification de cette hypothèse et la modélisation des courbes de compression du kaolin floculé a constitué l'originalité de cette première série d'essais.

Ainsi, des essais de compression sur le kaolin non floculé nous permettrons d'étudier la validité des modèles concernant la consolidation des gâteaux de filtration. D'autre part, la modélisation des courbes de compression du kaolin floculé nous conduira à élargir le domaine d'application des expressions analytiques concernant les boues "semi-solides".

36. LE MODELE COMBINE DE TERZAGHI-KELVIN-VOIGT LA VALIDITE DES EXPRESSIONS ANALYTIQUES ET LA MODELISATION DE LA COMPRESSION DES BOUES FLOCULEES

361. La compression des gâteaux obtenus par filtration. Profil sinusoïdal des pressions hydrauliques à travers le gâteau

3611. Introduction

Durant la dernière décennie, les expressions analytiques de la théorie de la consolidation ont été complétées et affinées de manière à apporter une plus grande précision dans le calcul prévisionnel.

Nous apprécierons, à travers cette étude expérimentale de la déshydratation des gâteaux obtenus par filtration, la précision supplémentaire apportée par cette évolution. Ainsi, nous jugerons de la validité des expressions théoriques.

Initialement, le modèle de TERZAGHI avait été développé pour décrire la phase de compression primaire, seule phase de compression réellement envisagée à cette époque. Nous verrons qu'effectivement, ce modèle se limite à la prévision de cette phase initiale de compression.

Grâce aux apports théoriques issus de la combinaison des modèles rhéologiques de TERZAGHI-KELVIN-VOIGT, la phase de compression est envisagée et décrite en deux étapes simultanées. En effet, les éléments de KELVIN-VOIGT permettent d'introduire la notion de compression secondaire.

Nous verrons que ce modèle combiné par TAYLOR permet effectivement le calcul prévisionnel des deux phases de compression avec une bonne précision.

Nous rappelons les deux expressions analytiques relatives à la déshydratation par compression des gâteaux de filtration.

$$\boxed{U_c = 1 - \exp\left(-\frac{\pi^2}{4}\frac{C_e i^2}{\omega_o^2} \cdot \theta_c\right) \qquad \frac{L_1 - L}{L_1 - L_\infty} = U_c} \tag{19}$$

$$\boxed{U_c = 1 - (1-B)\exp\left(-\frac{i^2\pi^2 C_e}{4\omega_o^2} \cdot \theta_c\right) - B\exp(-\eta\theta_c)} \tag{26}$$

3612. Présentation des résultats

Les figures 29, 30 et 31 donnent l'ensemble des essais que nous avons effectués, afin d'étudier le domaine d'utilisation du modèle initialement formulé par TAYLOR.

La figure 29 traduit l'évolution de la cinétique du processus de compression avec l'épaisseur du gâteau.

La figure 30 illustre le comportement du kaolin à la déshydratation par pressage, sous différentes pressions Δp.

La figure 31 donne, pour différentes pressions et diverses concentrations de la suspension initialement filtrée, l'allure des courbes de compression.

On peut déjà souligner que la charge est un facteur important d'accroissement de la cinétique de déshydratation (figure 29), tandis que la pression joue un rôle moindre sur cet aspect (figure 30).

3613. Exploitation des résultats

Pour obtenir les valeurs analytiques de U_c donné par la relation (26), il est nécessaire de calculer les grandeurs caractéristiques de la compression secondaire B et η, ainsi que le coefficient de consolidation primaire C_e. Pour les grandes valeurs de θ_c, étant donné que $\eta << C_e\ (i\pi/2\omega_o^2)$, l'équation (26) s'écrit :

$$U_c \simeq 1 - B\exp(-\eta\theta_c)$$

Ainsi, les valeurs de B et η peuvent être déterminées à partir des résultats expérimentaux, en traçant la courbe $\ln(1-U_c) = f(\theta_c)$.

La figure 32 montre la détermination graphique de ces deux grandeurs.

Connaissant B et η, il est alors possible, à partir de l'expression corrigée du taux de compression moyen, de déterminer le coefficient de compression primaire C_e.

Un remaniement de l'équation analytique complète (26) permet d'exprimer U_c, qui devient $(U_c)_{corr}$, uniquement en fonction des caractéristiques de la compression primaire.

Figure 29

Influence de la charge

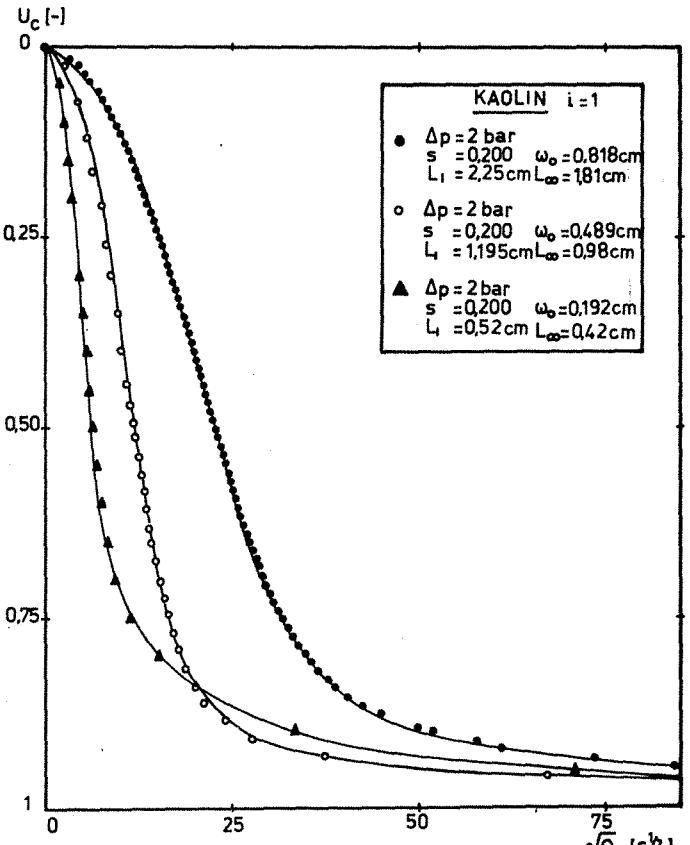


Figure 30

Influence de la pression appliquée

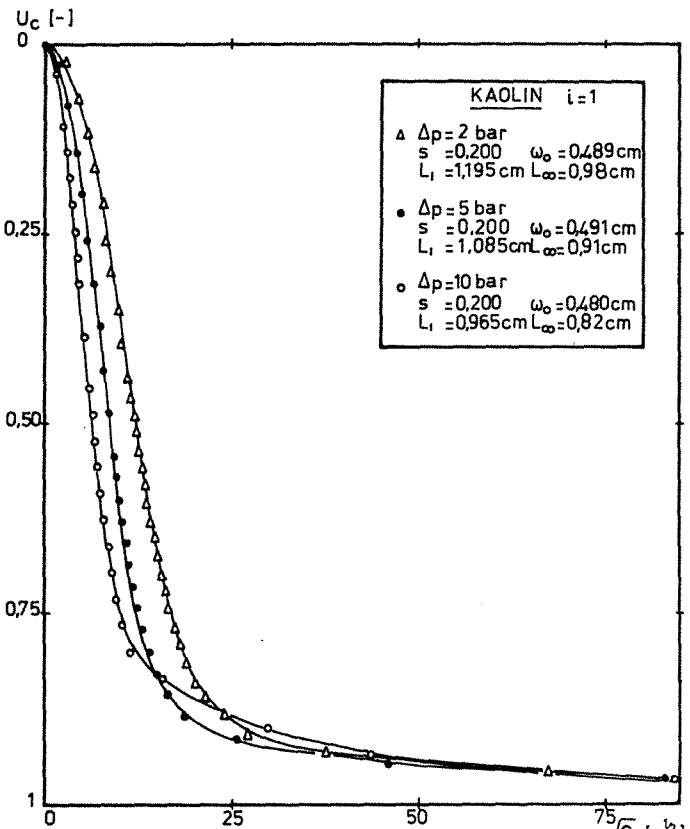
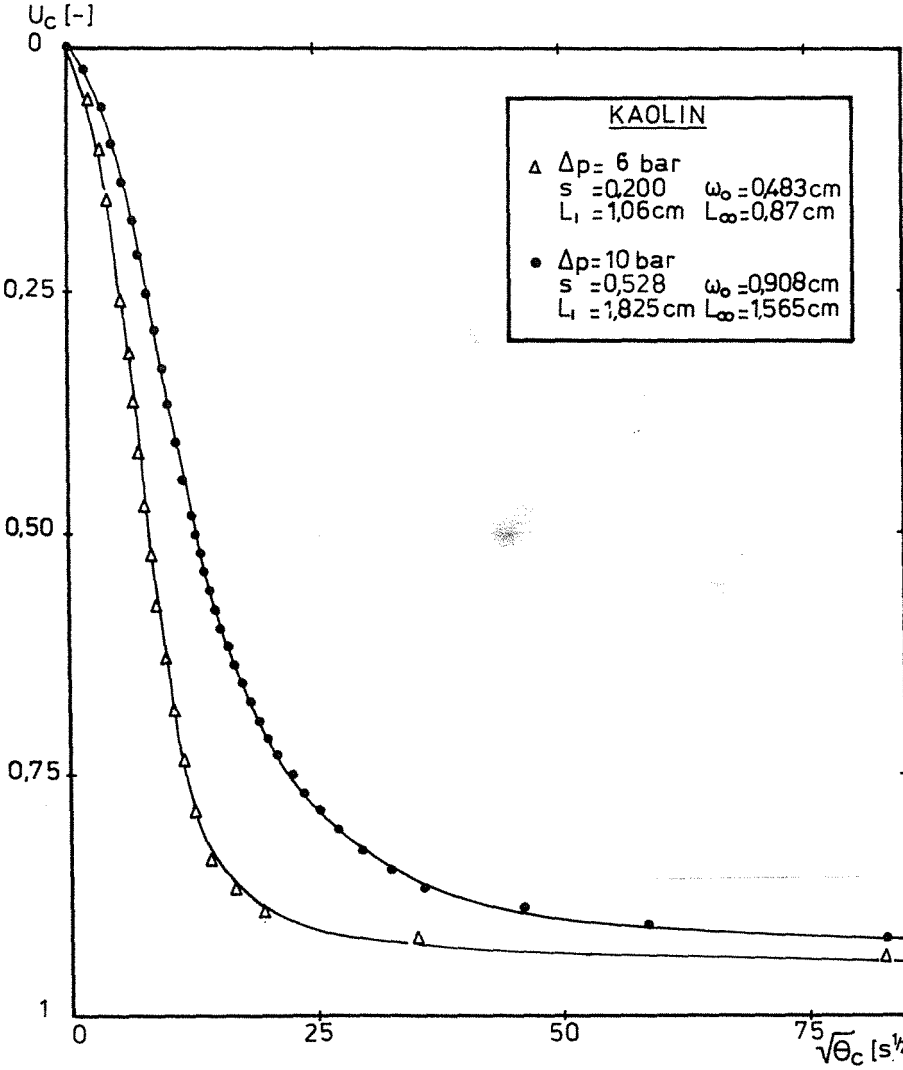


Figure 31

Influence de la teneur initiale de la suspension



En exploitant l'expression ainsi obtenue, l'accès à ces paramètres devient possible.

$$(U_c)_{corr} = \frac{(L_1-L)-B(L_1-L_2).\left[1-\exp(-\eta.\theta_c)\right]}{(1-B)(L_1-L_2)}$$

$$(U_c)_{corr} = 1 - \exp\left(-\frac{i^2\pi^2 C_e}{4\omega_o^2}.\theta_c\right) \qquad (42)$$

Cette équation exprimant le taux de compression corrigé est analogue à l'équation initiale (19), issue du modèle de TERZAGHI dans lequel n'intervient pas la phase de compression secondaire.

La valeur du coefficient C_e peut alors être déterminée de deux façons équivalentes :

- la première est illustrée par la figure 32 et consiste à tracer la droite $\ln\left[1-(U_c)_{corr}\right]$ en fonction de θ_c ;
- la seconde consiste à calculer, à partir de la courbe $(U_c)_{corr} = f(\sqrt{\theta_c})$, (figure 33), la valeur de C_e à l'aide de la relation (40) :

$$C_e = \frac{0{,}933\ \omega_o^2}{i^2\theta_{90}}$$

Dans l'exemple traité figures 32 et 33, on aboutit par :

- la première méthode, à $C_e = 4{,}2.10^{-4}\ cm^2.s^{-1}$ (fig. 32)
- la seconde méthode, à $C_e = 4{,}4.10^{-4}\ cm^2.s^{-1}$ (fig. 33)

Ces deux valeurs dans le cas choisi sont assimilables. Une évaluation succincte de l'erreur conduit à placer ces deux valeurs dans le même intervalle.

La précision de l'une ou l'autre de ces deux méthodes dépend fortement de l'importance de la compression secondaire.

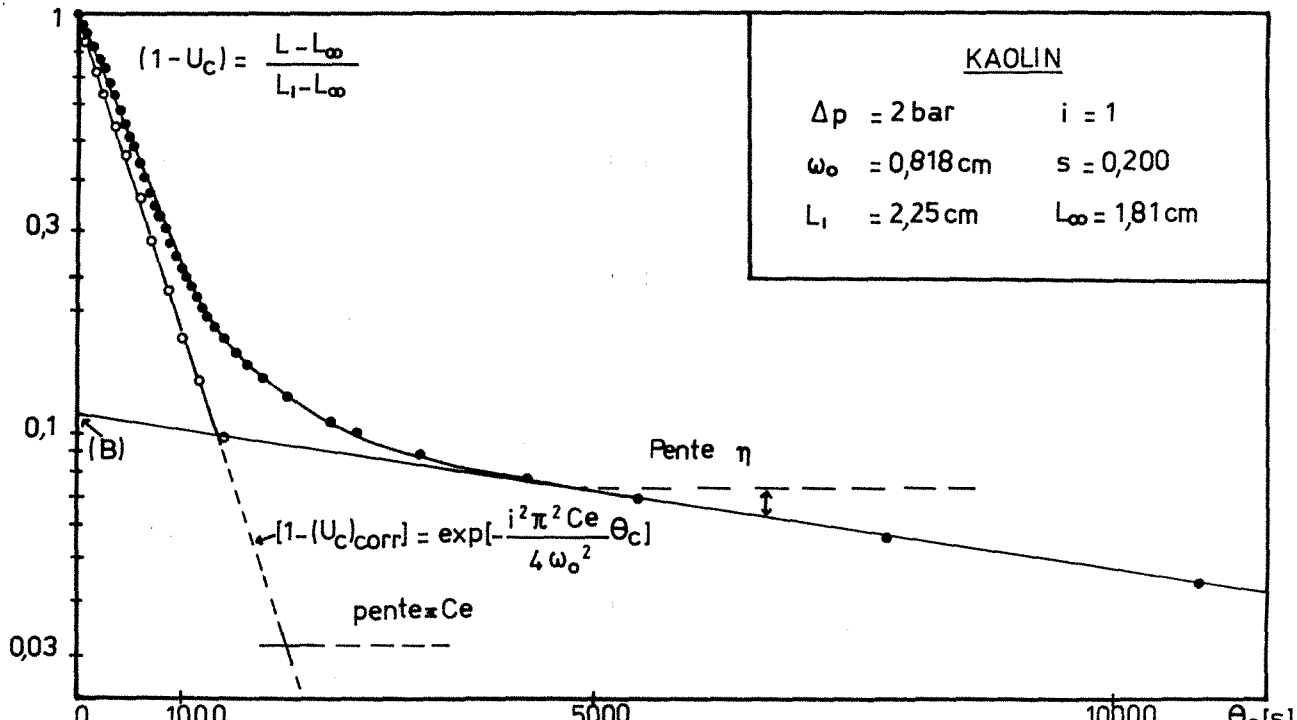
La connaissance des trois grandeurs B, η et C_e permet alors la modélisation des courbes expérimentales.

3614. La validité du modèle de TERZAGHI-VOIGT

La figure 34a nous permet de comparer les résultats expérimentaux à la modélisation, à partir de l'équation analytique (26). L'accord est parfait et l'on constate que le modèle de TERZAGHI-VOIGT permet avec une grande précision, la prévision des courbes de compression des gâteaux obtenus par filtration.

Les figures 33 et 34b nous permettent également d'apprécier la précision supplémentaire apportée par la contribution des éléments du modèle de KELVIN-VOIGT au modèle initial de TERZAGHI.

FIGURE 32



Détermination graphique des caractéristiques de la consolidation secondaire (B, η) et du coefficient de compression primaire Ce

FIGURE 33

Détermination du coefficient de compression primaire

La validité du modèle de Terzaghi_Voigt_Kelvin

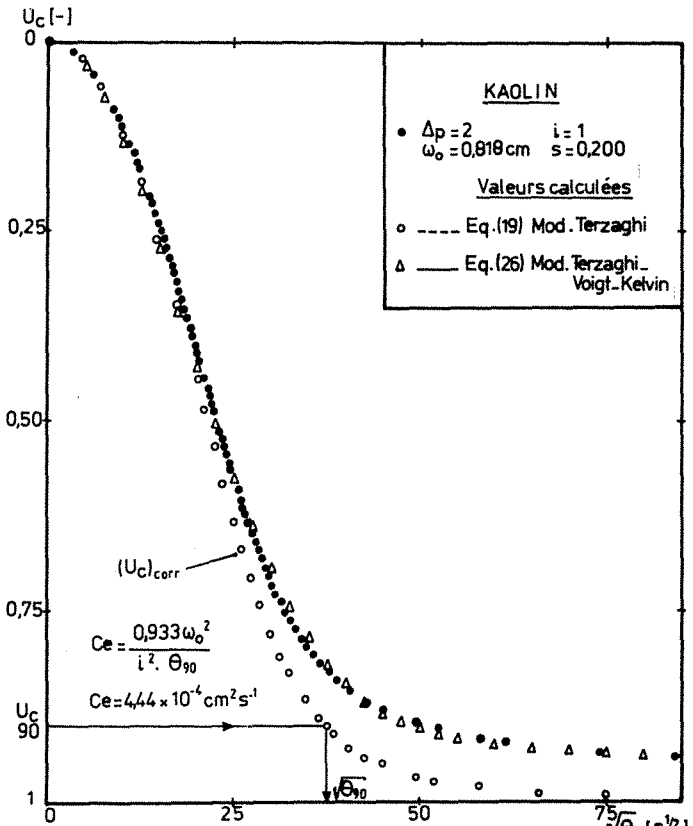
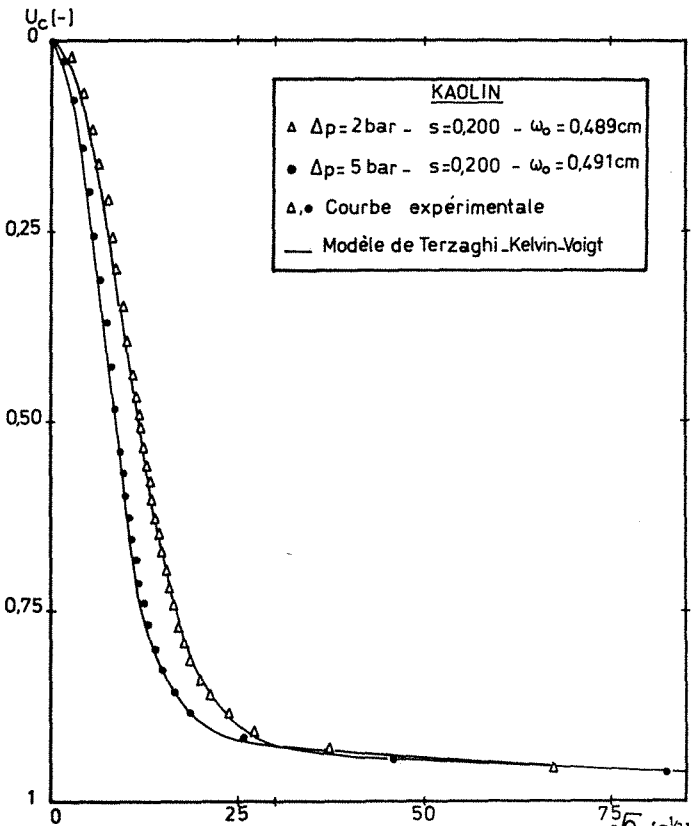


FIGURE 34a

Validité du modèle de Terzaghi_Kelvin_Voigt



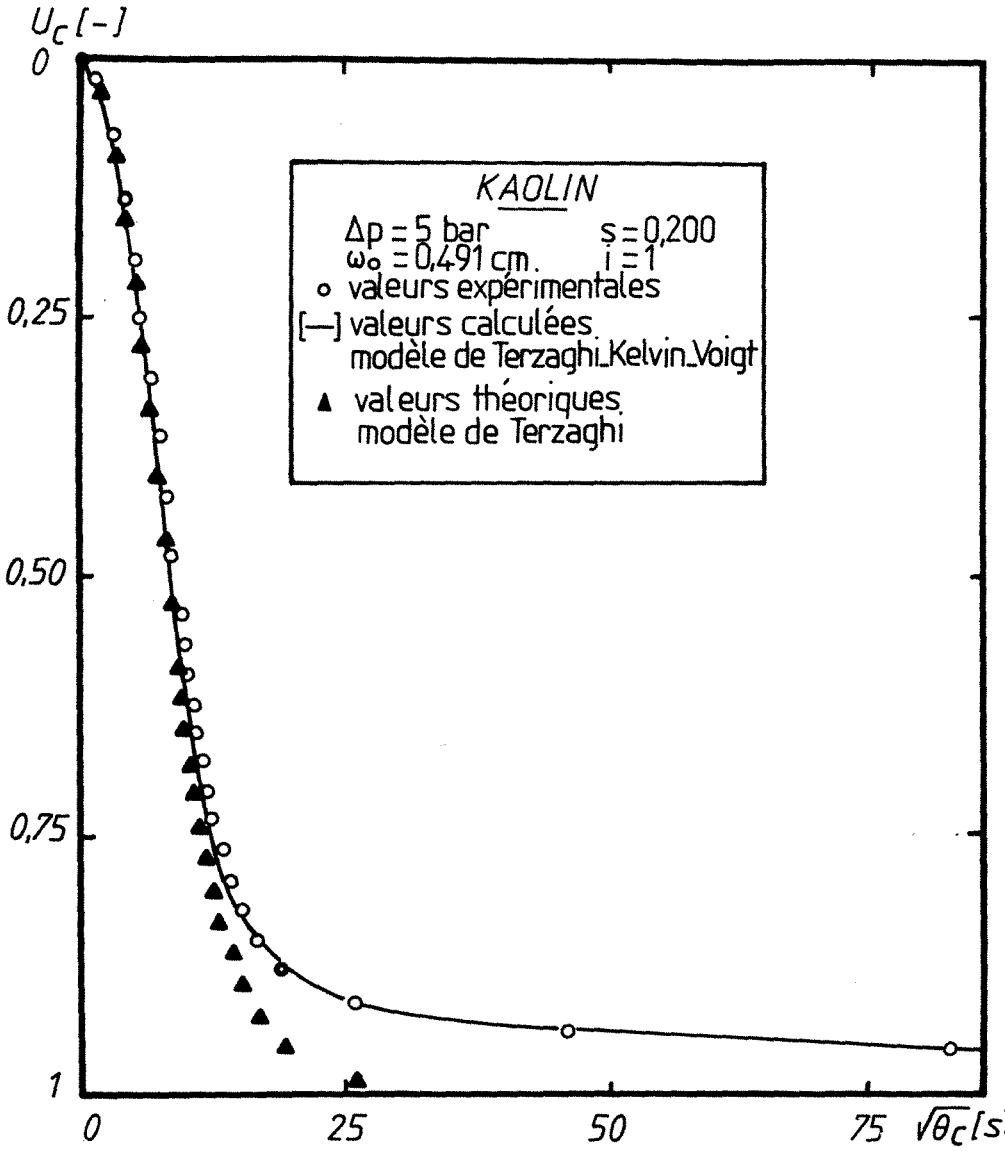

U_c [-]
0
0,25
0,50
0,75
1
0
25
50
75
$\sqrt{\theta_c}$ [s½]
KAOLIN
Δp = 5 bar
s = 0,200
ω₀ = 0,491 cm.
i = 1
o valeurs expérimentales
[—] valeurs calculées, modèle de Terzaghi_Kelvin_Voigt
▲ valeurs théoriques, modèle de Terzaghi

Figure 34b

CONCLUSION

Ainsi, le modèle de TERZAGHI permet une bonne prévision de la phase de compression primaire. Il est néanmoins indispensable, pour une étude plus approfondie du processus, *d'introduire les considérations théoriques apportées et exploitées plus tard par TAYLOR et GIBSON et qui, nous le rappelons, sont fondée sur l'association des corps idéaux de TERZAGHI et de KELVIN-VOIGT.*

3615. Influence de l'épaisseur de gâteau sur l'élimination d'eau par pressage

Plutôt que d'alourdir le texte par une description numérique détaillée, nous avons préféré illustrer l'influence de ce paramètre par deux figures.

La figure 29 montre l'évolution de la cinétique du processus avec l'épaisseur de la couche.

La figure 35 complète cette description en montrant que la compression sous 10 bars d'un gâteau d'épaisseur voisine de 1 cm, est équivalente, du point de vue cinétique, à la compression sous 2 bars d'un gâteau d'environ 5 mm d'épaisseur.

362. La modélisation de la compression des boues floculées. Distribution linéaire des pressions hydrauliques à travers la couche soumise à la compression

3621. Introduction

L'objectif principal de cette série de manipulations consiste à vérifier l'hypothèse de base que nous avions faite, suite à l'observation des courbes $U_c = f\sqrt{\theta_c}$ (cf. figure 28). Cette hypothèse nous a conduit à attribuer aux boues floculées un comportement à la compression identique aux boues "semi-solides".

C'est à partir des équations (20) et (27), décrivant la cinétique du phénomène de compression, dans le cas d'une distribution initiale linéaire des pressions hydrauliques, que nous avons confirmé cette observation.

Ainsi, la modélisation du comportement des boues floculées, initialement abordée par D. LECLERC, a pu être complétée et approfondie.

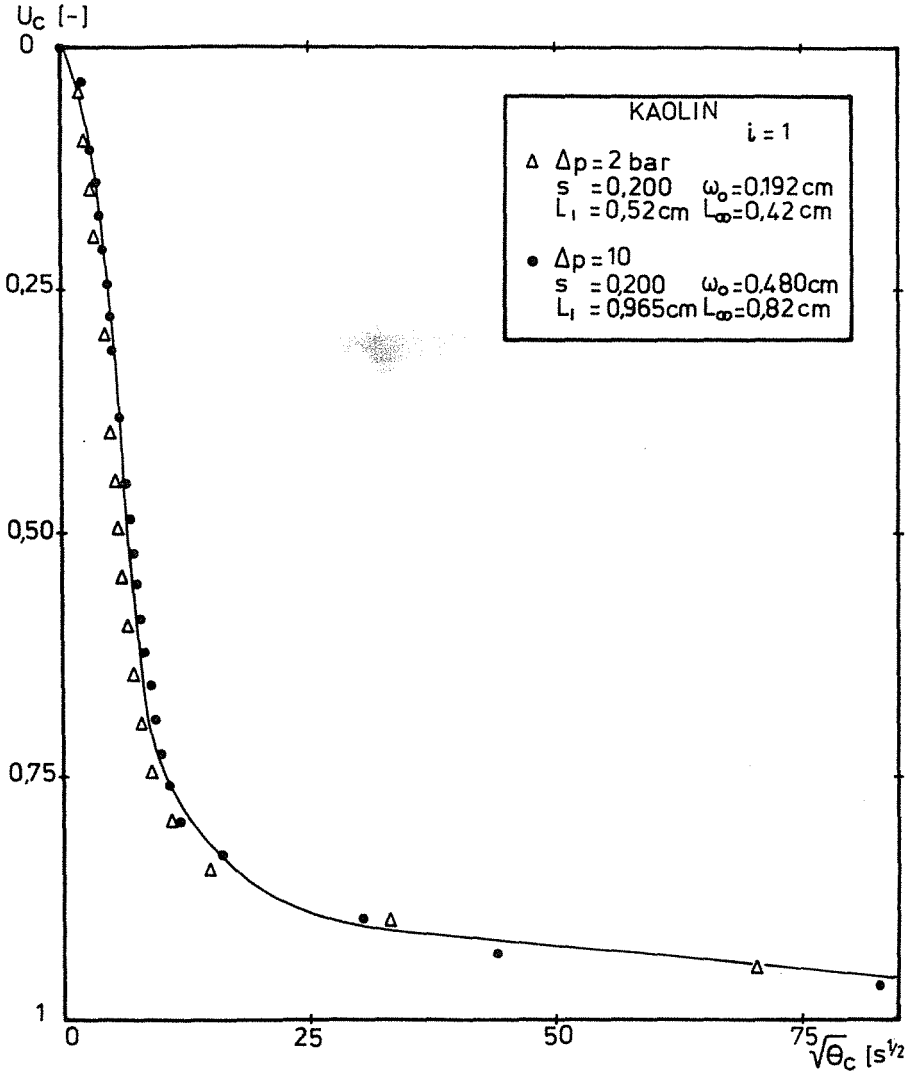
A notre connaissance, *seuls nos travaux ont permis d'aboutir à une modélisation du comportement des boues floculées à l'élimination d'eau par pressage.* C'est en ce sens que cette étude constitue une originalité.

Nous rappelons les deux équations ayant permis d'étudier la validité du modèle de TERZAGHI-KELVIN-VOIGT et d'élargir son domaine d'application.

$$U_c = B\left[1-\exp(-\eta\theta_c)\right] + (1-B) \cdot \left[1 - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{8}{\pi^2(2N-1)^2} \exp\left(-\frac{(2N-1)^2 i^2 \pi^2 C_e}{4\omega_o^2} \cdot \theta_c\right)\right] \qquad (27)$$

FIGURE 35

Influence de l'épaisseur du gateau soumis à la compression



$$U_c = 1 - \sum_{N=1}^{\infty} \left[\frac{8}{(2N-1)^2\pi^2} \exp\left(- \frac{(2N-1)^2\pi^2}{4} \cdot \frac{C_e i^2}{\omega_o^2} \cdot \theta_c \right) \right] \qquad (20)$$

3622. Présentation des résultats

Les essais visant à aboutir à la modélisation de la déshydratation par compression des boues floculées, sont illustrés par les figures 36, 37 et 38.

La figure 36 donne l'évolution de la cinétique de déshydratation en fonction de la pression Δp.

La figure 37 met en évidence l'influence de l'épaisseur initiale de boue soumise au pressage.

Chacun des essais a été effectué plusieurs fois, afin de tester la reproductibilité des mesures. La figure 38 illustre cette démarche.

Un calcul d'erreur permet d'évaluer la précision avec laquelle U_c est calculé à partir des mesures de L, L_∞ et L_1. $U_c = (L_1-L)/(L_1-L_\infty)$ d'où :

$$-\frac{dU_c}{U_c} = \frac{d(L_1-L)}{(L_1-L)} - \frac{d(L_1-L_\infty)}{(L_1-L_\infty)}$$

$$-\frac{\Delta U_c}{U_c} = \frac{\Delta(L_1-L)}{(L_1-L)} - \frac{\Delta(L_1-L_\infty)}{(L_1-L_\infty)}$$

$$-\frac{\Delta U_c}{U_c} = \frac{\Delta L_1}{(L_1-L)} + \frac{\Delta L}{(L_1-L)} + \frac{\Delta L_1}{L_1-L_\infty} + \frac{\Delta L_\infty}{L_1-L_\infty}$$

Pour $U_c = 0,5$, $L_1 = 1,085$ cm , $L_\infty = 0,91$ cm, on aboutit à une précision voisine de 2 %, en prenant en première approximation, une erreur absolue équivalente sur les grandeurs L, L_1 et L_∞ et égale à 0,025/2 en mm.

623. Exploitation des résultats

Dans le cas des boues "semi-solides", la méthode d'exploitation des résultats est analogue à celle que nous avons exposée au paragraphe III.361.

6231. Recherche des caractéristiques de la phase de compression secondaire

Dans un premier temps, il s'agit de rechercher les valeurs de η et B, caractéristiques de la compression secondaire. La cinétique de déshydratation par compression secondaire étant beaucoup plus lente que la vitesse d'élimination d'eau par compression primaire, on peut encore écrire l'inégalité $\eta \ll C_e\ (i\pi/2\omega_o)^2$.

FIGURE 36

Incidence de la pression

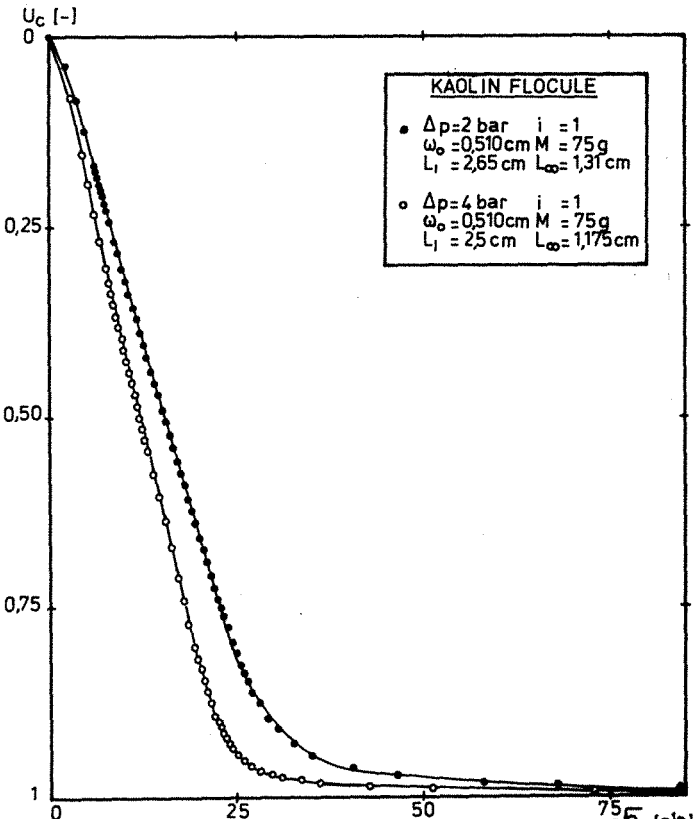


Figure 37

Influence de la charge sur la cinétique de déshydratation

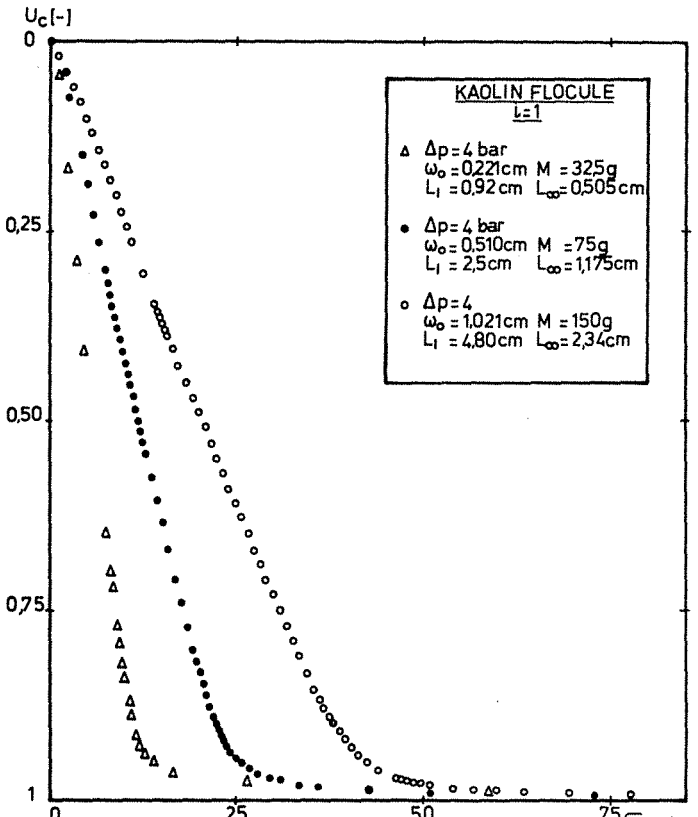
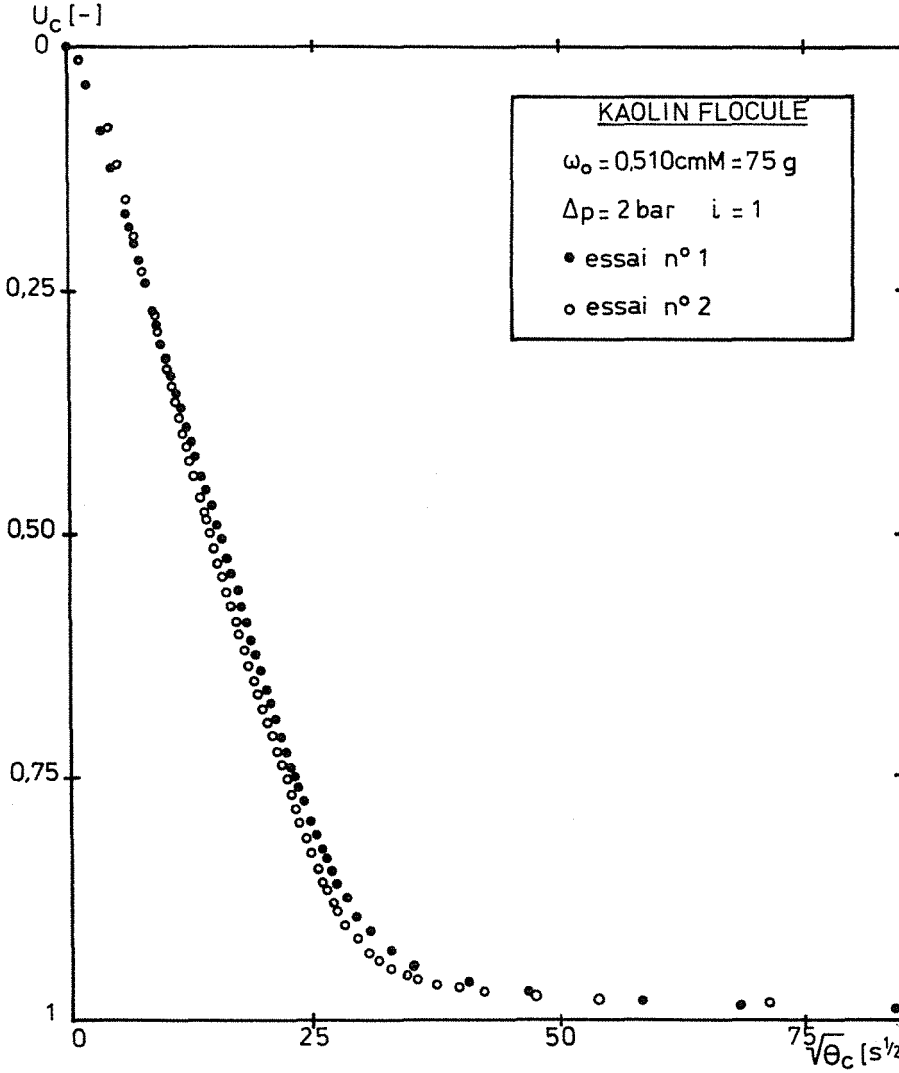


Figure 38

Reproductibilité des essais de compression



Ainsi, l'expression du taux de compression moyen devient : $U_c \simeq 1-B\exp(-\eta\theta_c)$, et le tracé de la courbe $\ln(1-U_c) = f(\theta_c)$ conduit aux valeurs de η et B, comme l'indique la figure 32.

6232. Détermination du coefficient de compression primaire C_e

Pour cela, on utilise la relation (41) donnant l'expression de C_e en fonction du temps de compression corrigé $(\theta_{90})_{corr}$, nécessaire pour obtenir un taux de compression corrigé égal à 90 %. Dans ce cas, l'expression du taux de compression corrigé s'écrit :

$$(U_c)_{corr} = \frac{(L_1-L) - B(L_1-L_2)\left[1-\exp(-\eta\theta_c)\right]}{(1-B)(L_1-L_2)} \qquad (42)$$

$$(U_c)_{corr} = 1 - \sum_{N=1}^{\infty}\left[\frac{8}{(2N-1)^2\pi^2}\exp\left(-\frac{(2N-1)^2\pi^2}{4}\cdot\frac{C_e i^2}{\omega_o^2}\cdot\theta_c\right)\right]$$

Ainsi, θ_{90} est déterminé sur la courbe $(U_c)_{corr} = f(\theta_c)$ et le coefficient de compression C_e est obtenu en appliquant la relation (41) :

$$C_e = \frac{0{,}848\omega_o^2}{i^2\,\theta_{90}}$$

L'équation (42) est identique à l'équation (20) issue du modèle de TERZAGHI, dans laquelle n'intervient pas le phénomène de consolidation secondaire. Cette considération est en accord avec la méthodologie de recherche du coefficient C_e puisqu'il s'agit, dans cette procédure, de s'affranchir de l'effet de consolidation secondaire afin d'utiliser, avec une bonne précision, la relation (41) établie initialement à partir de l'équation (20).

Remarque. Cette procédure de détermination du coefficient C_e peut être raccourcie dans le cas où la fraction de consolidation due à la compression secondaire, est très faible par rapport à la fraction due à la compression primaire. En effet, dans ce cas, la détermination de C_e peut être effectuée directement à partir de la relation (41), en utilisant la valeur de θ_{90} obtenue sur la courbe $U_c = f(\sqrt{\theta_c})$.

Dans le cas présent, cette seconde méthodologie a été utilisée avec succès.

CONCLUSION

La connaissance des valeurs de B, η et C_e nous permet donc d'envisager maintenant la modélisation de la compression des boues floculées.

3624. L'utilisation du modèle combiné de TERZAGHI-VOIGT à la simulation du comportement des boues floculées à la compression

Afin d'envisager d'une façon aussi complète que possible la modélisation du comportement des boues floculées, nous avons utilisé les deux expressions analytiques complètes (26) et (27) pour le calcul prévisionnel des courbes $U_c = f(\sqrt{\theta_c})$. En effet, D. LECLERC et E. MINERY ont montré que la simulation du comportement à la déshydratation par pressage de certaines boues floculées pouvait être envisagée à partir de l'équation (26) précédemment développée. Nous rappelons que cette équation est applicable dans le cas d'une distribution sinusoïdale des pressions hydrauliques.

36241. Utilisation de l'expression analytique (26)

Les figures 39 et 40 permettent de considérer, avec plus d'exactitude, la validité de cette expression analytique dans le cas des boues floculées.

Ainsi, la figure 39 met en évidence une différence fondamentale entre la forme respective de la courbe expérimentale et de la courbe calculée à partir de l'équation. Il apparaît clairement qu'à la pression considérée, l'expression analytique (26) qui conduit à une courbe en forme de S, ne convient pas pour décrire le processus complet de déshydratation. En effet, les boues floculées ont un comportement à la compression plus proche des boues "semi-solides" que des gâteaux formés par filtration.

Néanmoins, la figure 40 permet d'émettre une restriction à cette considération. En effet, à une pression plus élevée, il apparaît, bien que la différence de forme entre les deux courbes persiste, que la modélisation à l'aide de l'équation (26) conduise à une simulation acceptable du processus. Comme nous le verrons ultérieurement, l'équation (26) étant plus facile d'utilisation que la relation (27), ceci conduirait à une simplification dans le calcul prévisionnel.

Ces deux considérations renforcent notre hypothèse de base, à savoir que les boues floculées ont un comportement similaire aux boues semi-solides caractérisées par des courbes $U_c = f(\sqrt{\theta_c})$ linéaires pour les petites valeurs du temps de compression.

36242. Modélisation à partir de l'expression analytique (27)

L'accord entre la courbe expérimentale et la courbe théorique issue de l'équation analytique complète (27) est illustré par les figures 39 et 41 .

Le traitement numérique de l'équation (27) a été effectué sur calculatrice programmable. Il s'avère qu'une précision correcte peut être obtenue pour une valeur de N minimale égale à 10. En effet, dans ce cas, la somme :

$$\sum_{N=1}^{\infty} \frac{8}{\pi^2(2N-1)^2}$$

est égale à 0,9798, alors que cette dernière tend vers 1 pour $N = \infty$.

Pour plus de sécurité, nous avons travaillé dans les différents cas étudiés, avec la valeur $N = 50$.

Figure 39

Simulation des courbes de compression des boues floculées

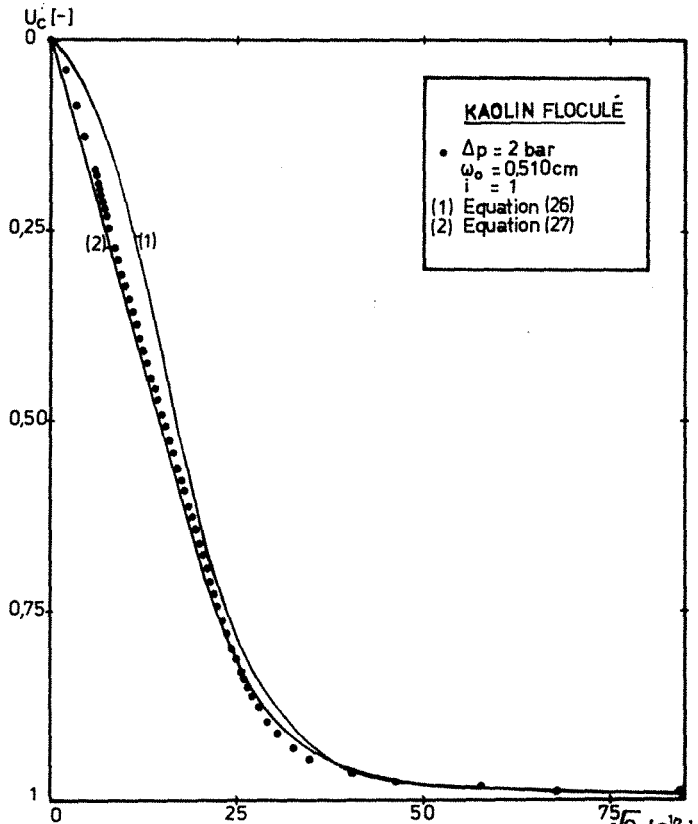
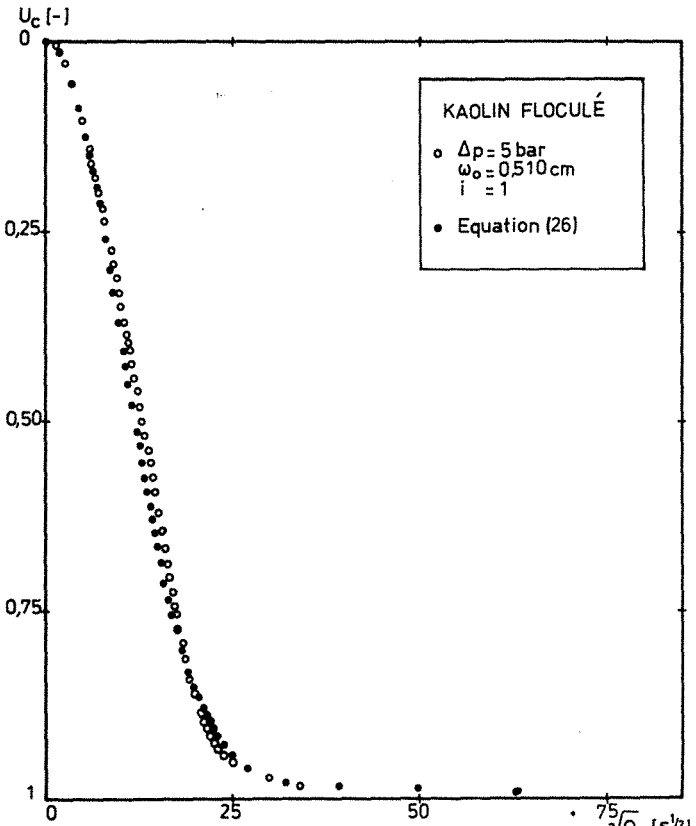


Figure 40

Simulation, à partir de l'équation caractéristique de la compression des gâteaux de filtration, du comportement des boues floculées



36243. Conclusion

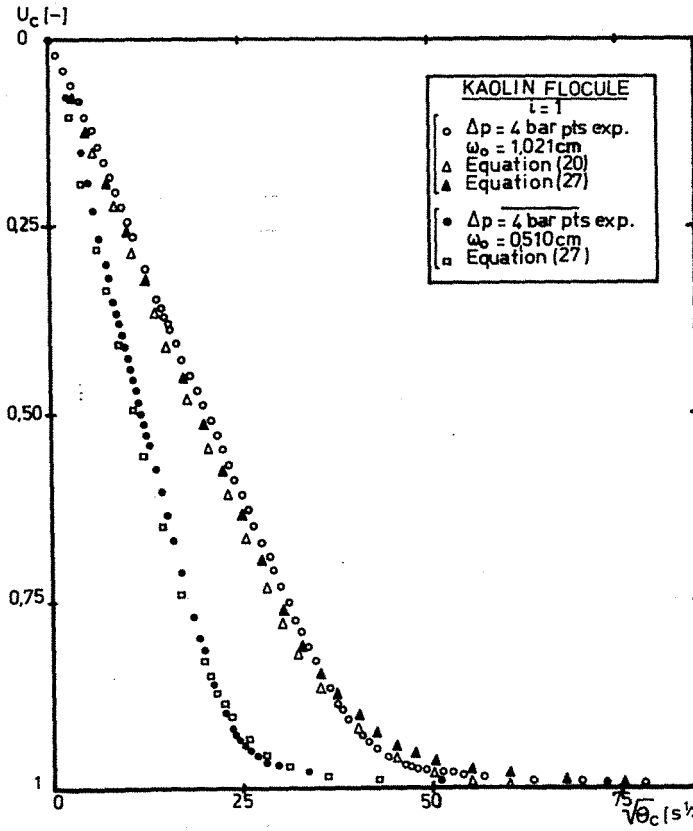
La simulation du comportement à l'élimination d'eau par pressage, des boues floculées de kaolin peut être réalisée à l'aide du modèle de TERZAGHI-KELVIN-VOIGT.

Ainsi, l'équation analytique complète (27) permet de prévoir avec une bonne précision, les courbes $U_c = f(\sqrt{\theta_c})$.

La figure 41 illustre la précision supplémentaire apportée par la théorie de TERZAGHI-KELVIN-VOIGT. En effet, l'équation (20), selon cette figure, apporte une précision moins grande dans la prévision de la phase de consolidation secondaire. Néanmoins, l'écart entre les deux courbes issues de ces deux relations est beaucoup moins importante que dans le cas du kaolin (figure 33). Ceci met en évidence une faible influence de la consolidation secondaire sur la compression des boues floculées.

Figure 41

Modélisation des courbes de compression des boues floculées



3625. Influence de l'épaisseur de la couche soumise à la compression

La figure 37 illustre très bien l'influence de ce paramètre que nous jugeons fondamental pour l'évolution des techniques de pressage.

Sur cette figure, il apparaît que, sous une même pression $\Delta p = 4$ bars, le temps de compression pour obtenir une siccité comparable est multiplié par 9 lorsque l'épaisseur de la couche passe de 0,5 à 2,5 cm.

Nous rappelons que la siccité est donnée par la relation :

$$S_i = \frac{1}{1 + e\,\frac{\rho}{\rho_s}}$$

dans laquelle e est l'indice de vide moyen.

37. LES MODELES SIMPLIFIES DE LA DESHYDRATATION PAR COMPRESSION

371. Introduction

Les relations analytiques que nous venons de développer à l'appui de considérations expérimentales, constituent un support scientifique important pour le développement actuel des techniques de pressage.

Néanmoins, leur relative complexité les rend difficilement utilisables à l'échelle industrielle pour le calcul prévisionnel des installations.

Ainsi, malgré un approfondissement des connaissances scientifiques dans le domaine du pressage, une part importante *d'empirisme subsistera* lors de l'application de cette technique.

Afin de répondre de façon plus précise aux exigences industrielles, il s'avère important de fournir à l'utilisateur des modèles simplifiés.

C'est dans ce but que nous avons choisi de vérifier et d'élargir le domaine d'utilisation des équations semi-théoriques simplifiées, de SHIRATO, établies sur la base des considérations théoriques de SIVARAM et SWAMEE (cf. chap. II.3).

372. Utilisation des modèles simplifiés à l'étude de la compression des boues "semi-solides"

Nous avons développé, lors de l'étude théorique de la déshydratation par pressage, toutes les notions de base qui ont permis à SHIRATO d'établir une relation simplifiée donnant le taux de compression U_c moyen en fonction du temps θ_c. Nous ne reprendrons pas ces considérations ; l'objectif de cette partie est, à l'appui de vérifications expérimentales, de tester la validité de ces modèles simplifiés et d'élargir leur champ d'application au processus délimination d'eau par pressage des boues floculées.

3721. Présentation de l'équation simplifiée permettant le calcul de U_c dans le cas d'une distribution linéaire des pressions hydrauliques

SHIRATO propose, afin de décrire d'une façon simplifiée la cinétique de déshydratation d'une boue semi-solide, de substituer, dans le modèle initial de SIVARAM et SWAMEE (équation 33), la constante 2,8 par un indice de compression ν. Ainsi, l'expression du taux de compression moyen U_c en fonction du temps réduit T_c s'écrit :

$$U_c = \sqrt{\frac{\frac{4}{\pi} T_c}{\left(1 + \left(\frac{4}{\pi} T_c\right)^{\nu}\right)^{1/\nu}}} \qquad (34)$$

Cette expression fait intervenir un temps réduit de compression vérifiant la relation :

$$\frac{4}{\pi} T_c = K_e \theta_c = \frac{4i^2}{\pi \omega_o^2} C_e \theta_c \qquad (43)$$

Sur la figure 20, nous avons représenté la variation du taux de compression moyen U_c en fonction de $\sqrt{T_c}$, pour différentes valeurs de ν en utilisant la relation (34).

Cette figure nous conduit aux remarques suivantes :

- lorsque ν est voisin de la valeur 2,8, l'équation (34) conduit à une courbe analogue à celle obtenue à partir de la relation (20) issue du modèle initial de TERZAGHI et dans lequel l'effet de consolidation secondaire est négligé ;

- la phase de compression secondaire apparaît, selon cette figure, pour une valeur de $\nu < 2,8$. Cette seconde remarque est à l'origine de l'adaptation par SHIRATO de l'équation de SIVARAM et SWAMEE (33). L'exposant ν est caractéristique du comportement, à la compression, du matériau considéré.

3722. Exploitation des résultats expérimentaux

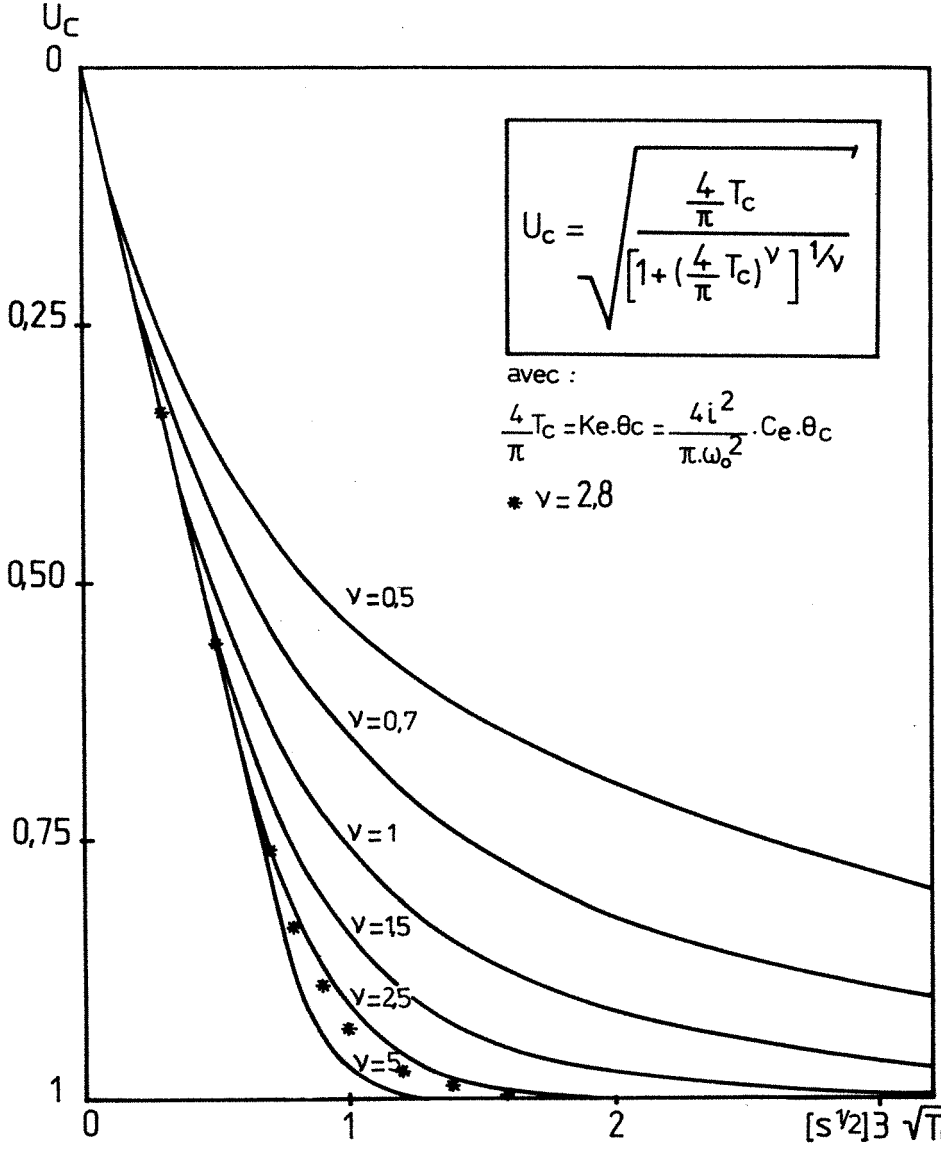
37221. Détermination de la valeur expérimentale de K_e et C_e

En accord avec les équations (34) et (43), le tracé des valeurs expérimentales du taux de compression moyen U_c en fonction de $\sqrt{\theta_c}$ conduit pour les petites valeurs de θ_c, à une droite, comme le montre la figure (42). La valeur de la tangente à l'origine est élevée au carré pour conduire à la valeur de K_e.

En remplaçant cette valeur expérimentale K_e dans l'équation (43), on obtient la grandeur caractéristique de la compression primaire C_e.

FIGURE 20

Diagramme théorique $U_C = f\sqrt{T_C}$



37222. Détermination de l'indice ν

Les valeurs de K_e et C_e étant connues, le tracé des courbes $U_c = f(\sqrt{T_c})$ peut être réalisé à partir des valeurs expérimentales. L'indice ν sera alors déterminé par simple comparaison entre les courbes théoriques de la figure 20 .

3723. Vérification expérimentale

Les figures 42 et 43 montrent la validité de cette nouvelle méthode de simulation du comportement à la compression des boues floculées.

Il apparaît clairement sur ces figures, qu'en dépit de sa simplicité mathématique, l'équation semi-théorique (34) conduit à des résultats très satisfaisants.

La figure 43 permet de comparer les résultats issus de cette méthode simplifiée à ceux que nous avions obtenus à l'aide du modèle combiné de TERZAGHI-KELVIN-VOIGT. Les deux relations (27) et (34) conduisent à des résultats dont la précision obtenue dans la simulation du comportement des boues floculées de kaolin, est comparable.

$$\boxed{U_c = B\left(1 - \exp(-\eta\theta_c)\right) + (1-B) \cdot \left[1 - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{8}{\pi^2(2N-1)^2} \exp\left(-\frac{(2N-1)^2 i^2 \pi^2 C_e}{4\omega_o^2} \cdot \theta_c\right)\right]} \qquad (27)$$

$$\boxed{U_c = \sqrt{\frac{\frac{4}{\pi} T_c}{\left(1 + \left(\frac{4}{\pi} T_c\right)^{\nu}\right)^{1/\nu}}}} \qquad (34)$$

Nous avons obtenu, lors de nos essais sur le kaolin, des valeurs de l'indice ν constantes et voisines de 3,2 pour des pressions comprises entre 1 et 5 bars. Ceci, en accord avec les remarques (3721), nous amène à confirmer que, pour les boues de kaolin floculées, l'effet de consolidation secondaire est pratiquement négligeable.

373. Conclusion

Nous venons de montrer qu'un nouvel outil mathématique pouvait être utilisé dans la modélisation des boues floculées. Cet apport est important à l'échelle industrielle car ce modèle peut faire l'objet d'un traitement numérique simplifié.

Il suffit pour se rendre compte de la simplification apportée de comparer les expressions analytiques (27) et (34).

FIGURE 42

Illustration expérimentale de l'équation semi théorique

$U_c = f\sqrt{\theta_c}$

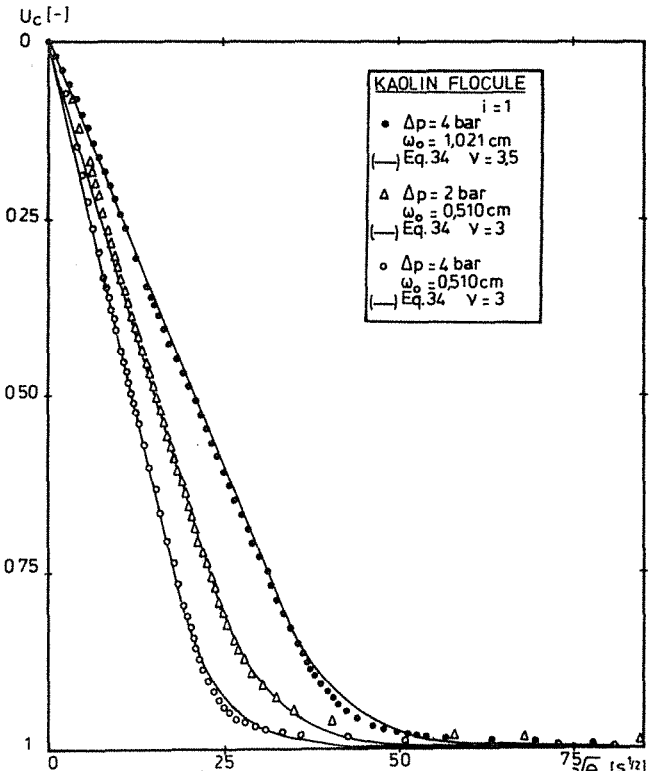
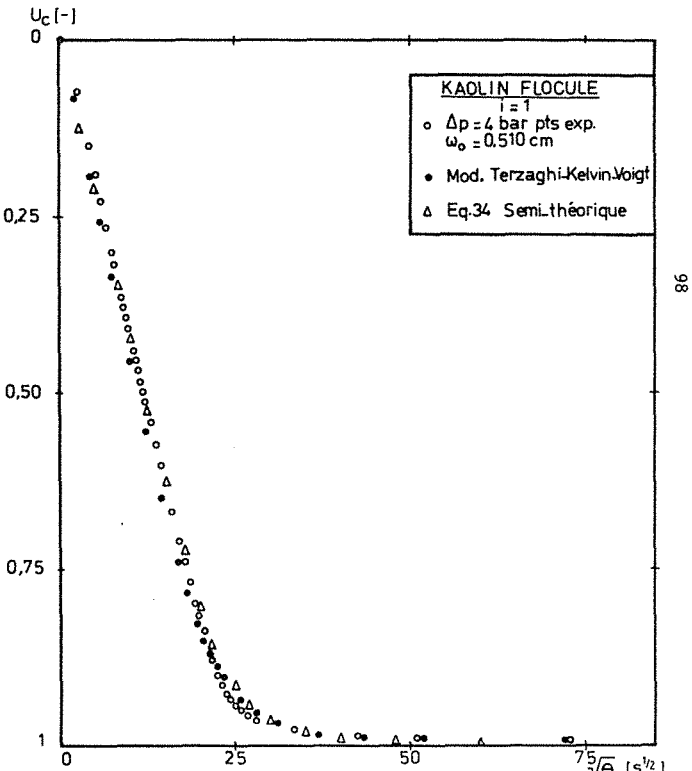


FIGURE 43

Illustration comparative des deux types de modélisation



A ce stade de notre étude, deux modèles ont été proposés pour caractériser le comportement des boues floculées de kaolin. Nous pouvons penser, sans optimisme excessif, que cette étude pourra être généralisée au comportement des boues floculées facilement décantables. En effet, nous pensons que les boues de kaolin se comportent comme des boues semi-solides du fait de leur sédimentation rapide et de leur facilité d'égouttage.

38. DONNEES COMPLEMENTAIRES ANNEXES

Les figures 44 et 45 donnent les courbes de variation de la résistance spécifique et de l'indice de vide à compression infinie, en fonction de la pression appliquée. Ces courbes sont caractéristiques du kaolin utilisé.

39. CONCLUSION

Cette étude a conduit, à partir de la *vérification de la validité des équations* fondamentales de la consolidation, *à adapter un modèle semi-théorique* à la simulation du *comportement de suspensions floculées*. C'est la modélisation de la cinétique de compression des boues floculées qui constitue véritablement l'originalité de ce travail, d'autant plus que cette simulation a pu être réalisée à partir d'une équation analytique purement théorique et d'un modèle simplissime semi-théorique, directement accessible à un traitement numérique simplifié.

La modélisation du processus complet de déshydratation par compression mécanique constitue un apport scientifique important pour la conception des installations. D'autres exigences apparaissent au moment de l'application pratique des techniques de pressage.

Tout d'abord, il est important à ce stade, de réaliser une investigation visant à étudier la validité des modèles utilisés jusqu'ici dans le domaine du pressage de produits industriels. Il s'agit là de la seconde phase de notre plan d'expérimentation et la figure 23 donne une représentation symbolique du domaine étudié au niveau de ce second programme d'essais.

310. REFERENCES

S. REBOUILLAT. Diplôme d'Etudes Approfondies, 1981 "Modélisation de la déshydratation par compression mécanique de suspensions floculées ou non. Application à l'optimisation d'un filtre-presseur". Institut National Polytechnique de Lorraine LSGC, ENSIC.

D. LECLERC, S. REBOUILLAT. "Dewatering by expression", Proceedings of Nato Advanced Study Institute "Mathematical model and design methods in solid-liquid separation", Lagos, 4-15 janvier 1982.

D. LECLERC, E. MINERY. "Comparaison du comportement de boues floculées et non floculées lors de leur déshydratation par compression mécanique", Tribune Cébédeau, n° 443-33, pp. 441-449, 1980.

Figure 44

Variation de la résistance spécifique moyenne du kaolin en fonction de ΔP

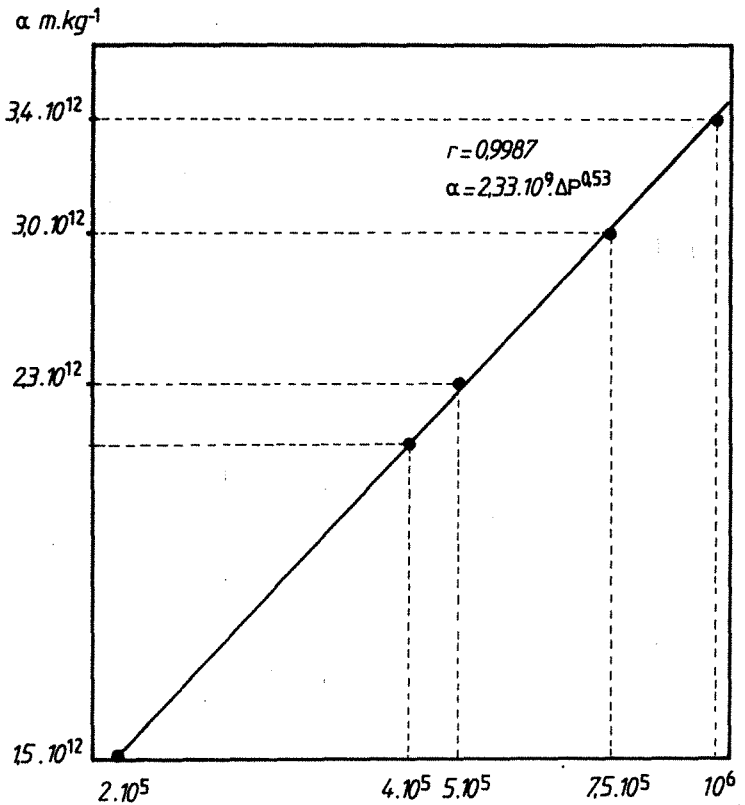
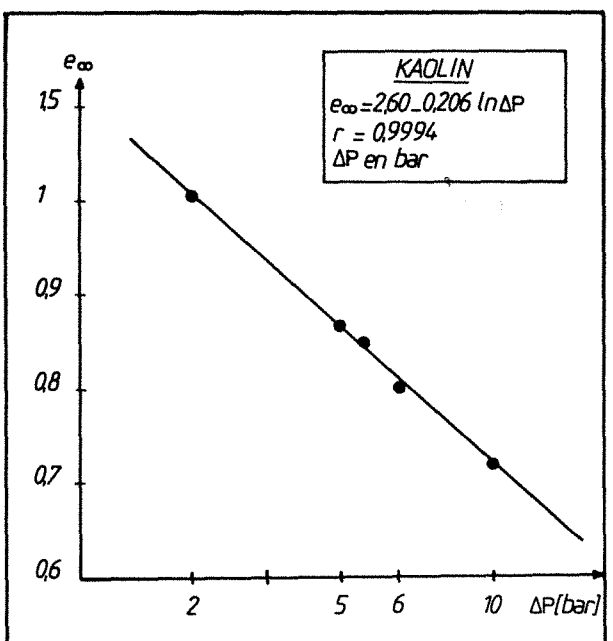


Figure 45

Variation du rapport de vide à compression infinie en fonction de la pression



III.4. APPROCHE DU COMPORTEMENT RHEOLOGIQUE DE SUSPENSIONS ET PRODUITS HUMIDES DIVERS SOUMIS AU PRESSAGE DANS LES PROCESSUS INDUSTRIELS DE PURIFICATION, EXTRACTION OU SEPARATION CLASSIQUE

41. Introduction
42. Le pressage dans les procédés industriels

421. Le traitement et la purification des minerais
422. Le traitement des boues résiduaires
423. Le pressage des fourrages verts
424. Pressage du cassis. Exemple de préparation industrielle des jus de fruits

43. Conclusion
44. Références

4. APPROCHE DU COMPORTEMENT RHEOLOGIQUE DE SUSPENSIONS ET PRODUITS HUMIDES DIVERS SOUMIS AU PRESSAGE DANS LES PROCESSUS INDUSTRIELS DE PURIFICATION, EXTRACTION, OU SEPARATION CLASSIQUE

41. INTRODUCTION

Nous proposons, à l'aide de ce deuxième programme d'essais, de tester, au niveau des produits industriels soumis au pressage, l'applicabilité des modèles théoriques et semi-théoriques précédemment développés.

Prenant en considération les diverses branches industrielles concernées, nous montrerons comment il est possible d'utiliser les théories ou les approches phénoménologiques présentées dans la première partie pour prévoir le comportement d'un produit au pressage.

Ainsi, nous verrons successivement l'applicabilité des modèles dans les domaines *du raffinage des minerais de kaolin, du traitement des boues résiduaires, de la déshydratation des fourrages et de la production des jus de fruits.*

Afin de préciser l'intérêt industriel de cette étude, nous décrirons très succinctement les dispositifs et conditions opératoires actuels. Certains procédés ont été commentés au chapitre I et nous ne donnerons ici que quelques données industrielles pratiques.

Il ne s'agit pas d'une étude systématique mais d'une recherche prospective d'applications industrielles. Le cas des boues résiduaires et des pulpes de betteraves sera approfondi par la suite.

Cette partie reste théorique car elle propose la modélisation du phénomène de pressage parfois sans tenir compte de très près des exigences temporelles de l'activité industrielle. Toutefois nous avons tenu à préciser ces considérations par des données technologiques descriptives ayant pour but principal de situer l'opération de compression dans le processus global de déshydratation.

Cette étape de modélisation nous paraît indispensable avant de fournir à l'industriel des méthodes d'optimisation prenant en compte les grandeurs opératoires apparaissant dans les modèles.

42. LE PRESSAGE DANS LES PROCEDES INDUSTRIELS

421. Le traitement et la purification des minerais

4211. Aspect industriel

La figure 22 constitue une représentation simplifiée d'un procédé industriel de purification et échantillonnage du minerai de kaolin. La phase de filtration est ici réalisée sur filtre presse. La société anglaise ECLP (English Clays Lovering Pochin) a développé des filtres-presses adaptés à la filtrabilité des suspensions d'argile. Globalement ces appareils fonctionnent selon les conditions opératoires suivantes. Le filtre est alimenté à l'aide d'une pompe centrifuge par la partie centrale des plateaux. La phase de filtration est réalisée sous une pression voisine de 8 bars, puis le pressage est complété en utilisant une pompe volumétrique sous une pression voisine de 11 bars. Cette compagnie utilisait il y a une dizaine d'années environ 200 filtres représentant une surface filtrante d'environ 20 000 m^2.

Cette même compagnie a également développé les presses tubulaires constituées de deux cylindres concentriques en acier entre lesquels un tube en caoutchouc permet de réaliser le pressage de la suspension par voie pneumatique (cf. chapitre I, paragraphe 222).

Le tableau 6 fournit quelques données techniques concernant les performances obtenues à partir d'un tel appareillage sur diverses suspensions d'argiles (China-Clay ≡ Kaolinite).

Tableau n° 6

PRESSE TUBULAIRE

Matériau	Pression bar	% solide alimentation	humidité résiduelle
China-Clay (Coarse)	≃ 10 ≃ 70	4,5 4,5	30,7 21,4
China-Clay (filler grade)	≃ 4	30,5	26,8

RESULTATS EXPERIMENTAUX

Matériau	Pression (bar)	s ou M (g)	ω_o (cm)	L_∞ (cm)	humidité résiduelle %
Kaolin	10 5	0,528 0,200	0,481 0,491	0,82 0,91	21,5 24,8
kaolin floculé	4	32,5	0,221	0,505	33,15

4212. Modélisation du comportement à la compression mécanique de suspensions de kaolin floculées ou non

— Illustration expérimentale de l'influence de quelques grandeurs opératoires.

. Kaolin non floculé

Nous avons longuement détaillé ce sujet au chapitre précédent et nous incitons le lecteur à reconsidérer les figures 32 et 34a-b qui illustrent l'applicabilité des modèles exposés.

Les figures 29, 30 et 31 montrent l'influence des grandeurs opératoires suivantes : pression appliquée, épaisseur du gâteau et épaisseur initiale de la suspension.

Il est clair qu'industriellement, la prise en compte d'un phénomène de compression jusqu'à "consolidation infinie" (L_∞) est illusoire. Néanmoins, nous avons tenu à présenter les cinétiques de déshydratation de façon complète car l'allure des courbes met en évidence l'importance des divers critères pris en compte.

. Suspensions floculées

Les figures 41 et 42 permettent d'apprécier l'importance de la charge initiale et de la pression sur le processus global de déshydratation. Ces deux figures illustrent également l'accord entre les résultats expérimentaux et les prévisions théoriques. La figure 41 montre plus particulièrement l'analogie entre la modélisation fondée sur le schéma rhéologique combiné TERZAGHI-KELVIN-VOIGT et celle basée sur le modèle simplifié de SIVARAM et SWAMEE.

Le tableau 6 permet d'évaluer comparativement les performances obtenues à partir d'une presse tubulaire et les résultats expérimentaux. Ces données permettent de confirmer la qualité prévisionnelle de l'outil expérimental et des protocoles opératoires mis en oeuvre. Toutefois, il est bon, à cette occasion, de souligner que la "performance" au niveau de la déshydratation n'est pas l'objectif ultime de notre démarche.

422. Le traitement des boues résiduaires

4221. Aspect technologique

Les figures 10 et 7 permettent de situer l'étape de compression dans deux procédés de déshydratation des boues résiduaires.

L'appareillage (figure 10) issu du procédé TASSTER existe sous diverses versions qui le rendent adaptable dans plusieurs domaines. L'une de ces versions (Tasster U) est utilisée dans le traitement des boues issues de l'épuration des eaux. Dans ce cas, les pressions de déshydratation sont moins élevées. Nous donnons quelques données techniques et conditions opératoires dans le tableau n° 7A.

Les filtres à bandes ont été mis au point pour la déshydratation des boues, il y a vingt ans environ. Ceux-ci sont apparus sur le marché parallèlement à la commercialisation des polyélectrolytes comme agents de floculation.

La première installation a été réalisée pour le pressage de boues digérées. Les résultats obtenus ont conduit à la construction de différentes versions de filtres à bandes. La version initiale a une configuration voisine de celle proposée sur le schéma de la figure n° 7. Afin d'accroître les capacités de déshydratation de celle-ci, les constructeurs allemands ont envisagé d'accroître l'effet de cisaillement et la pression. Ces études ont abouti à la construction de la presse à bandes qui présente à la boue un circuit de pressage beaucoup plus tortueux du fait de la disposition des rouleaux.

Nous présentons dans le tableau n° 7B quelques caractéristiques des filtres à bandes.

Le filtre-presse automatique permet d'accroître les capacités de filtration par mètre carré d'espace superficiel. Sa conception initiale est à l'origine de cette aptitude. Les pressions de filtration sont également accrues et la décharge des gâteaux rendue entièrement automatique. Introduit sur le marché vers 1960, son domaine d'applicabilité s'accroît et l'on rencontre maintenant ce type d'appareillages aussi bien dans l'industrie chimique que dans le traitement des boues résiduaires. Le tableau n° 7C donne quelques caractéristiques de ce type de filtres. Les trois types d'équipements que nous venons de présenter succinctement réalisent l'opération de séparation solide-liquide selon un processus de filtration-compression.

Débit boues	Concentration boues	Conditionnement polyélectrolyte SFC 600	Boues traitées siccité	débit filtrat
10 $m^3.h^{-1}$ (4)*	10 g/l	8 kg/T.MS	10 %	9 m^3/h

Tableau n° 7A. Déshydratation mécanique de boues résiduaires issues d'un traitement biologique. Procédé Tasster U.

Type de boues	MS %	Conditionnement polyélectrolyte	Siccité du gâteau	type de machine
Heated digested	6,6	4,3 kg/T.MS	26,8 %	traditionnel (fig. 4)
Mixed sludges (6)*	4,0	4,0 kg/T.MS	31,6 %	S
Anaerobically digested (5)*	2,6	Praestol 444 K 5,8 kg/T.MS	12,9 %	Osprey Model 5/3 William Jones Ltd

Tableau n° 7B. Pressage de boues digérées sur filtres traditionnels à bandes (Fig. 7) et sur filtre à bandes S.

Flushed anaerobically digested sludge			
Filter area m^2	: 233.4	Filtration pressure $.10^2$ KPa	: 7.0
Chamber thickness cm	: 3	Compression pressure $.10^2$ KPa	: 7.0
Solids concentration wt % dry solids	: 5.1	Filtration time min	: 25
Lime wt % dry solids	: 21.6	Compression time min	: 5
Ferrit chloride wt % dry solids	: 8.2		
(7)*	cake dryness % : 31,7 %		

Tableau n° 7C. Essorage de boues digérées sur filtre-presse automatique (Fig. 5a-b) à débâtissage simultané.

4222. Aspect expérimental. Modélisation du pressage de boues digérées

La figure 46 démontre l'applicabilité du modèle semi-théorique commenté dans notre étude. Il apparaît clairement que les boues digérées après floculation ont un comportement analogue à celui des boues semi-solides. Ceci est renforcé par le fait qu'après floculation, ces boues sédimentent rapidement et présentent une aptitude remarquable au drainage par gravité.

Afin de renforcer la validité de nos résultats expérimentaux et théoriques, nous proposons quelques données (tableau n° 7D) qui, en regard des valeurs fournies par le tableau n° 7C, sont encourageantes sur le plan prévisionnel.

* ( ) Sources réf. 44 p. 114

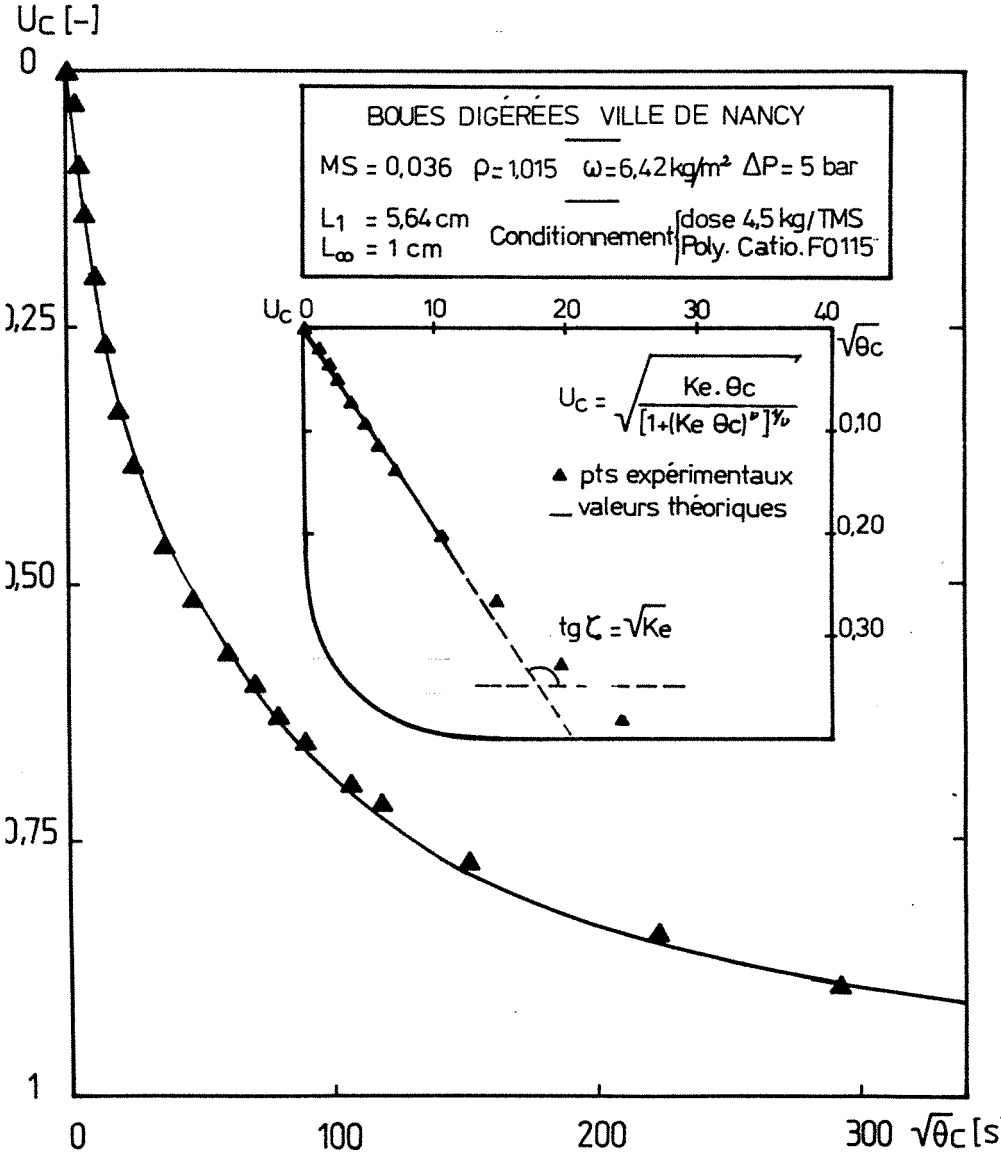

Uc [-]
0
0,25
0,50
0,75
1
0
100
200
300
√θc [s]
BOUES DIGÉRÉES VILLE DE NANCY
MS = 0,036 ρ = 1,015 ω = 6,42 kg/m² ΔP = 5 bar
L1 = 5,64 cm
L∞ = 1 cm
Conditionnement
dose 4,5 kg/TMS
Poly. Catio. F0115
Uc
0
10
20
30
40
√θc
0,10
0,20
0,30
Uc = √(Ke.θc / [1+(Ke θc)^ν]^1/ν)
▲ pts expérimentaux
— valeurs théoriques
tg ζ = √Ke

FIGURE 46

RESULTATS EXPERIMENTAUX SUR CELLULE DE FILTRATION-COMPRESSION	
Boues digérées - Ville de Nancy	
MS : 3,6 %	Pression : filtration-compression 5 bars
ω : 6,4 kg/m^2	
Conditionnement : Poly-Catio-F0115 dose 4,5 kg/T.MS	
Durée de pressage	**Siccité**
5 mn	13,54 %
80 mn	16,30 %
"compression infinie"	47,90 %

Tableau n° 7D.

Nous aurons l'occasion, au cours du troisième programme d'essais, de détailler et d'approfondir le comportement à la compression des boues résiduaires.

423. Le pressage des fourrages verts

4231. Introduction

L'application du pressage pour le préséchage des fourrages tels que la luzerne est relativement récente. Les exigences énergétiques de notre époque ont favorisé l'insertion des procédés mécaniques de déshydratation dans l'industrie des produits déshydratés d'origine agricole.

En ce qui concerne la luzerne, les procédés d'élimination d'eau suivent le schéma général suivant : broyage de la luzerne, pressage à froid, séchage thermique. Les jus sont dans les deux cas traités en parallèle et c'est au niveau de leur concentration que les deux procédés se distinguent.

La luzerne verte dont le taux d'humidité est voisin de 80 % est donc pressée à froid et elle atteint en fin de pressage un taux voisin de 70 %. Après passage dans un séchoir à tambour, l'humidité résiduelle est environ de 10 %.

Le tableau n° 8 complète utilement ces données.

La phase de pressage fera l'objet de cette étude. Nous proposons dans les lignes qui suivent un modèle qui doit faciliter la recherche des points de fonctionnement optimaux des installations.

4232. Comportement à la déshydratation mécanique de la luzerne broyée

Nos essais en cellule de filtration-compression ont conduit aux enregistrements des courbes I et II (figures 47, 48, 49) qui dénotent un phénomène de pressage relativement lent. Cette caractéristique conduit à l'atteinte d'une efficacité du pressage égale à 1 selon une assymptote à pente très faible (figures 48, 49).

Avant de détailler la modélisation du phénomène de consolidation proprement dit, nous proposons une interprétation de la phase initiale de compression.

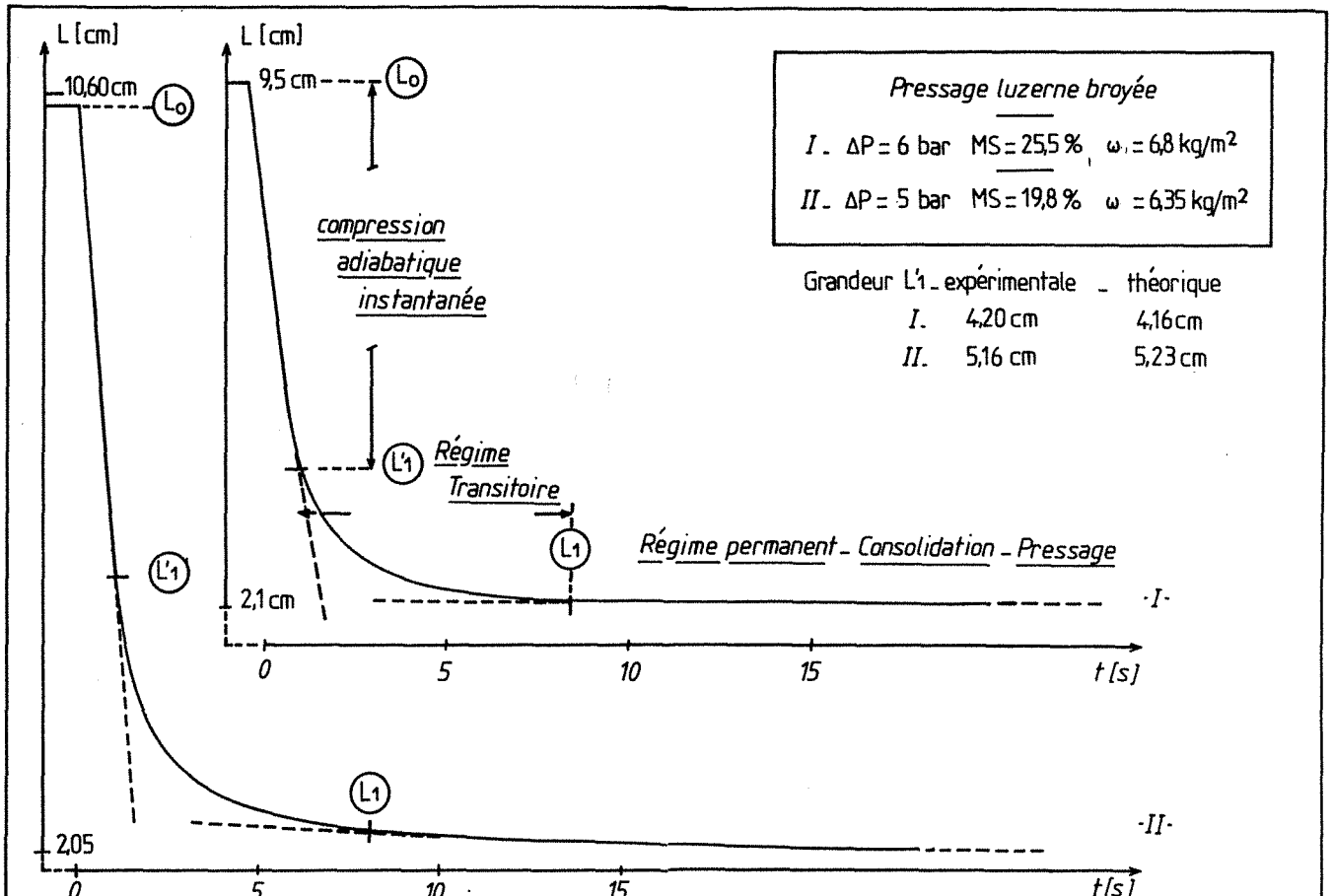


FIGURE 47 Pressage unidirectionnel - Fourrage vert - Phase initiale

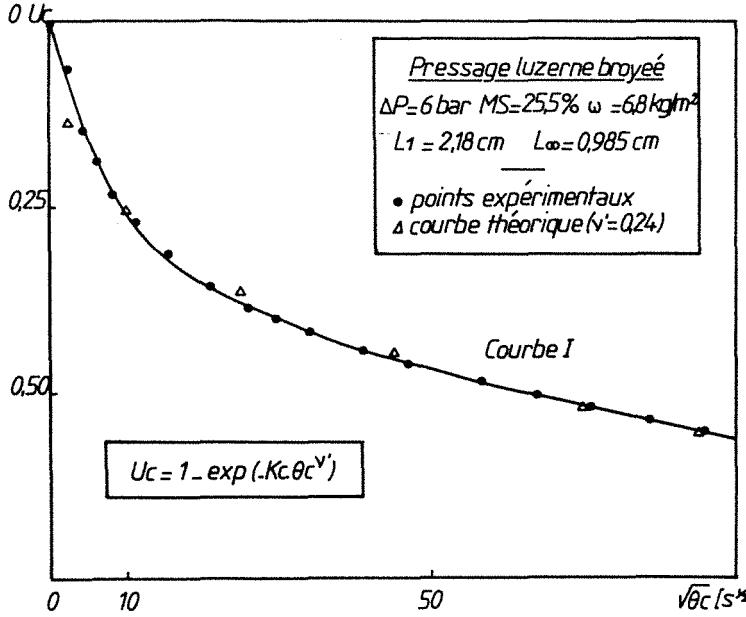


FIGURE 48 Cinétique de pressage Fourrage vert

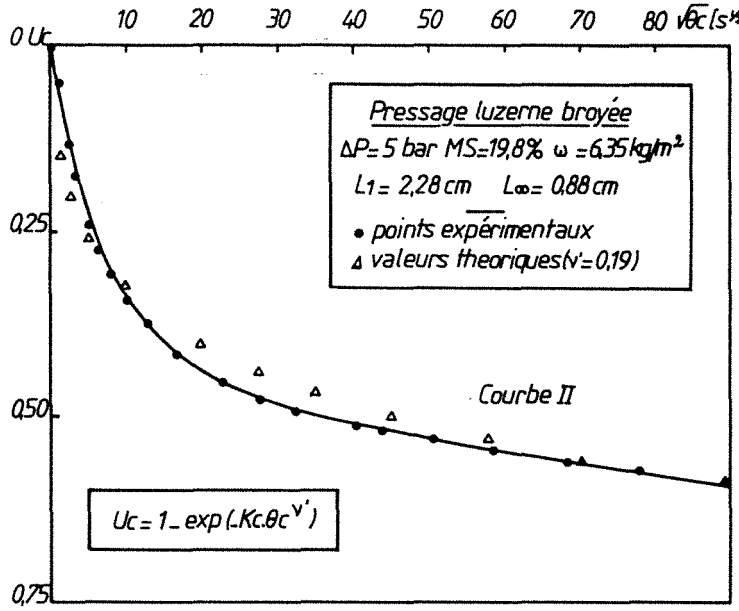


FIGURE 49 Cinétique de pressage Fourrage vert

Tableau n° 8

APPRECIATION DE L'ECONOMIE REALISEE GRACE A LA SOLUTION ANTI-ENERGETIQUE CONSISTANT A REDUIRE LA QUANTITE D'EAU A EVAPORER PAR PRE-PRESSAGE	
PRESSAGE DE LA LUZERNE	
Débit	20.10^3 kg/h
PRE-PRESSAGE	
Humidité du produit à l'entrée de la presse	74,3 %
Humidité du produit à la sortie de la presse	68 %
Perte en matière sèche dans le jus de presse	3,3 %
Puissance absorbée par la presse	12 kW
Quantité d'eau extraite par pressage	$3,94.10^3$ kg/h
SECHAGE THERMIQUE	
Humidité du produit à la sortie du sécheur	10 %
Quantité d'eau à évaporer par le sécheur (sans pré-pressage)	$14,29.10^3$ kg/h
ECONOMIE REALISEE/AU SYSTEME SANS PRE-PRESSAGE	27,6 %

Source : G. FRERE. Industries Alimentaires et Agricoles, 1981, pp. 491-497.

Nos considérations théoriques (chapitre II, paragraphe 221) concernant le pressage des milieux insaturés sont validées par les faits expérimentaux illustrés par la figure 47.

En effet, les calculs de L'_1 à partir de l'équation (31) confirment que la compression adiabatique instantanée de l'air contenu dans le milieu constituerait la première réduction importante du volume occupé.
La grandeur L'_1 est directement accessible à partir de l'indice de vide correspondant e_1 donné par la relation (31) que nous rappelons :

$$e_1 = e_o \left(\left(S_{ro} + (1-S_{ro}) \right) \left(\frac{P_{atm}+P_{Go}}{P_{atm}+P_{G1}} \right)^{1/\gamma} \right) \qquad (31)$$

En effet, connaissant la charge, le degré de saturation et la porosité initiaux et la pression appliquée, on déduit aisément la porosité ε_1 puis L'_1. Ceci suppose une compression instantanée du gaz.

Cette étape serait suivie d'une phase intermédiaire durant laquelle on aurait évacuation d'un mélange riche en gaz. Enfin, un régime de consolidation proprement dit s'établirait. C'est durant cette étape que l'essentiel de l'eau contenue dans la substance serait éliminé.

Cette dernière phase est modélisable à partir de la relation semi-empirique que nous proposons sur les figures 48 et 49 .

Le coefficient ν' est comparable à l'exposant ν (figure 20) et contribue de façon analogue à la forme globale de la courbe de variation $U_c = f(\sqrt{\theta_c})$. Le coefficient K_c est une constante dans laquelle interviennent probablement la pression et la température, ces deux grandeurs étant modulées par des exposants différents.

Ce modèle présente une forme analogue à celui issu des considérations de TERZAGHI. Le paramètre ν' a été introduit pour tenir compte de la cinétique très lente de la seconde étape de consolidation.

Afin de conclure, voici les taux d'humidité obtenus à compression infinie :

ΔP = 6 bars - courbe I : humidité initiale : 74,5 %
humidité résiduelle : 58 %

ΔP = 5 bars - courbe II : humidité initiale : 80,2 %
humidité résiduelle : 55 %.

424. Pressage du cassis. Exemple de préparation industrielle des jus de fruits

Elle est réalisée après une phase préliminaire de broyage par pressage, le plus souvent dans des appareillages du type pressoir hydraulique ou piston.

Nous avons étudié le comportement au pressage mécanique du cassis préalablement broyé, ceci à titre d'exemple de préparation des jus de fruits.

Les courbes expérimentales 50 , 51a et b montrent que ce produit se comporte à la compression comme un gâteau de filtration. Ceci justifie l'applicabilité du modèle de TERZAGHI-KELVIN-VOIGT pour la modélisation des courbes $U_c = f\sqrt{\theta_c}$ concernant ce produit.

Précisons que la figure 50 est l'enregistrement du phénomène de pressage de cassis ayant subi deux congélations successives. La figure 51b concerne le même produit initial mais congelé une seule fois. Cette procédure de conservation ne garantit aucune qualité sur le plan de l'hygiène alimentaire et semble influer sur la facilité de broyage si l'on en juge les cinétiques respectives.

43. CONCLUSION

A partir de cette étude visant à tester l'applicabilité des modèles dans les principales branches d'activité industrielle, *nous avons montré que la cellule de filtration-compression était un bon outil pour la prévision du comportement au pressage de produits humides variés.*

Les modèles utilisés depuis longtemps en mécanique des sols *sont aisément transposables* à la description de la cinétique de compression aussi bien des gâteaux de filtration que des boues semi-solides. De plus, les modèles phénoménologiques semi-théoriques que nous avons détaillés et qui feront l'objet d'une étude plus approfondie dans le troisième programme d'essais, permettent de traiter le cas fréquent des suspensions non saturées.

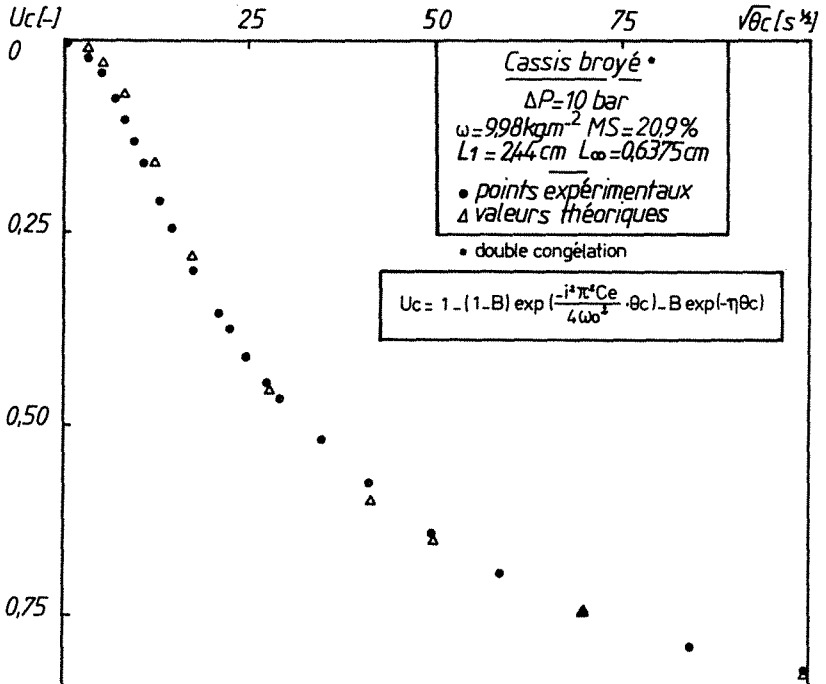
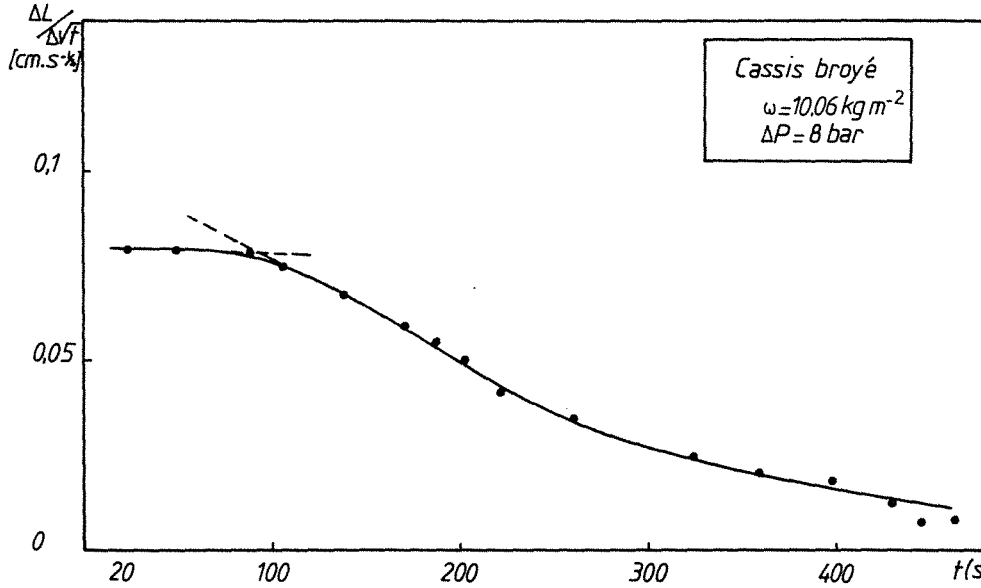


FIGURE 50 Cinétique de pressage

FIGURE 51a Recherche du point de compression



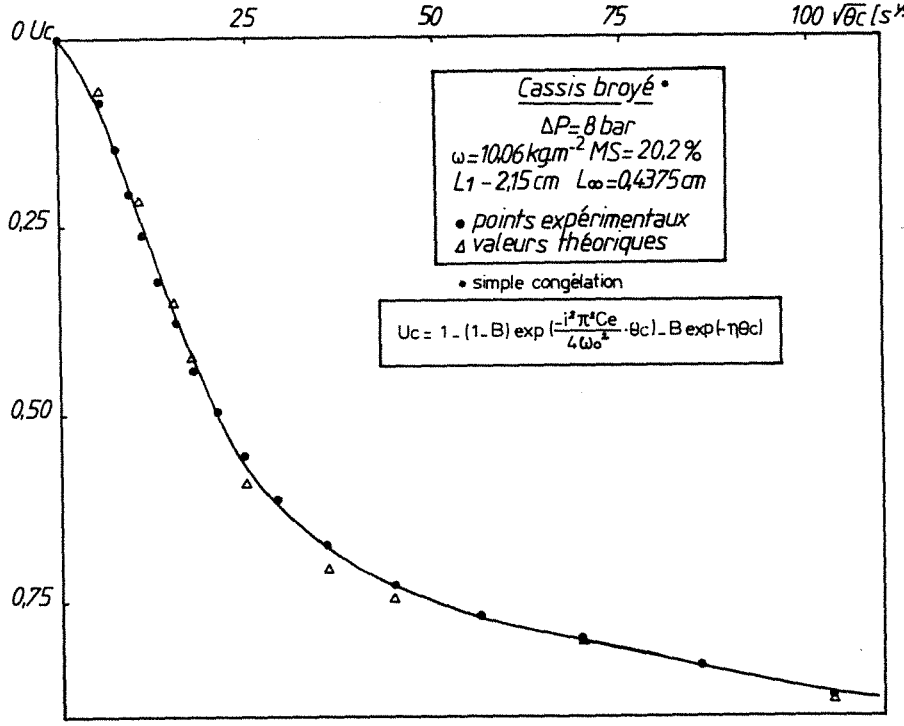


FIGURE 51b Cinétique de pressage

A ce stade de nos travaux de recherche, il apparaît nécessaire d'approfondir l'étude des produits industriels envisagés dans le but de confirmer et d'adapter la méthodologie d'approche théorique et de corréler les paramètres principaux aux grandeurs opératoires perceptibles ou mesurables à l'échelle industrielle.

44. REFERENCES

1. R.D. QWILLIAM. "The E.C.C. Tube Filter Press", Filtration and Separation, March.April, 1971, p. 173-177.
2. S. REBOUILLAT, D. LECLERC, G. BALUAIS. "Filtration et pressage. Etude du comportement à la compression mécanique de suspensions floculées, boues résiduaires, produits agro-alimentaires", Congrès FILTRA 82 "Performances extrêmes" oct. 82.
3. K. ROBERTS. "Theory and practise of Filterbelt pressing", The Second World Filtration Congress, 1979.
4. "Economic optimization strategy in solid-liquid separation processes", p. 329, SBF, Louvain La Neuve.
5. Filtration and Separation, sept.Oct. 1978, p. 445.
6. Filtration and Separation, Nov.Dec. 1978, p. 572.
7. The Second World Congress of Filtration, 1979, p. 176.

III.5. MODELISATION DE LA CINETIQUE DE PRESSAGE DES BOUES RESIDUAIRES URBAINES

51. Introduction
52. La déshydratation des boues résiduaires. Méthode expérimentale

521. Rappels préliminaires
522. Conduite des essais
523. Nature des boues étudiées. Protocole opératoire

53. Modélisation du pressage unidirectionnel des boues résiduaires sous pression constante

531. Recherche des paramètres de calcul du taux de compression
532. Recherche des paramètres ν, ν', K_e, K_c
533. Illustration expérimentale

54. Conclusion
55. Références

5. MODELISATION DE LA CINETIQUE DE PRESSAGE DES BOUES RESIDUAIRES URBAINES

51. INTRODUCTION

Cette troisième étape de travail expérimental porte sur l'étude de la déshydratation par compression des boues résiduaires. Elle comporte une présentation de la méthodologie utilisée dans le pré-traitement par floculation-égouttage suivie des résultats de pressage.

Ces résultats sont ensuite analysés à l'aide des modèles semi-théoriques faisant apparaître le coefficient de compression K_c.

Nous étudions ensuite la sensibilité des paramètres des modèles aux variables opératoires.

52. LA DESHYDRATATION DES BOUES RESIDUAIRES. METHODE EXPERIMENTALE

521. Rappels préliminaires

Les eaux usées d'origine domestique ou industrielle subissent, pour des raisons sanitaires, des traitements d'épuration. Les procédés mis en oeuvre à cet effet produisent des quantités importantes de boues dont il est nécessaire de réduire le volume pour des raisons liées à la raréfaction ou à l'accessibilité des zones de stockage ou de dépôt.

Cette activité initialement développée pour pallier les problèmes d'environnement a donc favorisé le développement et l'apparition de procédés de déshydratation. Comme nous l'avons vu, la recherche d'équipements anti-énergétiques est devenue indispensable. Les appareillages utilisant la compression mécanique correspondent à ces exigences. Toutefois, peu sélectifs et présentant des performances limitées, leur développement fait l'objet d'études multiples et conduit à la prise en compte de façon de plus en plus précise des paramètres opératoires.

Parallèlement à cette recherche de procédés mécaniques performants, le traitement physico-chimique des boues a également fait l'objet de nombreuses investigations. La floculation est très utilisée pour le conditionnement des boues car elle contribue à une réduction rapide de leur volume par agglomération des particules solides, ce qui facilite considérablement leur précipitation et le draînage intergranulaire.

D'un point de vue théorique, la dessication des boues par voie mécanique a souvent été envisagée à partir des lois de la filtration. Nous avons montré (chapitre III, paragraphe 422) la validité d'un modèle semi-théorique tout à fait équivalent aux modèles classiques plus complexes précédemment développés. Purement théorique ou semi-théorique, ces deux expressions du taux de compression U_c sont issues de considérations provenant de la mécanique des sols reprises pour la plupart par SHIRATO.

Dans la suite, nous développons cette approche semi-théorique précédente afin d'en cerner les limites et nous utilisons un modèle phénoménologique qui pourrait aisément trouver des justifications théoriques à partir de systèmes rhéologiques non linéaires et qui, à l'avenir, révèlera probablement un caractère plus général et une exploitation plus simple. Un système non linéaire peut être un corps idéal doté de caractéristiques variables ; cela pourrait être par exemple un corps du type KELVIN-VOIGT dont l'amortisseur aurait une viscosité variable avec la vitesse de déformation.

Cette étude expérimentale axée sur la modélisation est réalisée en regard des grandeurs opératoires, qui feront l'avenir des procédés mécaniques, du fait de leur importance dans les études techniques et économiques.

522. Conduite des essais

Une démarche évolutive a été suivie afin de cerner l'influence de chacune des grandeurs opératoires à l'aide d'un minimum d'essais.

Un essai est caractérisé par quatre variables dont l'étude de chacune suppose au minimum trois essais.

Ainsi, chaque essai a la nomenclature $P_i d_i T_i C_i$ selon les désignations suivantes

- P_i : pression appliquée
- d_i : dose de floculant
- T_i : température
- C_i : charge

i est un indice croissant avec la variable considérée. Nous avons donc un programme d'essais comprenant au minimum neuf essais. L'un deux interviendra dans l'étude de chaque variable et constitue une "référence".

Pour choisir ce point central, nous avons considéré soit les travaux antérieurs, c'est ainsi que nous avons choisi la dose optimale de floculant d_2, soit les conditions expérimentales aisément reproductibles telles que la température ambiante T_1, ou bien encore la marche opératoire la moins délicate et la plus précise en fonction de l'appareillage utilisé, par exemple la pression P_2 et la charge C_1. Pour cette dernière, les considérations telles que celles émises par MERSCHYAN sont importantes (cf. chapitre II, paragraphe 32). En effet, l'accroissement du rapport entre le diamètre de la cellule et la hauteur de l'échantillon est source d'imprécision du fait de l'importance croissante des frottements.

Cet ensemble de précautions assure la précision et la reproductibilité de l'essai central bien que, dans notre cas, la plage de compatibilité entre faisabilité et précision d'un essai soit suffisante pour couvrir les domaines correspondants aux conditions opératoires actuellement recherchées ou adoptées au niveau industriel.

Le choix de l'intervalle d'étude pour chacune des variables est largement inspiré par les tendances observées au cours de la revue des technologies proposée en préliminaire. Pour certains paramètres tels que la dose de floculant, on se place en deçà et au-delà de l'optimum trouvé dans la littérature afin de valider cette valeur optimale ou de cerner une tendance.

Le tableau n° 9 donne l'ensemble des essais réalisés conformément à la nomenclature proposée précédemment.

PRESSION	CHARGE	TEMPERATURE	DOSE
$P_1 \simeq$ 5 bars	$C_1 \simeq$ 2,5 kg/m^2	$T_1 \simeq$ 20 °C	$d_1 \simeq$ 2,15 kg/TMS
$P_2 \simeq$ 10 bars	$C_2 \simeq$ 4 kg/m^2	$T_2 \simeq$ 35 °C	$d_2 \simeq$ 4,3 kg/TMS
$P_3 \simeq$ 15 bars	$C_3 \simeq$ 7 kg/m^2	$T_3 \simeq$ 50 °C	$d_3 \simeq$ 8,6 kg/TMS

Tableau n° 9

523. Nature des boues étudiées. Protocole opératoire

Sous la dénomination unique de boues résiduaires se cache une grande variété de suspensions solide-liquide dont la composition dépend de la nature de la pollution et des procédés d'épuration utilisés.

5231. Nature des boues étudiées

Les boues digérées issues du traitement des eaux résiduaires de la ville de Nancy font l'objet de la présente étude. Elles présentent les caractéristiques suivantes.

TENEUR EN MATIERE SECHE %	MASSE VOLUMIQUE kg/m^3	VISCOSITE µ PHASE LIQUIDE (Pa.s)
0,036	1,015	
0,034	1,008	à 22 °C $0,957.10^{-3}$

Tableau n° 10

La teneur en matière sèche a été déterminée selon la procédure classique par séchage en étuve à 105 °C.

La viscosité de la phase liquide a été obtenue après filtration d'un échantillon sur membrane millipore de 8 µm.

5232. Protocole opératoire

— Généralités. La déshydratation mécanique des boues.

Les boues résiduaires présentent une stabilité colloïdale qu'il est nécessaire de rompre pour les rendre aptes à la déshydratation mécanique. Pour cela un traitement chimique ou thermique préalable est mis en oeuvre.

Le traitement thermique consiste en une cuisson des boues ; ce procédé pro-énergétique a tendance à être utilisé le moins possible.

Le conditionnement chimique est réalisé soit au moyen de réactifs minéraux ou de polymères organiques de synthèse.

La synthèse de polymères organiques performants a largement contribué au développement des systèmes de pressage tels que les filtres à bandes presseuses verticaux ou horizontaux ou bien encore les filtres à presse mobile tels que le "squeezor". Nous renvoyons le lecteur au premier chapitre pour des considérations technologiques plus précises concernant ces appareils.

D'une façon simplifiée, l'activité des polymères est déterminée par la nature de leurs groupements actifs. On distingue deux phénomènes possibles.

Les polyélectrolytes cationiques contribuent à la neutralisation des charges électriques des colloïdes qui, sous agitation lente, s'agglomèrent.

Dans le cas de groupements anioniques ou neutres, la formation d'un réseau tridimensionnel appelé floc est liée à la déstabilisation de la solution par adsorption d'une fraction des chaînes polymériques, à la surface des colloïdes,

suivie d'une réticulation par pontages ou liaisons de ceux-ci.

— Les boues digérées urbaines à teneur élevée en matières organiques hydrophiles sont efficacement conditionnées par les polymères cationiques.

Cette catégorie de boues fait l'objet de la présente étude. A titre indicatif les boues étudiées ont une teneur en matière organique voisine de 55 %.

L'aptitude d'un polyélectrolyte organique à réaliser une déstabilisation de la boue par formation de flocs volumineux facilement décantables a été largement mise à profit lors de la conception des équipements de déshydratation. En effet, la plupart des équipements cités précédemment présentent une zone de drainage au niveau de laquelle l'égouttage des boues contribue à une réduction importante de leur volume.

Cette technique de séparation par déshydratation progressive met en oeuvre trois phases essentielles ; dans le cas le plus général, le cycle est le suivant :

- dans un premier temps, il s'agit d'un drainage gravitaire durant lequel l'eau interstitielle libérée par la floculation et l'eau de rétention s'égouttent.

- cette phase est suivie d'un compactage des boues sous l'effet d'une membrane pneumatique ou du resserrement de deux bandes supportées par une série de rouleaux disposés comparablement aux laminoirs traditionnels.

- un effet de cisaillement produit par le parcours sinueux des bandes dans la troisième zone, rompt la structure de la boue et améliore l'essorage. Cette troisième phase n'apparaît pas au niveau de tous les procédés.

Cet ensemble de considérations, concernant le conditionnement préalable et le cycle de déshydratation au niveau industriel, a orienté le choix d'une séquence opératoire pour l'étude expérimentale du processus de déshydratation des boues.

— Protocole opératoire.

La séquence opératoire adoptée est schématisée sur la figure 52, elle comporte en premier lieu le conditionnement par floculation de la boue suivi d'une phase de décantation et enfin une phase d'égouttage par drainage gravitaire sur un support filtrant métallique à mailles carrées de 400 µm.

. La floculation

Cette phase préalable de conditionnement a été réalisée à l'aide d'un floculateur commercialisé par la société HYDROCURE. Cet appareil comporte six agitateurs à vitesse de rotation variable (25 à 200 t/mn) permettant, du fait du réglage unique de la vitesse, de réaliser des essais comparatifs.

Une minuterie permet d'automatiser l'opération en fonction de la durée souhaitée. L'appréciation visuelle de la qualité de la floculation est favorisée par l'éclairage fluorescent. Les conditions dans lesquelles est réalisée la floculation proprement dite sont déterminées par la nécessité d'effectuer tout d'abord la dispersion du floculant, puis l'agglomération des particules. Pour cela, nous avons procédé de la manière suivante :

- injection, à l'aide d'une seringue de 100 cm^3 graduée, de la quantité de solution de polymère nécessaire (solution à 2 g/l). L'agent de floculation choisi est un copolymère cationique FLOERGER FO 115 de masse moléculaire 5.10^6. Le choix de ce polymère correspond aux recommandations du fabricant et aux utilisations pratiques.

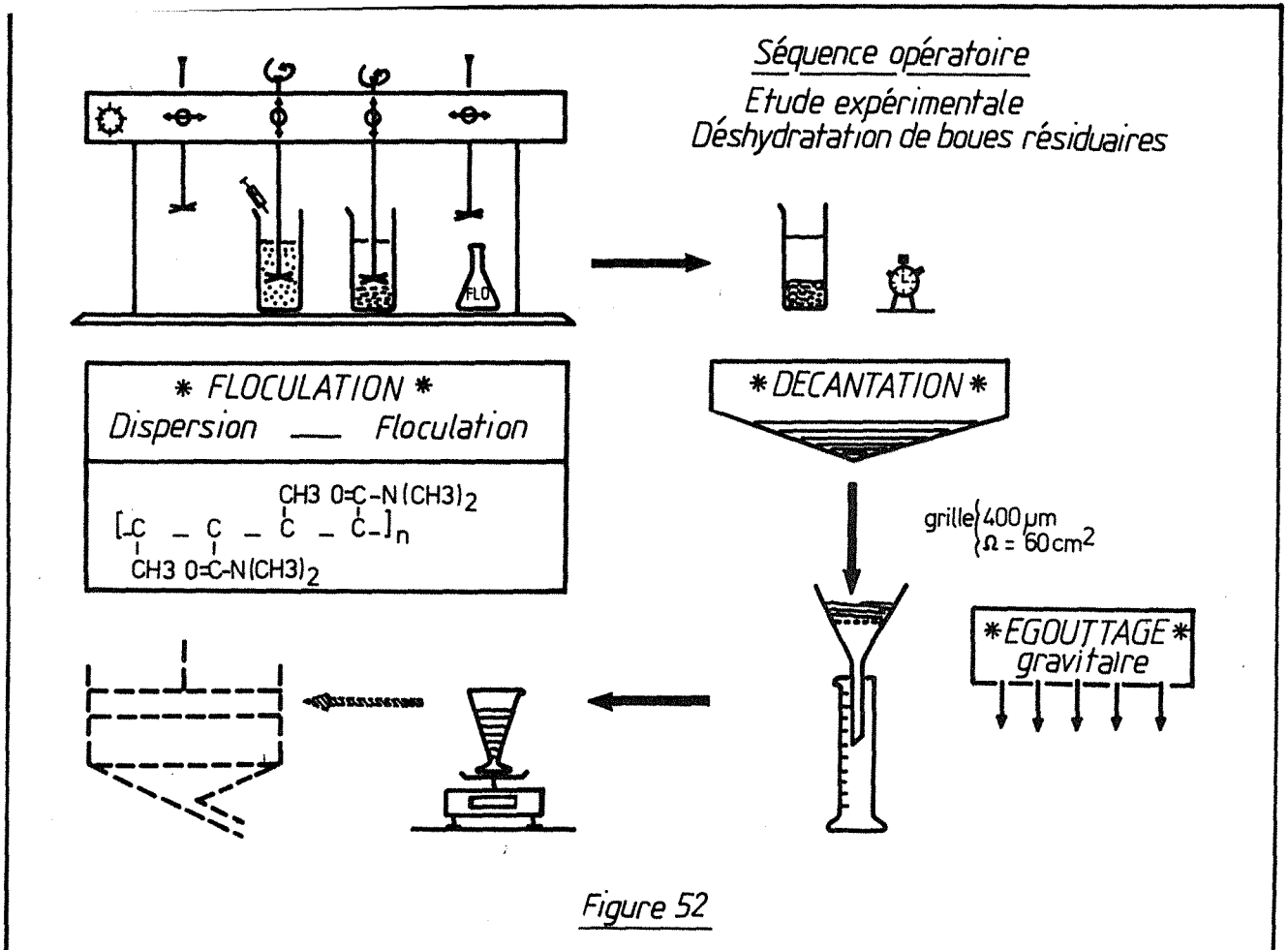

Séquence opératoire
Etude expérimentale
Déshydratation de boues résiduaires
FLO
* FLOCULATION *
Dispersion — Floculation
CH3 0=C-N(CH3)2
[C – C – C – C]n
CH3 0=C-N(CH3)2
* DECANTATION *
grille 400 µm
Ω = 60 cm2
* EGOUTTAGE *
gravitaire

Figure 52

- la dispersion du floculant est assurée par une vitesse d'agitation de 180 tr/mn pendant 1 mn.

- le grossissement des flocs est favorisé par une agitation plus lente et plus longue : 80 tr/mn pendant 5 mn.

. Décantation

Afin de favoriser l'égouttage, nous avons incorporé une phase de décantation de 10 mn dans la séquence opératoire.

. Drainage gravitaire

Dans le processus de post-déshydratation, la phase d'égouttage contribue à une réduction importante du volume. Cette phase du cycle global est déterminante pour la productivité de l'appareillage d'une part, et pour la qualité du pressage d'autre part, car elle influe par sa durée sur la siccité avant compactage.

Nous avons réalisé cette simulation à l'aide du montage de la figure 52 ; le diamètre du cône de l'entonnoir au niveau de la grille garantit, pour une masse initiale de 500 g de boue, une épaisseur de boue floculée inférieure à 3 cm. Le support filtrant présente une ouverture de maille de 400 µm. Ceci est en accord avec les caractéristiques et conditions opératoires des appareillages utilisés dans le domaine considéré, par exemple la S-presse et la Pressdey commercialisées respectivement par les firmes allemande KLEIN et française DEGREMONT.

Nous avons choisi une durée d'égouttage de 10 mn qui est supérieure à la durée pratique (≈ 1 mn) et provoque une uniformisation des siccités après égouttage.

Toutefois, lors de la recherche de la dose optimale de floculant à utiliser, un optimum à 4,5 kg/TMS apparaît si l'on trace la courbe de variation de la siccité intermédiaire en fonction de la dose de floculant.

La figure 53 visualise ces résultats donnés par le tableau n° 11. Ces données nous ont permis de choisir la dose optimale de floculant d_2. Celle-ci est en accord avec les données de la littérature. En effet, sur des boues digérées de la ville de Montpellier, qui présentent des caractéristiques comparables à celles du tableau n° 10, une étude dirigée par R. BEN AIM donne un fonctionnement optimal du filtre à bandes verticales, schématisé sur la figure 8, pour une dose comprise entre 4 et 5,5 kg de polymère par tonne de matière sèche. L'Institut de Recherches Hydrologiques de Nancy, lors d'une étude sur la filtrabilité des boues résiduaires sous pression progressive, dirigée par F. COLIN, donne, pour des boues digérées de la ville de Nancy, un taux optimal compris entre 3,5 et 4,0 kg/TMS.

Signalons qu'une appréciation de la siccité intermédiaire à partir de la mesure du volume écoulé lors du drainage, révèle une plus grande variation de cette grandeur en fonction de la dose de floculant pour des temps d'égouttage plus faibles. Cette observation paraît normale.

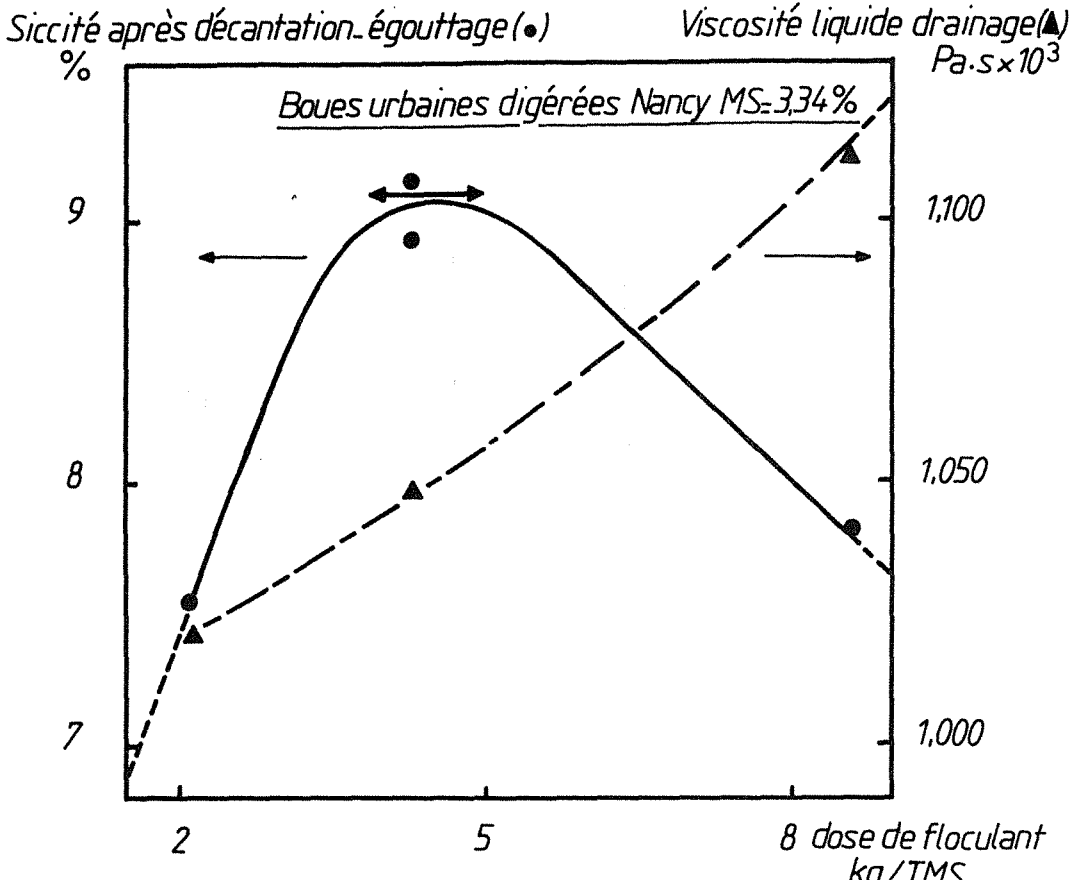

Siccité après décantation-égouttage (•)
%
Viscosité liquide drainage (▲)
Pa·s×10³
Boues urbaines digérées Nancy MS=3,34%
9
8
7
1,100
1,050
1,000
2
5
8 dose de floculant
kg/TMS

Figure 53

Volume de boue au départ en g	Dose de floculant kg/TMS	Poids de matière sèche en g	Poids de boue après égouttage en g	Siccité après égouttage en %	Viscosité liquide égouttage Pa.s à 22 °C
≈ 500	2,15	14,29	189,11	7,56	$1,0225.10^{-3}$
≈ 500	4,3	15,11	169,16	8,93	$1,049.10^{-3}$
≈ 500	4,3	14,79	161,68	9,15	$1,049.10^{-3}$
≈ 500	8,6	13,50	172,34	7,83	$1,119.10^{-3}$

Tableau n° 11

53. MODELISATION DU PRESSAGE UNIDIRECTIONNEL DES BOUES RESIDUAIRES SOUS PRESSION CONSTANTE

531. Recherche des paramètres de calcul du taux de compression U_c

— Epaisseur initiale L_I

Le dispositif d'enregistrement du déplacement du piston de la cellule met en évidence, pour la compression des boues après égouttage, une phase très rapide dans la première seconde qui suit l'application de la pression. La forme de cet enregistrement est comparable à celle obtenue pour la luzerne (figure 47) à la différence près que la descente rapide initiale présente une amplitude beaucoup plus réduite. Un enregistrement moins précis ignorerait totalement ce phénomène que nous attribuons à un égouttage complémentaire correspondant à un volume de liquide évacué réduit.

La grandeur L_I est prise dans la partie linéaire de l'enregistrement de façon comparable à celle explicitée par la figure 47. La reproductibilité de ce phénomène est remarquable.

— Epaisseur finale opératoire

Dans l'expression du taux de compression U_c, la différence (L_I-L_∞) représente la quantité d'eau extractible à compression infinie. Dans l'exploitation des résultats de la présente série d'essais, nous avons substitué la grandeur théorique L_∞ par une grandeur que nous appelons grandeur opératoire. Cette substitution a deux origines.

La première réside dans l'imprécision que nous avons déjà mentionnée pour certains types de produits (cf. chapitre III, paragraphe 34) et qui peut rendre la méthode de D.W. TAYLOR (1948), dont sont issues les deux relations (40) et (41), totalement inopérante.

La seconde réside dans le fait que, pour des matériaux compressibles tels que les boues étudiées, la détermination expérimentale de L_∞ ne peut être réalisée que par des essais de compression prolongés jusqu'à stabilisation. Ceci était réalisable à l'aide de matériaux tels que les argiles dans un délai acceptable et avec une précision suffisante. Pour les boues, nous avons jugé qu'une prolongation des essais au-delà de 24 heures voire 48 heures était source d'une réduction importante du potentiel prévisionnel de nos essais. C'est la raison pour laquelle nous avons adopté avec nuance, la méthodologie préconisée par de nom-

breux auteurs ; BUISMANN (1936), GIBSON et LO (1961) dans le domaine de la mécanique des sols, et plus récemment, K. KAWAKITA (1970-1971) et H. KUNO (1982) pour le compactage de poudres agglomérées sous forme de granulés.

Ainsi, nous suggérons, pour la phase de compression finale, d'utiliser la fonction logarithmique la plus proche des points expérimentaux pour calculer la grandeur L'_∞ que nous désignons par épaisseur finale opératoire.

Il est clair que la période de quasi-coïncidence des deux lois doit être équivalente à la durée d'observation ; de plus l'assymptote, définie par L'_∞ pour cette fonction logarithmique, doit être telle que la divergence entre les valeurs fournies par les deux lois ne puisse, dans la pratique, que provoquer une estimation plus grande que la valeur possible afin d'éviter la surestimation du potentiel U_c.

Ainsi durant la phase de consolidation secondaire, on pourra écrire :

$$(L_1 - L) = a \log \theta_c + b \qquad (44)$$

Le calcul de L'_∞ est basé sur la recherche des coefficients a et b qui assureront la coïncidence entre les dernières valeurs mesurées et l'expression ci-dessus. On désignera par (L_n, θ_n) le dernier couple de valeurs mesurées et par (L_i, θ_i) le couple extrême qui permet de conserver une adéquation acceptable entre valeurs expérimentales et calculées par (44) $(\theta_i < \theta_n)$.

Il est clair que pour le calcul de L'_∞, il faudra choisir un temps $\theta_{c\infty}$ validant nos considérations. Nous avons, pour les calculs correspondant à la charge C_1 ($\simeq$ 2,5 kg/m^2), déterminé L_∞ comme étant l'épaisseur de la couche au bout de 16 h. Pour C_2 ($\simeq$ 4 kg/m^2), nous avons pris $\theta_{c\infty}$ = 24 h et pour C_3 ($\simeq$ 7 kg/m^2), $\theta_{c\infty}$ = 72 h.

Selon (44), la grandeur L'_∞ est donnée par :

$$L'_\infty = L_i - (L_i - L_n) \frac{\log \theta_{c\infty} - \log \theta_{ci}}{\log \theta_{cn} - \log \theta_{ci}} \qquad (36)$$

Cette détermination est arbitraire. Toutefois, elle prend en compte les limites temporelles de l'expérience tout en restant guidée par les possibilités des appareils et les exigences industrielles.

Nous aurons l'occasion de la comparer à une méthode de traitement numérique que nous avons présentée (cf. chapitre II, paragraphe 3124) et nous verrons qu'elle conduit à des résultats similaires de façon rapide.

— Epaisseur à compression infinie L_∞

Nous avons détaillé (cf. chap. II, par. 3124) une seconde méthode de recherche de L_∞. Cette méthodologie s'insère aisément dans un processus global de traitement numérique que nous avons également développé dans ce paragraphe (méthode de ROSENBROCK).

532. Recherche des paramètres ν, ν', K_e, K_c

— Le modèle semi-théorique de SIVARAM et SWAMEE

. Approche classique

Nous avons longuement commenté l'exploitation des résultats expérimentaux pour ce type de modélisation, au paragraphe III.372. La recherche de K_e et ν est très rapide dans ce cas.

. Traitement numérique

La méthode de ROSENBROCK constitue un outil d'optimisation puissant. Néanmoins dans notre cas, connaissant L_1 et L_∞, son utilisation n'accroît ni la simplicité, ni la rapidité de la méthode précédente.

Toutefois, nous la préconisons volontiers dans un processus global de recherche des trois grandeurs L_∞, K_e, ν (cf. III.372). C'est la raison pour laquelle nous joignons en annexe le "listing" du programme de mise en oeuvre de cette méthode sur micro-ordinateur (ZX 81). (cf A.I) .

Plus encore, le développement des interfaces entrées sorties analogiques digitales adaptables à ce type de micro-ordinateur, permet d'envisager un stockage direct des grandeurs mesurées par le capteur potentiométrique de déplacement . Ainsi, on peut d'ores et déjà envisager un traitement numérique direct des données brutes sans avoir à réaliser une exploitation manuelle intermédiaire.

— Modèle phénoménologique

L'expression du taux de consolidation U_c est donnée dans ce cas par l'équation :

$$U_c = 1 - \exp\left(-K_c \theta_c^{\nu'}\right) \qquad (35)$$

Supposons que L_∞ soit connue, et que n soit le nombre de couples (U_{ci}, θ_{ci}) mesurés (i = 1, 2, ... n).

K_c et ν' sont les paramètres de la fonction $U_c(\theta_c)$ qui, pour certaines valeurs de la variable θ_c, prend des valeurs dont l'adéquation avec les mesures U_{ci} est la meilleure possible.

Il est clair que cette adéquation est d'autant plus satisfaisante que la valeur absolue de la somme des écarts entre les valeurs mesurées et calculées est minimale.

Le choix de K_c et ν' est conditionné par :

$$\boxed{S = \sum_{i=1}^{n} \left| U_{ci} - \left(1 - \exp\left(-K_c \theta_{ci}^{\nu'}\right)\right) \right| \quad \text{minimale}} \qquad (45)$$

La méthode des moindres carrés consiste à calculer la somme des écarts quadratiques :

$$\Delta' = \sum_{i=1}^{n} \left[U_{ci} - \left(1 - \exp(-K_c \theta_{ci})^{\nu'} \right) \right]^2$$

et à prendre pour estimateurs de K_c et ν' les valeurs qui minimisent cette somme.

Cette condition revient à résoudre le système d'équations :

$$\frac{\partial \Delta'}{\partial K_c} = 0 \qquad \text{et} \qquad \frac{\partial \Delta'}{\partial \nu'} = 0$$

Toutefois, la recherche des valeurs optimales de K_c et ν' peut être basée sur la valeur minimale d'une autre somme d'écarts. Une fonction monotone croissante telle que la fonction logarithmique peut être utilisée pour obtenir les transformées des valeurs expérimentales U_{ci} et des valeurs théoriques U_c qui interviennent dans la somme des écarts définie par :

$$\Delta = \sum_{i=1}^{n} \left[\ln\ (1-U_{ci}) + K_c \theta_{ci}^{\nu'} \right]^2$$

$\ln(1-U_{ci})$ et $K_c \theta_{ci}^{\nu'}$ sont des grandeurs positives, il est donc possible de renouveler la transformation ; dans ce cas, la somme à minimiser s'écrit :

$$\boxed{\Delta = \sum_{i=1}^{n} \left[\ln\ \left(\ln(1-U_{ci})\right) + \ln K_c + \nu'\ \ln\theta_{ci} \right]^2} \qquad (46)$$

Si l'on pose $y_i = \ln \left[\ln \left(\frac{1}{1-U_{ci}} \right) \right]$ et $x_i = \ln \theta_{ci}$,

chercher les valeurs de K_c et ν' revient à déterminer les caractéristiques de la droite :

$$\underline{\underline{y = \nu' x + \ln K_c}}$$

On a :

$$\boxed{\ln K_c = \frac{\sum x_i y_i - \frac{\sum x_i \sum y_i}{n}}{\sum x_i^2 - \frac{\left(\sum x_i\right)^2}{n}}} \qquad (47)$$

$$\boxed{\nu' = \frac{\sum y_i}{n} - \ln K_c \cdot \frac{\sum x_i}{n}} \qquad (48)$$

La grandeur r déductible de la relation (49) est un bon estimateur de la qualité de l'ajustement de la droite de régression :

$$r^2 = \frac{\left(\sum x_i y_i - \frac{\sum x_i \sum y_i}{n}\right)^2}{\left(\sum x_i^2 - \frac{(\sum x_i)^2}{n}\right)\left(\sum y_i^2 - \frac{(\sum y_i)^2}{n}\right)} \qquad (49)$$

(r = 1 ajustement parfait)

Le calcul des paramètres K_c et ν' à partir des n mesures a été effectué indifféremment à l'aide de la calculatrice programmable HP 33E ou du micro-ordinateur ZX 81. Le programme en langage BASIC est fourni en annexe.

533. Illustration expérimentale

5331. Méthode globale de traitement informatique des résultats et méthode classique

Les figures 54 et 55 illustrent les résultats de ces deux procédures. La méthode classique de recherche des paramètres K_e et ν après calcul de l'épaisseur opératoire finale L'_∞ (équation 36) (figure 54) permet un ajustement satisfaisant et tout à fait comparable à celui obtenu par le traitement informatique qui donne directement, selon la procédure d'optimisation de ROSENBROCK, les trois paramètres L_∞, K_e, ν.

Le tableau n° 12 regroupe les valeurs obtenues par ces deux méthodes.

Essai	L_∞ (en cm)	$\sqrt{K_e}$ (en $s^{-1/2}$)	ν	méthode
$P_3d_2T_1C_1$	0,096	$1,92.10^{-2}$	0,60	traitement classique (L'_∞)
$P_3d_2T_1C_1$	0,091	$2,24.10^{-2}$	0,55	traitement informatique

Tableau n° 12

5332. Adéquation des taux de compression mesurés et calculés par les modèles semi-théoriques (équation 34) et phénoménologique (équation 35)

Les figures 54 à 61 confirment la qualité de l'ajustement des cinétiques de déshydratation mesurées et calculées par les modèles semi-théorique et phénoménologique. D'une façon générale, l'adéquation à partir du modèle représenté par l'équation (35) est meilleure. La méthode de linéarisation utilisée dans ce cas est satisfaisante ; le coefficient de régression linéaire moyen est de 0,993 pour les dix essais réalisés. Cette valeur est très correcte et valide les observations.

Le tableau n° 13 donne les valeurs de ce coefficient de corrélation pour chaque essai.

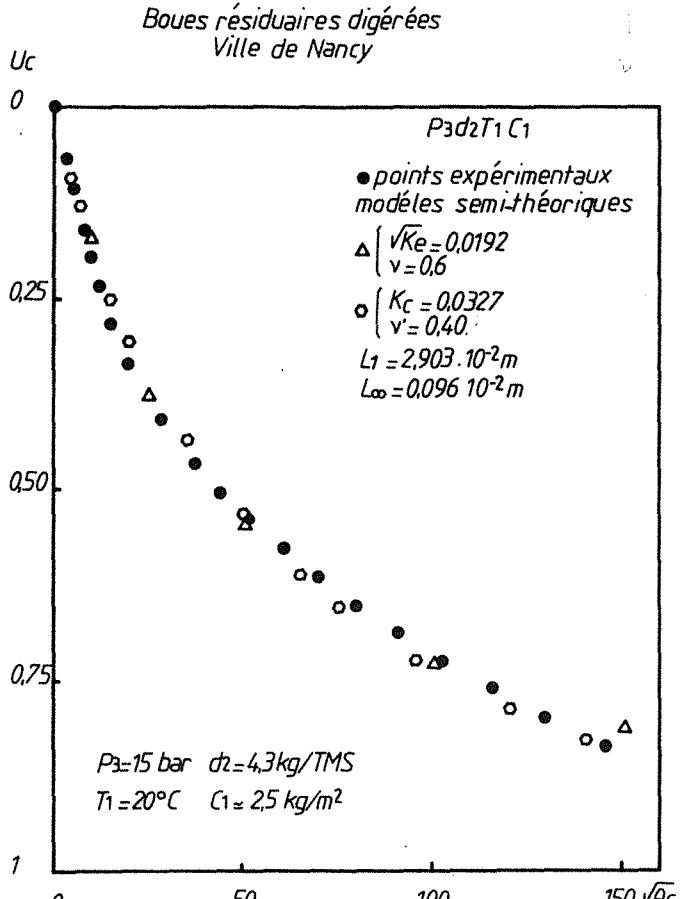


Figure 54

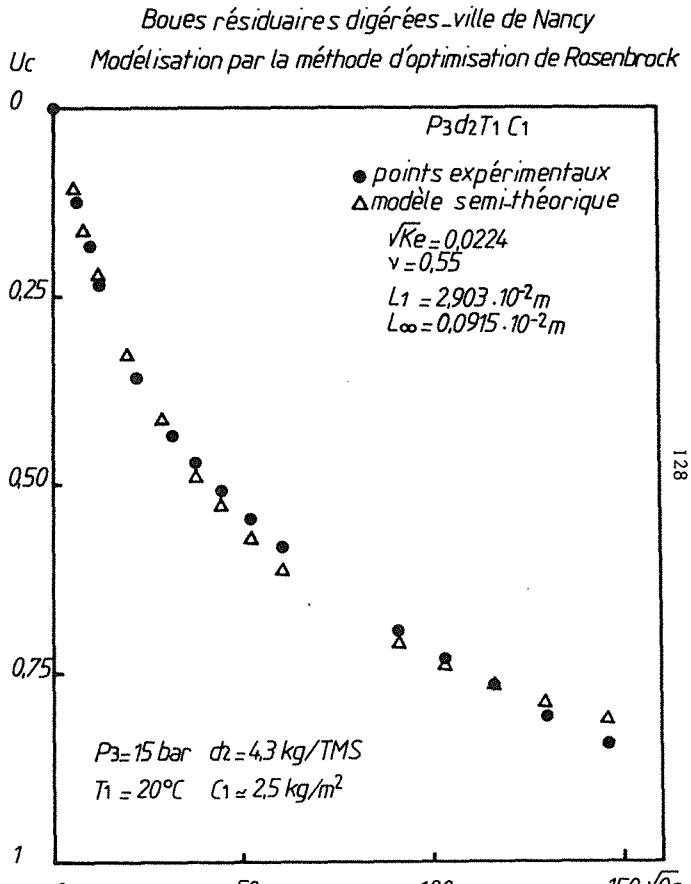


Figure 55

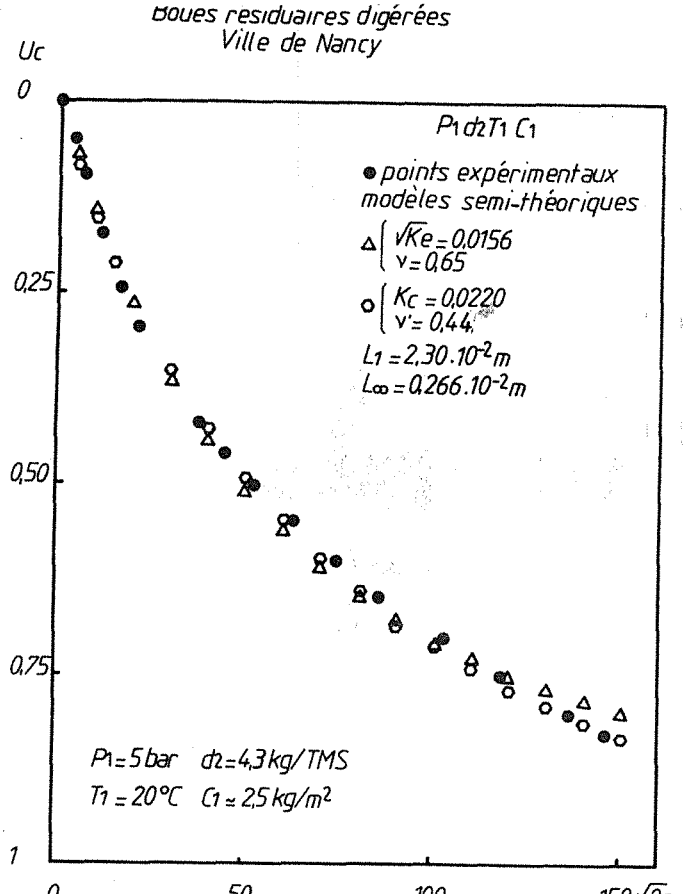


Figure 56

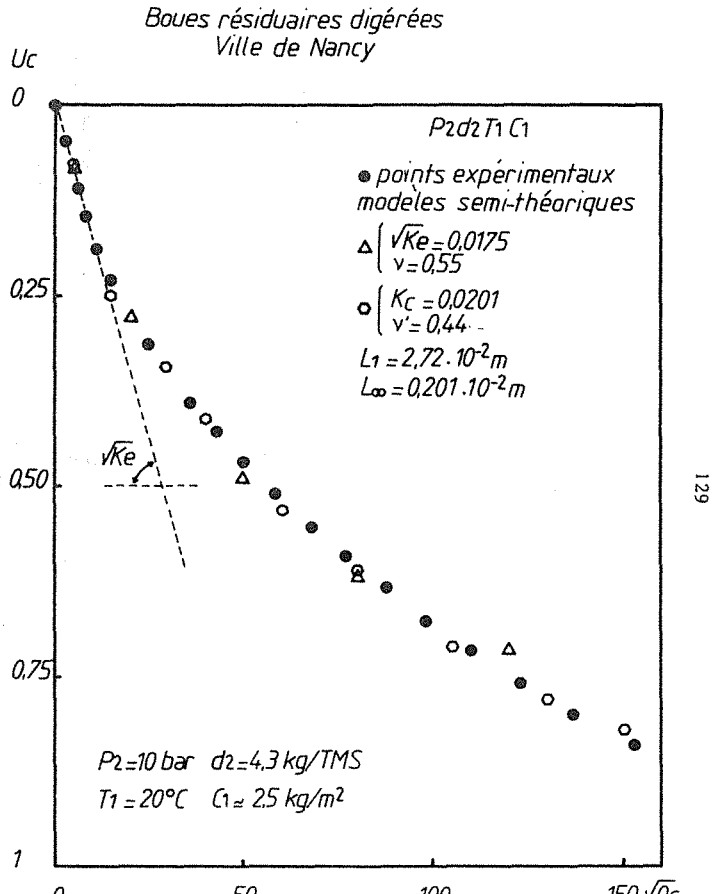


Figure 57

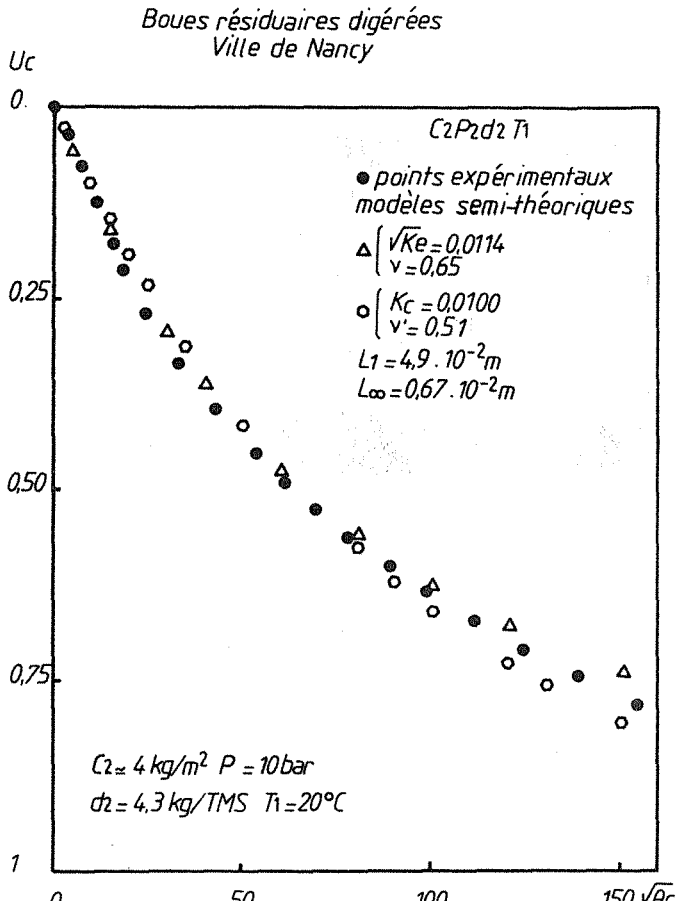


Figure 58

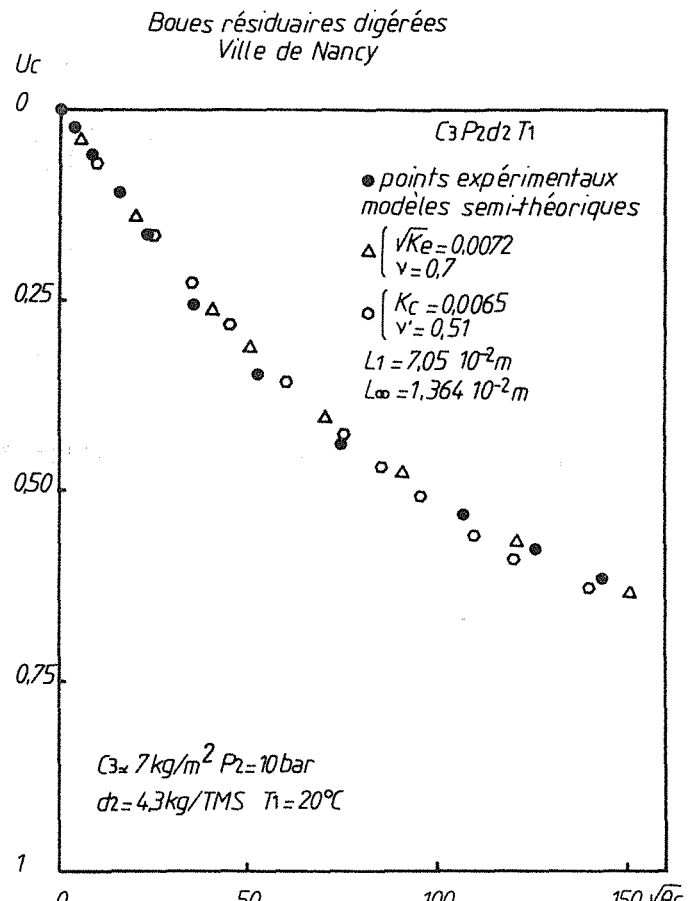


Figure 59

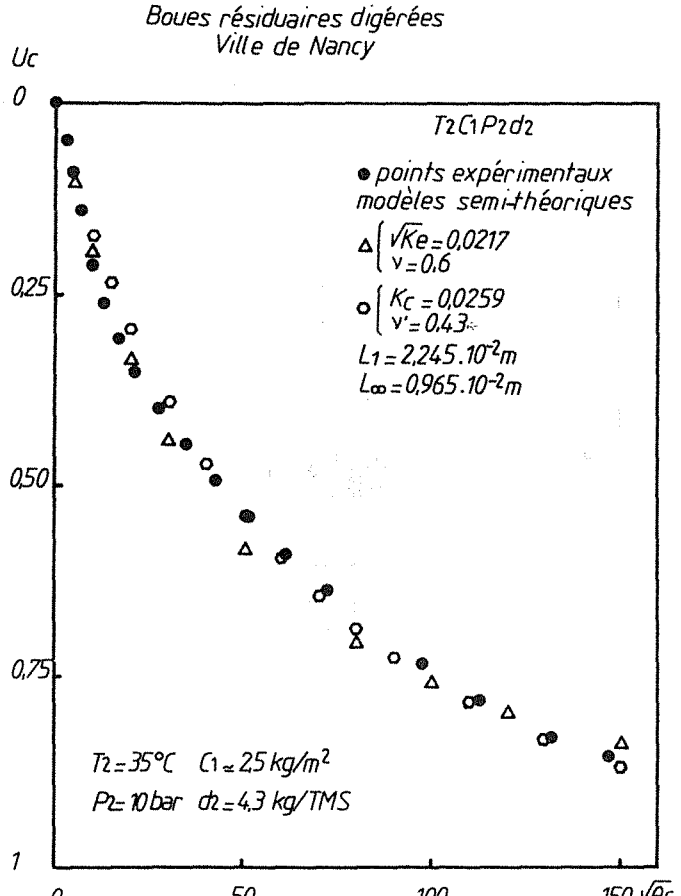


Figure 60

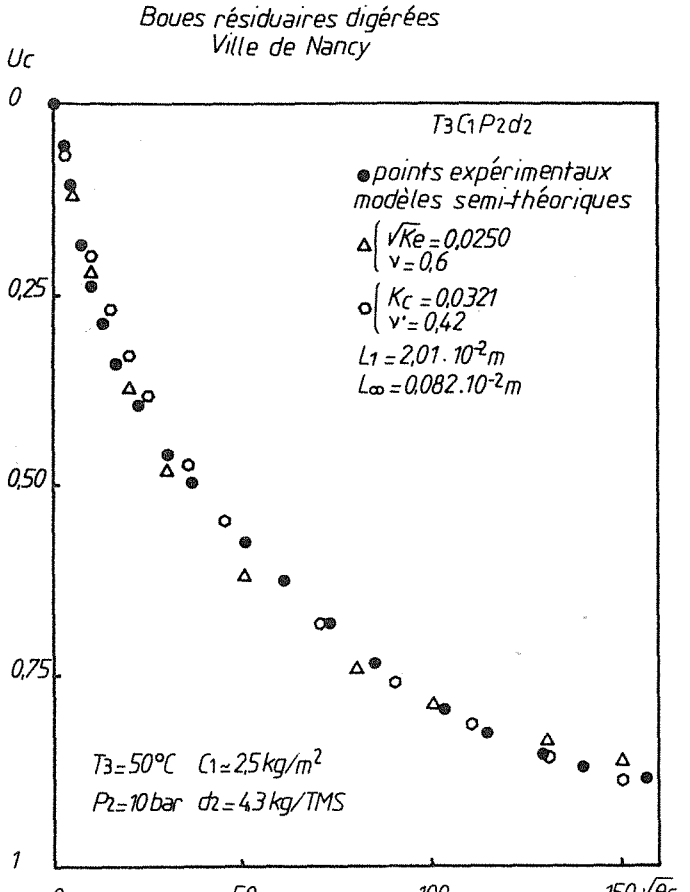


Figure 61

Essai	$L_1.10^2$ (en m)	$L'_\infty.10^2$ (en m)	r
$P_1d_2C_1T_1$	2,300	0,266	0,9951
$P_2d_2C_1T_1$	2,720	0,201	0,9972
$P_3d_2C_1T_1$	2,900	0,096	0,9897
$d_1T_1C_1P_2$	2,880	0,079	0,9940
$d_3T_1C_1P_2$	2,915	0,059	0,9827
$T_2C_1P_2d_2$	2,245	0,096	0,9935
$T_3C_1P_2d_2$	2,010	0,082	0,9930
$C_2P_2d_2T_1$	4,900	0,670	0,9896
$C_3P_2d_2T_1$	7,050	1,364	0,9951
$P_3d_2C_2T_1$	5,450	0,951	0,9993

Tableau n° 13

Chaque essai a fait l'objet des deux types de modélisation envisagés. Nous exploiterons ultérieurement la variation des paramètres ν, ν', K_e, K_c en fonction des conditions opératoires définies par la pression, la charge par unité de surface de drainage, la température et la dose de floculant utilisée pour le conditionnement préliminaire.

Auparavant, nous proposons une analyse qualitative de l'influence de chacun de ces paramètres à l'aide de courbes groupées.

5332. Influence de divers paramètres opératoires sur la cinétique de déshydratation

Une première analyse succincte dénote des tendances marquées. L'accroissement de la pression appliquée augmente la cinétique initiale ; toutefois, la variation est relativement faible (figure 62).

La variation de la dose de floculant initiale ne conduit pas à une tendance aussi nette. Soulignons qu'une modification importante des propriétés rhéologiques de la boue est probablement occasionnée par une dose importante de floculant ce qui pourrait expliquer l'intercalage de la courbe d_3 entre d_1 et d_2. Ceci reste tout à fait hypothétique (figure 63).

La température est un facteur qui influence de façon nette la cinétique (figure 64) ; nous essayerons de quantifier cette variation en prenant en compte la viscosité du liquide de pressage.

L'incidence de la charge par unité de surface de pressage est très clairement mise en évidence par les figures 65 et 66.

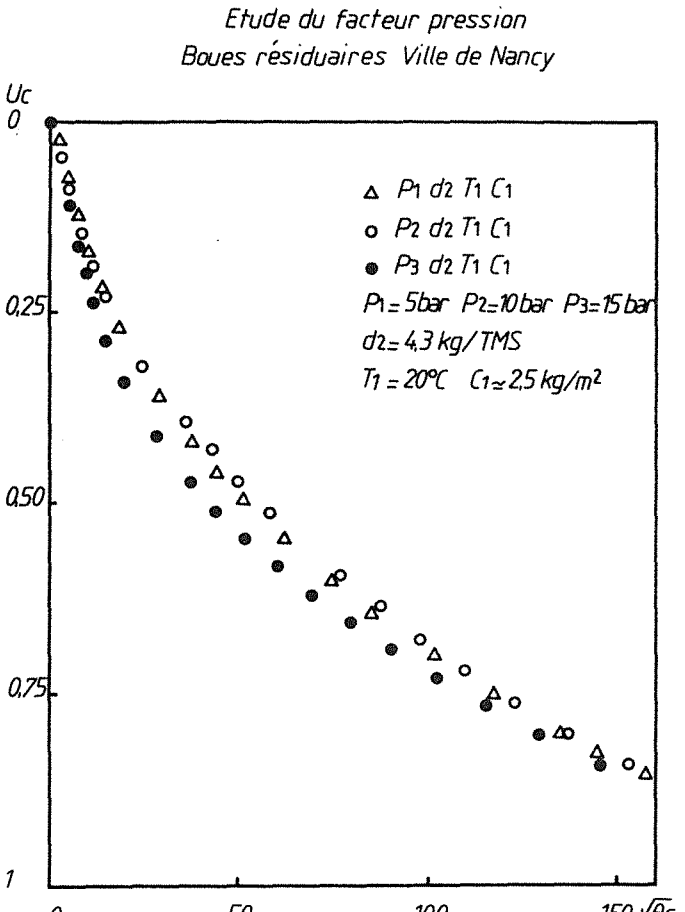


Figure 62

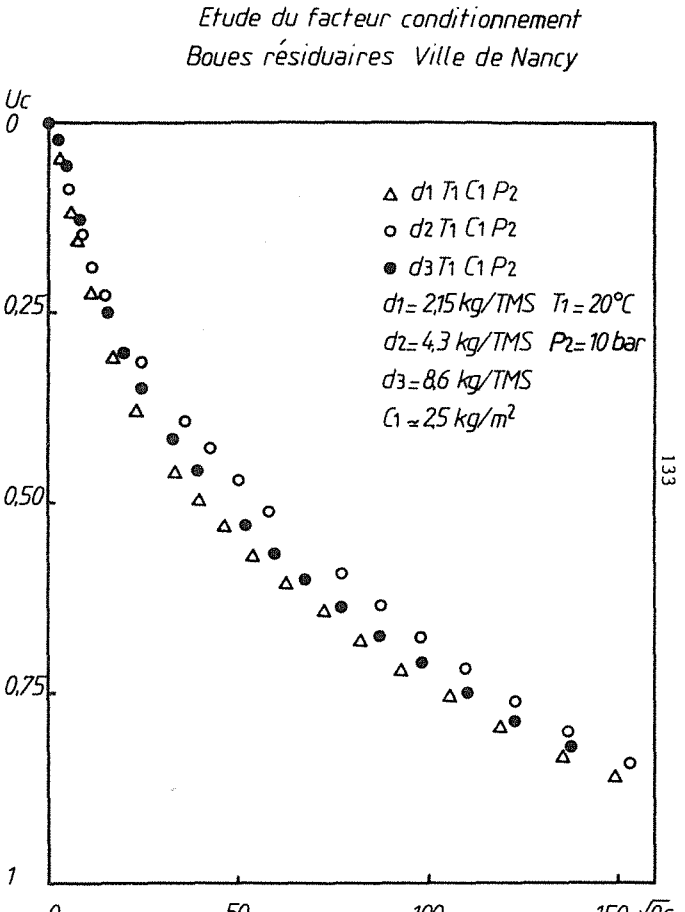


Figure 63

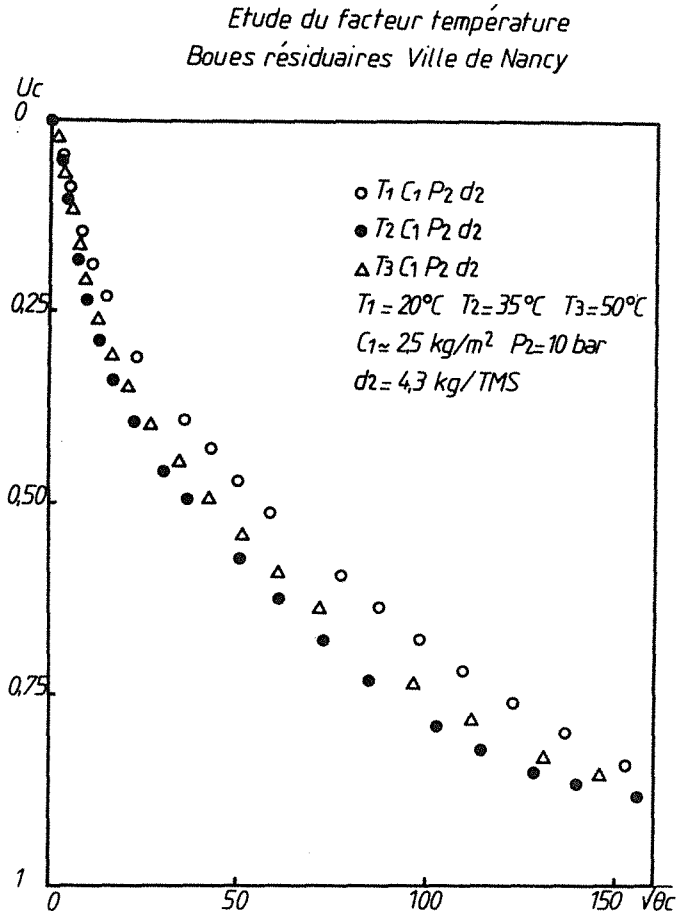


Figure 64

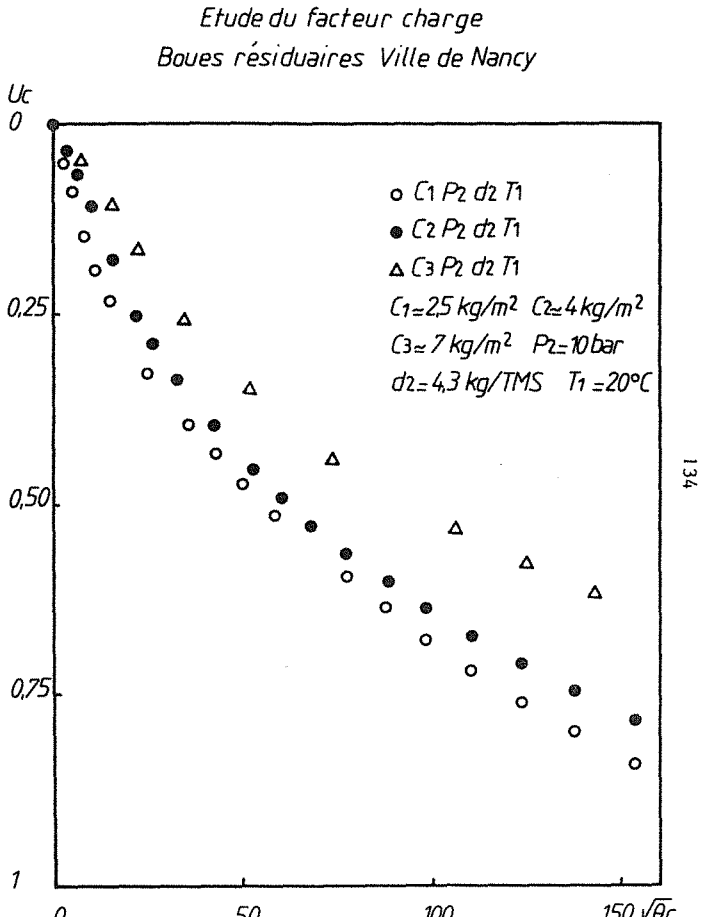


Figure 65

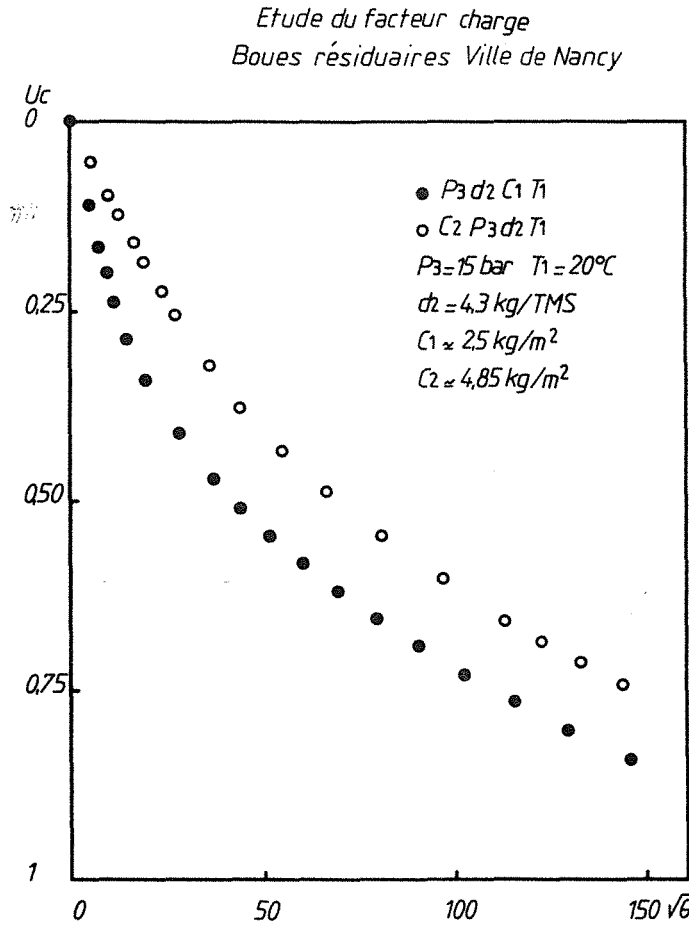

Etude du facteur charge
Boues résiduaires Ville de Nancy
Uc
0
0,25
0,50
0,75
1
0
50
100
150 √θc
P3 d2 C1 T1
C2 P3 d2 T1
P3=15 bar T1=20°C
d2=4,3 kg/TMS
C1 ≃ 2,5 kg/m²
C2 ≃ 4,85 kg/m²

Figure 66

Afin de préciser et de quantifier ces diverses variations, nous proposons dans la suite du texte une analyse numérique des résultats donnés dans le tableau n° 14.

Nous rappelons qu'il s'agit là de l'objectif majeur de ce troisième programme d'essais.

54. CONCLUSION

L'utilisation des modèles simplifiés pour la modélisation de la déshydratation par compression unidirectionnelle des boues résiduaires floculées présente *deux atouts essentiels pour le calcul prévisionnel.*

L'adéquation des résultats mesurés et calculés est *satisfaisante. De plus, l'exploitation est simple et s'adapte au traitement numérique* sur micro-ordinateur.

D'un point de vue expérimental, *la séquence opératoire* choisie assure la reproductibilité de mise en oeuvre préliminaire du produit étudié. *Elle permet également la mise en évidence de l'optimum du point de vue du conditionnement de la boue brute par floculation.*

Le choix des paramètres opératoires est validé par une première analyse qualitative qui révèle des variations nettes des cinétiques en fonction de ces grandeurs opératoires.

Globalement, ce programme d'essais *nous a permis d'atteindre notre objectif de simplification des procédures classiques d'exploitation et de modélisation.*

Il est maintenant nécessaire de relier les paramètres théoriques aux grandeurs opératoires afin de rendre véritablement opérationnel sur le plan prévisionnel l'outil proposé.

55. REFERENCES

Thèses

1. "Mise au point et application d'une méthode d'évaluation de la filtrabilité des boues résiduaires sous pression progressive", Institut de Recherches Hydrologiques, étude dirigée par F. COLIN (Nancy), 1981.
2. "Contribution à l'étude du fonctionnement d'un filtre à bandes presseuses", Thèse Docteur-Ingénieur, G.B. ACEDO, 1981, Etude dirigée par R. BEN AIM (Montpellier).
3. "Filtration et déshydratation par compression mécanique des suspensions industrielles floculées ou non", Thèse CNAM, E. MINERY, 1979, étude dirigée par D. LECLERC (Nancy).

Publications

4. GIBSON et LO. "A theory of consolidation for soils exhibiting secondary compression", Norwegian. Geotech. Inst., Oslo, 1961, n° 41, p. 3-15.
5. H. KUNO, J. OKADA. "The compaction process and deformability of granules", Powder Technology, vol. 33, n° 1, sept.-Oct. 1982.

Essai	ΔP (Pa)	ω (kg/m^2)	μ (Pa.s)	$\sqrt{K_e}$ ($s^{-1/2}$)	ν	K_c ($s^{-\nu'}$)	ν'
$P_1d_2T_1C_1$	4.10^5	2,61	$1,05.10^{-3}$	$1,56.10^{-2}$	0,65	$2,20.10^{-2}$	0,44
$P_2d_2T_1C_1$	8.10^5	2,66	$1,05.10^{-3}$	$1,75.10^{-2}$	0,60	$2,01.10^{-2}$	0,44
$P_3d_2T_1C_1$	16.10^5	2,79	$1,05.10^{-3}$	$1,92.10^{-2}$	0,60	$3,27.10^{-2}$	0,40
$d_2T_1C_1P_2$	8.10^5	2,52	$1,02.10^{-3}$	$1,92.10^{-2}$	0,60	$2,73.10^{-2}$	0,43
$d_3T_1C_1P_2$	8.10^5	2,38	$1,12.10^{-3}$	$1,67.10^{-2}$	0,60	$1,29.10^{-2}$	0,51
$T_2C_1P_2d_2$	8.10^5	2,42	$0,83.10^{-3}$	$1,27.10^{-2}$	0,60	$2,59.10^{-2}$	0,43
$T_3C_1P_2d_2$	8.10^5	2,26	$0,69.10^{-3}$	$2,50.10^{-2}$	0,60	$3,21.10^{-2}$	0,42
$C_2P_2d_2T_1$	8.10^5	4,12	$1,05.10^{-3}$	$1,14.10^{-2}$	0,65	$1,00.10^{-2}$	0,51
$C_3P_2d_2T_1$	8.10^5	6,93	$1,05.10^{-3}$	$0,72.10^{-2}$	0,70	$0,65.10^{-2}$	0,51
$P_3d_2T_1C_2$	16.10^5	4,85	$1,05.10^{-3}$	$0,99.10^{-2}$	0,70	$1,20.10^{-2}$	0,48

Tableau n° 14

$K_e = f(\Delta P)$ pour 3 couples r = 1

et $\log K_e\omega^2 = -5,0 + 0,4 \log \Delta P$

$K_c = f(\nu')$ pour 9 couples r = 0,9811

et $\ln K_c = 2,45 - 14,20.\nu'$

(figure 69).

$K_e = f(\mu)$ pour 3 couples r = 0,995

et $\log K_e\omega^2 = -5,385 - 0,915 \log (\mu)$

$K_e = f(\omega)$ pour 3 couples r = 0,9995

et $\log K_e = -2,73 - 1,85 \log \omega$

$K_e = f(\omega)$ pour 2 couples $P_3d_2T_1C_2$, $P_3d_2T_1C_1$

$\log K_e = -2,37 - 2,385 \log \omega$

III.6. SENSIBILITE DES MODELES AUX VARIABLES OPERATOIRES

61. Les diverses formes explicites du "coefficient de compression"
62. Aspect théorique
63. Illustration expérimentale

631. Introduction
632. Approche simplissime
633. Corrélation des paramètres apparaissant dans les deux approches semi-théoriques

64. Conclusion
65. Références

6. SENSIBILITE DES MODELES AUX VARIABLES OPERATOIRES

LE CALCUL PREVISIONNEL DU COEFFICIENT DE COMPRESSION C_e

Le plus souvent, à l'échelle industrielle, l'opération d'élimination d'eau est limitée à la phase de compression primaire.

A priori, cette phase semble suffisamment bien modélisable par la représentation $U_c = \sqrt{K_e}.\sqrt{\theta_c}$ *qui correspond à négliger la compression secondaire.* La déshydratation secondaire, représentée par les queues de courbes $U_c = f\sqrt{\theta_c}$, est très longue et conduit à un gain de siccité très faible. On comprend alors très bien que l'utilisateur puisse négliger la fraction d'humidité éliminée par compression secondaire.

Très sensibilisés par les travaux de D. LECLERC et par notre approche technologique préliminaire à ces réalités industrielles, *nous pensons qu'une étude du calcul prévisionnel du coefficient de compression primaire constituerait un apport complémentaire aux utilisateurs des techniques de pressage.*

L'objectif principal de cette étude est de relier le coefficient K_e aux variables opératoires. Pour cela nous établissons l'expression analytique du coefficient C_e en fonction de ces grandeurs puis nous étudions sur le plan expérimental la sensibilité de K_e aux variations des paramètres opératoires , K_e étant directement proportionnel à C_e.

61. LES DIVERSES FORMES EXPLICITES DU "COEFFICIENT DE COMPRESSION"

Incontestablement, cette grandeur a été initialement introduite en mécanique des sols sous le nom *de coefficient de consolidation* noté C_v et explicité par TERZAGHI (1925).

Largement inspiré par les considérations de TERZAGHI et de GIBSON et LO, SHIRATO propose *un coefficient de consolidation modifié* noté C_e très similaire dans sa formulation à C_v.

Plus récemment, KORMENDY (1974), dans une contribution à la théorie du pressage tridimensionnel, et de son application particulière à une dimension, a formulé *un coefficient de pressage* dont l'expression s'écarte peu des deux précédentes.

Le tableau n° 15 permet d'établir une comparaison des diverses expressions des coefficients mentionnés ci-dessus.

Soulignons à cette occasion que SHIRATO est resté, dans ses travaux expérimentaux portant sur ce sujet, très proche de la mécanique des sols en utilisant le plus souvent des produits tels que le kaolin. Tandis que KORMENDY a approché l'étude du pressage de produits alimentaires, à partir des lois de la filtration.

62. ASPECT THEORIQUE

L'objectif principal dans cette partie théorique est de *trouver une équation simple donnant accès au coefficient* C_e, *à partir d'essais aisément réalisables au laboratoire.*

Afin de développer une équation définissant la variable opératoire C_e, présente dans tous les modèles théoriques que nous avons étudiés précédemment, le rappel

VARIABLES	COEFFICIENT DE PRESSAGE KORMENDY 1974	COEFFICIENT DE CONSOLIDATION TERZAGHI 1925	COEFFICIENT DE CONSOLIDATION MODIFIE ; SHIRATO 1970
ε_x	$C = -\frac{1-\varepsilon_x}{\mu\alpha}\left(\frac{1-\varepsilon_x}{1-\varepsilon_o}\right)^2 \cdot \frac{dp_s}{d\varepsilon_x}$	$C_v = -\frac{1-\varepsilon_o}{\mu\alpha} \cdot \frac{dp_s}{d\varepsilon_x}$	$C_e = -\frac{\rho_s^2(1-\varepsilon_x)^3}{\mu\alpha} \cdot \frac{dp_s}{d\varepsilon_x}$
e_x	$C = -\frac{1+e_o}{\mu\alpha}\left(\frac{1+e_o}{1+e_x}\right) \cdot \frac{dp_s}{de_x}$	$C_v = -\frac{1+e_x}{\mu\alpha} \cdot \frac{dp_s}{de_x}$	$C_e = -\frac{\rho_s^2}{\mu\alpha(1+e_x)} \cdot \frac{dp_s}{de_x}$
dimension	$cm^2.s^{-1}$	$m^2.s^{-1}$ $m^2.h^{-1}$	$\frac{cm^2}{s} \cdot \left(\frac{g}{cm^3}\right)^2$

Source : Paragraphe III.65, réf. (1).

Tableau n° 15

des approximations conventionnelles concernant la résistance spécifique locale et l'indice de vide local, est nécessaire.

Voici les formes habituelles de la variation de ces deux grandeurs en fonction de la pression p_s.

- selon RUTH : $\alpha_x = \alpha_o + \alpha_1 p_s^n$ (50)
- selon SPERRY : $\alpha_x = \alpha_1 p_s^n$ (51)
- selon TERZAGHI et PECK : $e_x = E_o - C_c \ln p_s$ (52)

Tandis que l'expression de la forme $\varepsilon_x = \varepsilon_o p_s^{-\lambda}$, souvent utilisée en filtration pour des basses pressions, n'est pas, selon GRACE et TILLER satisfaisante pour les pressions élevées, utilisées lors des opérations de pressage.

Afin d'établir une expression simplifiée de C_e, reprenons les considérations mathématiques développées dans notre étude théorique initiale.

En éliminant par l'intermédiaire de l'équation (13), le coefficient de changement de volume m_v dans l'expression donnant C_e et en substituant dans cette équation, la forme différentielle de l'équation (52), on obtient :

$$C_e = \frac{\rho_s \, p_s}{\mu \alpha_x C_c} \qquad (53)$$

Nous rappelons à cet effet l'équation (13) et l'expression de C_e issue de la théorie de la consolidation

$$m_v = \frac{1}{1+e_x} \cdot \frac{de_x}{dp_s} \qquad (13)$$

$$C_e = \frac{\rho_s}{\mu . \alpha_x (1+e_x) m_v}$$

En remplaçant, dans la relation (53), α_x par les expressions (50) et (51), on obtient respectivement :

$$C_e = \frac{\rho_s \, p_s}{\mu C_c (\alpha_o + \alpha_1 p_s^n)} = \frac{\rho_s}{\mu C_c \alpha_1 p_s^{(n-1)}} \qquad (53)$$

Puisque la pression p_s change sur toute la hauteur du gâteau et varie en fonction du temps, le coefficient C_e est variable en fonction de la distance x du support filtrant et du temps. Lors de la résolution de l'équation fondamentale de la compression, nous avons été conduits à considérer la grandeur C_e constante, ceci afin d'obtenir des solutions moins complexes.

Dans le cas présent, nous prenons, pour p_s, la valeur de la pression appliquée Δp ; ceci constitue une approximation que nous jugeons acceptable.

En ce qui concerne la résistance spécifique, nous prenons la valeur maximale correspondant à la pression appliquée et nous l'estimons à l'aide de la résistance spécifique moyenne α par l'équation :

$$\alpha_x = \frac{\bar{\alpha}}{(1-n)} \qquad (54)$$

Cette équation suppose la validité de la relation (51). (cf 65 (4))

63. ILLUSTRATION EXPERIMENTALE

631. Introduction

Nous avons, dans le cadre d'une étude antérieure, exploité cette méthodologie d'approche du coefficient C_e sur des suspensions de talc floculées ou non. Dans le domaine de pression de 4 à 10 bars, nous avons obtenu une précision variable et relativement modeste de 15 à 30 %.

Les lois de variation de la résistance spécifique moyenne et de l'indice de vide à compression infinie qui ont été utilisées pour les calculs ont été déterminées expérimentalement à partir de la cellule et prennent les formes suivantes :

Talc non floculé *		
$\bar{\alpha} = 8{,}65.10^{10}\ \Delta P^{0{,}45}$ (bar)	$e_1 = 1{,}84 - 0{,}37 \ln \Delta P$ (en bar) $e_\infty = 1{,}695 - 0{,}30 \ln \Delta P$ (en bar)	s = 0,074
	$e_1 = 1{,}86 - 0{,}40 \ln \Delta P$ (en bar) $e_\infty = 1{,}74 - 0{,}36 \ln \Delta P$ (en bar)	s = 0,048
Talc floculé		
$\bar{\alpha} = 2{,}50.10^{10}\ \Delta P^{0{,}83}$ (bar)	$e_1 = 1{,}75 - 0{,}32 \ln \Delta P$ (en bar) $e_\infty = 1{,}625 - 0{,}32 \ln \Delta P$ (en bar)	s = 0,074

Ces expressions sont en accord avec les travaux de F.M. TILLER, portant sur un produit analogue.

Nous ne reprenons pas en détail ces résultats et nous proposons dans cette partie, une approche simplissime, dans le cas des boues résiduaires, de la prévision du coefficient K_e directement lié à la grandeur C_e par l'expression (55) :

$$\boxed{K_e \equiv \frac{4i^2 C_e}{\pi\omega^2}} \qquad \text{d'après (43)} \qquad (55)$$

Nous rappelons que i est ici le nombre de surfaces de drainage égal à 1 pour nos essais.

* (cf paragraphe 65(5)

632. Approche simplissime

Notre démarche, pour aboutir à la corrélation des paramètres apparaissant dans les modèles et les grandeurs opératoires, est très voisine de la démarche préconisée par P. LE GOFF pour l'approche des problèmes d'optimisation à l'aide des modèles simplissimes.

En effet, on montre qu'à 10 % près, toute relation expérimentale entre deux grandeurs mesurables X et Y peut dans un domaine de variation limité être représentée par une fonction puissance. P. LE GOFF applique cette méthode avec succès dans les domaines de transferts de chaleur, de quantité de mouvement et de matière.

Par généralisation de cette méthode, on postulera que :

$$\boxed{K_e = (\Delta P)^j \cdot (\mu)^k \cdot (\omega)^\ell \cdot Cte}$$

Cette généralisation est tout à fait valide puisque K_e varie dans un rapport allant de 1 à 12. Ce modèle est un modèle simplissime local si l'on considère l'évolution du système autour de l'état caractérisé par l'indice 1. Dans ce cas on écrira :

$$\boxed{\frac{K_e}{K_{e1}} = \left(\frac{\Delta P}{\Delta P_1}\right)^j \cdot \left(\frac{\mu}{\mu_1}\right)^k \cdot \left(\frac{\omega}{\omega_1}\right)^\ell} \qquad (56)$$

Par régression linéaire, le traitement des données du tableau n° 14 permet de cerner les exposants j, k et ℓ.

— facteur charge

Les deux linéarisations qui suivent donnent une valeur moyenne de ℓ égale à 2,12

$$\left.\begin{array}{l} C_1P_2d_2T_1 \\ C_2P_2d_2T_1 \\ C_3P_2d_2T_1 \end{array}\right\} \quad \log K_e = -2,73 - 1,85 \log \omega \ ; \ r = 0,9995$$

$$\left.\begin{array}{l} C_2P_3d_2T_1 \\ C_1P_3d_2T_1 \end{array}\right\} \quad \log K_e = -2,37 - 2,385 \log \omega$$

d'où $\underline{\bar{\ell} = 2,12}$. Nous prendrons $\ell = 2$

— facteur pression

$$\left.\begin{array}{l} P_1d_2T_1C_1 \\ P_2d_2T_1C_1 \\ P_3d_2T_1C_1 \end{array}\right\} \quad \log K_e\, \omega^2 = -5,0 + 0,4 \log \Delta P \ ; \ r = 1$$

d'où $\underline{j = 0,4}$

— facteur température

C'est à partir de la viscosité dynamique que nous analysé son influence

$$\left.\begin{array}{l} T_1C_1P_2d_2 \\ T_2C_1P_2d_2 \\ T_3C_1P_2d_2 \end{array}\right\} \quad \log K_e\omega^2 = -5{,}385 - 0{,}915 \log(\mu) \; ; \; r = 0{,}9951$$

d'où $\underline{k \simeq 1}$

Globalement, nous pouvons écrire la relation de proportionnalité entre K_e et les grandeurs opératoires élevées aux puissances respectives j, k, ℓ sous la forme

$$\underline{K_{e,théo} \equiv \frac{1}{\Delta P^{-0,4}.\mu.\omega^2} \cdot A} \qquad (57)$$

A étant ici une constante de proportionnalité.

Le tableau n° 16 donne l'ensemble des valeurs calculées par (57), à une constante près, et des valeurs mesurées à partir des courbes $U_c = f\sqrt{\theta_c}$ selon la procédure classique déjà détaillée.

La figure 67 permet d'apprécier l'accord entre les valeurs expérimentales et leur représentation théorique (57) qui devient :

$$\underline{K_{e,théo} = \frac{1}{\Delta P^{-0,4}.\mu.\omega^2} \cdot 9{,}4.10^{-9}}$$

Si l'on reconsidère les équations (53) et (55), la constante A doit avoir une valeur voisine de :

$$\underline{A \equiv \frac{\rho_s.4i^2.(1-n)}{C_c.\bar{\alpha}.\pi}}$$

Voyons de façon très approximative si ce rapport est proche de la valeur moyenne de A donnée par le tableau 16.

- Une mesure grossière de la résistance des boues floculées utilisées donne, sous $0{,}5.10^5$ Pa et pour une dose de floculant d_2, la valeur :

$\underline{\bar{\alpha} \simeq 10^{11}\ m.kg^{-1}}$ (mesure réalisée sur cellule de filtration - montage classique)

- En première approximation $n \equiv (1-j)$

- ρ_s a été déterminé également de façon approximative et prend une valeur voisine de 2420 kg/m^3.

- Prenons $C_c \simeq 0{,}4$ de façon arbitraire (talc).

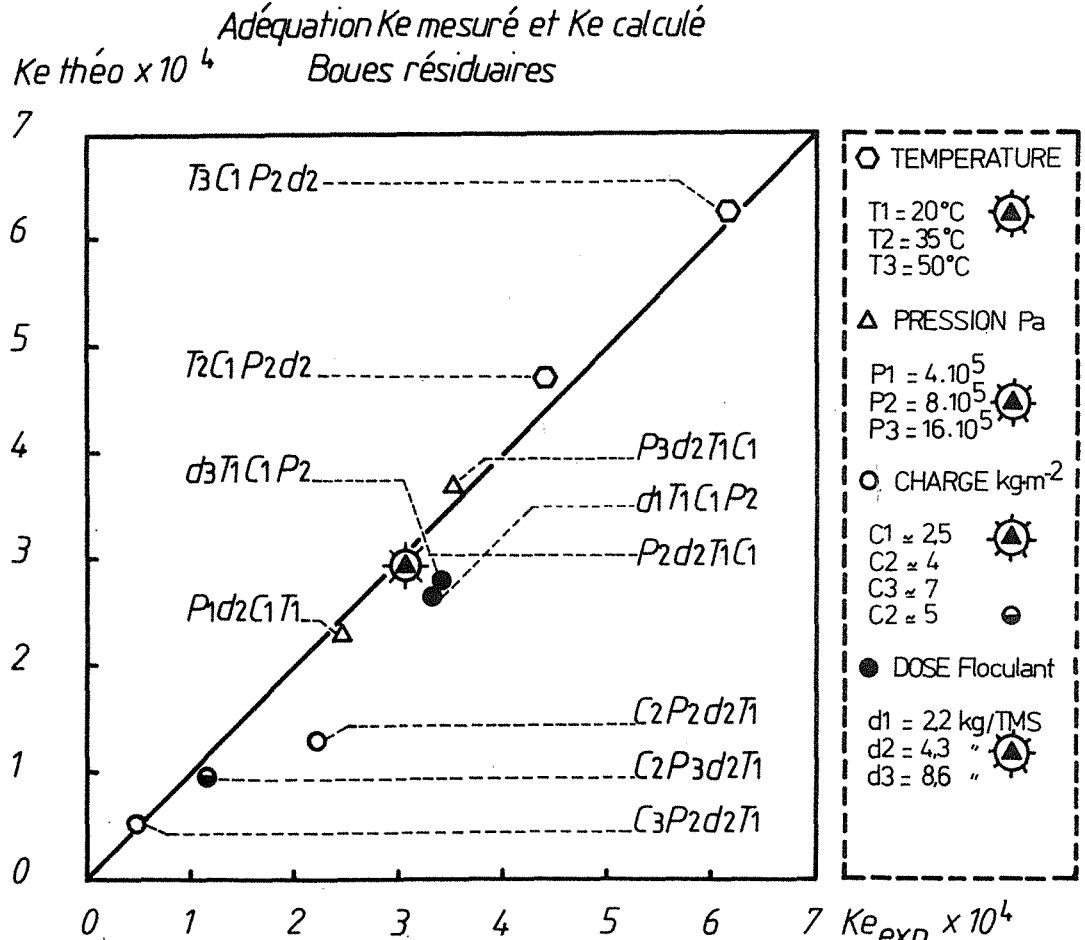

Adéquation Ke mesuré et Ke calculé
Boues résiduaires
Ke théo x 10 4
Ke exp x 10 4
0
1
2
3
4
5
6
7
T3C1P2d2
T2C1P2d2
d3T1C1P2
P1d2C1T1
P3d2T1C1
d1T1C1P2
P2d2T1C1
C2P2d2T1
C2P3d2T1
C3P2d2T1
TEMPERATURE
T1 = 20°C
T2 = 35°C
T3 = 50°C
PRESSION Pa
P1 = 4.10 5
P2 = 8.10 5
P3 = 16.10 5
CHARGE kg·m-2
C1 ≃ 2,5
C2 ≃ 4
C3 ≃ 7
C2 ≃ 5
DOSE Floculant
d1 = 2,2 kg/TMS
d2 = 4,3 "
d3 = 8,6 "

Figure 67

Essai	ΔP (Pa)	ω (kg/m^2)	μ (Pa.s)	$\sqrt{K_e}$ ($s^{-1/2}$)	ν	K_c ($s^{-\nu'}$)	ν'
$P_1d_2T_1C_1$	4.10^5	2,61	$1,05.10^{-3}$	$1,56.10^{-2}$	0,65	$2,20.10^{-2}$	0,44
$P_2d_2T_1C_1$	8.10^5	2,66	$1,05.10^{-3}$	$1,75.10^{-2}$	0,60	$2,01.10^{-2}$	0,44
$P_3d_2T_1C_1$	16.10^5	2,79	$1,05.10^{-3}$	$1,92.10^{-2}$	0,60	$3,27.10^{-2}$	0,40
$d_2T_1C_1P_2$	8.10^5	2,52	$1,02.10^{-3}$	$1,92.10^{-2}$	0,60	$2,73.10^{-2}$	0,43
$d_3T_1C_1P_2$	8.10^5	2,38	$1,12.10^{-3}$	$1,67.10^{-2}$	0,60	$1,29.10^{-2}$	0,51
$T_2C_1P_2d_2$	8.10^5	2,42	$0,83.10^{-3}$	$1,27.10^{-2}$	0,60	$2,59.10^{-2}$	0,43
$T_3C_1P_2d_2$	8.10^5	2,26	$0,69.10^{-3}$	$2,50.10^{-2}$	0,60	$3,21.10^{-2}$	0,42
$C_2P_2d_2T_1$	8.10^5	4,12	$1,05.10^{-3}$	$1,14.10^{-2}$	0,65	$1,00.10^{-2}$	0,51
$C_3P_2d_2T_1$	8.10^5	6,93	$1,05.10^{-3}$	$0,72.10^{-2}$	0,70	$0,65.10^{-2}$	0,51
$P_3d_2T_1C_2$	16.10^5	4,85	$1,05.10^{-3}$	$0,99.10^{-2}$	0,70	$1,20.10^{-2}$	0,48

Tableau n° 14

$K_e = f(\Delta P)$ pour 3 couples r = 1

et $\log K_e\omega^2 = -5,0 + 0,4 \log \Delta P$

$K_c = f(\nu')$ pour 9 couples r = 0,9811

et $\ln K_c = 2,45 - 14,20.\nu'$

(figure 69).

$K_e = f(\mu)$ pour 3 couples r = 0,995

et $\log K_e\omega^2 = -5,385 - 0,915 \log (\mu)$

$K_e = f(\omega)$ pour 3 couples r = 0,9995

et $\log K_e = -2,73 - 1,85 \log \omega$

$K_e = f(\omega)$ pour 2 couples $P_3d_2T_1C_2$, $P_3d_2T_1C_1$

$\log K_e = -2,37 - 2,385 \log \omega$

Essai	K_e exp(s) (10^{-4})	$\frac{1}{\Delta P^{-0,4}.\mu.\omega^2}$	A (10^{-9})	$K_{e,théo}$ (s) (10^{-4})
$P_1d_2C_1T_1$	2,43	24439	7,07	2,30
$P_2d_2C_1T_1$	3,06	30891	9,91	2,90
$P_3d_2C_1T_1$	3,69	37242	9,90	3,50
$T_2C_1P_2d_2$	4,71	46899	10,00	4,41
$T_3C_1P_2d_2$	6,25	65471	9,55	6,15
$C_2P_2d_2T_1$	1,30	12992	10,06	1,22
$C_3P_2d_2T_1$	0,52	4562	11,36	0,43
$C_2P_3d_2T_1$	0,98	12263	7,99	1,15
$C_1P_3d_2T_1$	3,69	37242	9,90	3,50
$d_1T_1C_1P_2$	2,69	35431	10,40	3,33
$d_3T_1C_1P_2$	2,79	36259	7,69	3,41
		moyenne : $\overline{A} = 9,4.10^{-9}$		

Tableau n° 16

Dans ce cas : $\frac{4i^2}{\pi} \rho_s \cdot \frac{(1-n)}{\overline{\alpha}.C_c} \simeq 2.10^{-8}$

tandis que : $\overline{A} \simeq 10^{-8}$

Ce calcul rapide semble valider nos considérations théoriques précédentes.

633. Corrélation des paramètres apparaissant dans les deux approches semi-théoriques

6331. L'analogie $\sqrt{K_e}$, K_c

Le modèle de SIVARAM et SWAMEE précédemment utilisé, $U_c \underset{\theta_c \to 0}{\simeq} \sqrt{K_e}.\sqrt{\theta_c}$,

peut être généralisé sous la forme $U_c \underset{\theta_c \to 0}{\simeq} K_c.\theta_c^{\nu'}$

où ν' est un exposant phénoménologique s'écartant légèrement de 0,5. Cette présentation est en accord avec les valeurs de ν' du tableau n° 14, et correspond au développement en série de TAYLOR de la relation (35).

Il y a donc une analogie mathématique entre $\sqrt{K_e}$ et K_c.

Avant toute tentative d'exploitation de cette analogie, il est bon de rappeler que K_e est bien calculé dans la phase initiale de pressage, c'est-à-dire pour θ_c voisin de zéro, tandis que K_c est une valeur moyenne issue de la linéarisation par la méthode des moindres carrés.

La figure 68 met en évidence ce fait en montrant certes l'analogie entre $\sqrt{K_e}$ et K_c, mais en précisant l'écart à la distribution idéale schématisé par la droite en traits interrompus.

6332. Relation K_c, ν'

La figure 69 met en évidence une relation linéaire entre la valeur de ν' et le logarithme de K_c. L'ajustement est satisfaisant ; il renforce les tendances observées en ce qui concerne les importances respectives des différents facteurs étudiés.

L'incidence de la charge se traduit par une linéarité marquée.

Il serait hâtif de vouloir exploiter plus en détail cette observation. Toutefois, la confirmation de celle-ci pour d'autres produits révèlerait un caractère prévisionnel simple et performant de la modélisation que nous préconisons.

64. CONCLUSION

L'approche simplissime des corrélations entre le coefficient de compression K_e et les grandeurs opératoires utilisées à l'échelle industrielle présente un caractère véritablement prévisionnel. En effet, cette grandeur K_e est représentative sur le plan cinétique de la phase de pressage industriel, c'est-à-dire une étape le plus souvent limitée à une phase de compression primaire ou plus précisément hydrodynamique.

En ayant exploité cette *approche simplissime dans des domaines de variation courants au niveau industriel, nos résultats pourront faire l'objet d'approches technique et économique.*

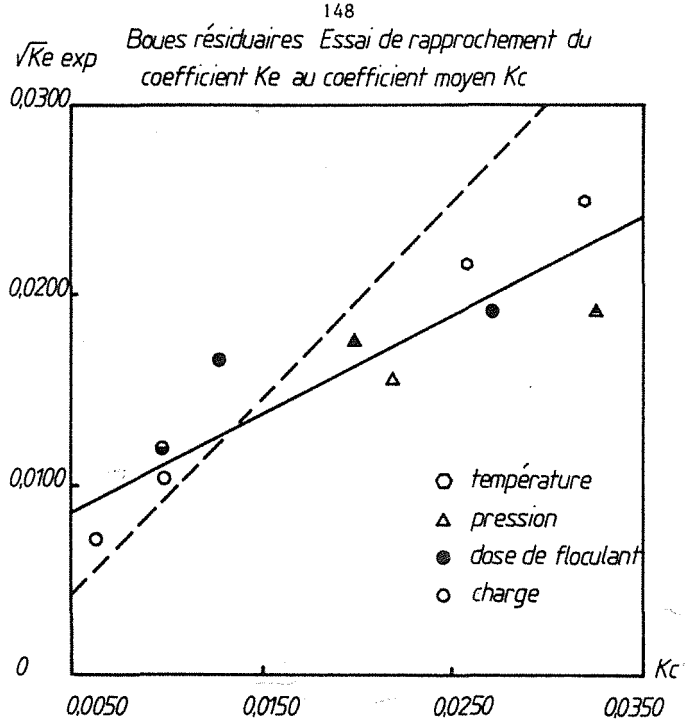


Figure 68

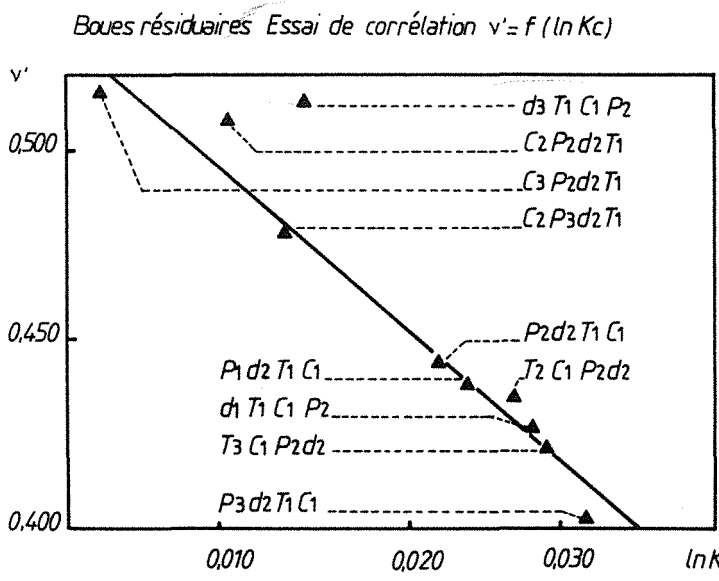


Figure 69

Une corrélation satisfaisante entre les deux coefficients K_e et K_c renforce le potentiel prévisionnel du modèle que nous préconisons et qui allie simplicité et adaptabilité.

Enfin, la relation entrevue entre les deux paramètres de ce modèle peut en faire un outil très puissant dans la mesure où cette corrélation serait généralisable à divers produits humides.

65. REFERENCES

1. I. KORMENDY. "Contribution to the three dimensional pressing theory and its one dimensional application", Acta Alimentaria, 1974, vol. 3, (1), p. 93-110
2. M. SHIRATO. "Fundamental analysis for expression under constant pressure", Filtration and Separation, may/june 1970.
3. L. SULKJE. "Rheological aspects of soil mechanics", London, Wiley Interscience, 1969.
4. Documents Cycle de Perfectionnement des Industries Chimiques CPIC NANCY (Filtration des liquides - Responsable scientifique D. LECLERC)
5. S. REBOUILLAT.DEA (1981) Institut National Polytechnique de Lorraine
6; P. LE GOFF "Energétique Industrielle" Tomes 1, 2, 3 - Technique et Documentatic Lavoisier Paris - 1979, 1980, 1982.

Chapitre IV

*

Exemples d'utilisation des théories développées pour la recherche d'optimums techniques, économiques et énergétiques de séquences de pressage-séchage

CHAPITRE IV

EXEMPLES D'UTILISATION DES THEORIES DEVELOPPEES POUR LA RECHERCHE D'OPTIMUMS TECHNIQUES, ECONOMIQUES ET ENERGETIQUES DE SEQUENCES DE PRESSAGE-SECHAGE

IV.1. LE PRESSAGE DES PULPES DE BETTERAVES

comme exemple

- DE L'APPROCHE DE LA MODELISATION UNIDIRECTIONNELLE D'UN PRODUIT D'ORIGINE AGRICOLE, DE STRUCTURE PARTICULIERE

  ET

- DE LA RECHERCHE D'OPTIMUMS ECONOMIQUE ET ENERGETIQUE D'UNE OPERATION DE PRESSAGE-SECHAGE

IV.2. OPTIMISATIONS TECHNIQUES ET ECONOMIQUES D'OPERATIONS DE FILTRATION-COMPRESSION CLASSIQUES

comme exemple

- D'UTILISATION DES RESULTATS EXPERIMENTAUX

  ET

- D'EVALUATION COMPARATIVE DES DIVERSES TECHNOLOGIES ADAPTEES A CES OPERATIONS

CHAPITRE IV

EXEMPLES D'UTILISATION DES THEORIES DEVELOPPEES POUR LA RECHERCHE D'OPTIMUMS TECHNIQUES, ECONOMIQUES ET ENERGETIQUES DE SEQUENCES DE PRESSAGE-SECHAGE

INTRODUCTION

1. LE PRESSAGE DES PULPES DE BETTERAVES

11. L'enjeu économique

111. Considérations générales
112. La pulpe de betteraves dans la branche sucrière
113. Production et marché de la pulpe de betteraves
114. L'importance quantitative de l'énergie dépensée pour le pressage des pulpes
115. Le programme anti-énergétique mis en oeuvre. Les résultats obtenus et les perspectives
116. Conclusion

12. Aspect théorique et expérimental du comportement des pulpes au pressage

121. Introduction
122. Etude expérimentale

1221. Les produits utilisés
1222. Appareillages expérimentaux
1223. Protocole opératoire

12231. Les paramètres étudiés expérimentalement
12232. La conduite des essais

123. Résultats expérimentaux

1231. Exploitation des résultats
1232. Etude semi-quantitative des influences respectives de chacun des paramètres étudiés

12321. Influence du vieillissement des pulpes sur la cinétique de pressage
12322. Incidence de la charge initiale sur la cinétique de pressage
12323. Influence de la température
12324. Accroissement de la pressabilité par adjonction de sulfate de calcium
12325. Pressabilité et taille des cossettes
12326. Incidence de la pression
12327. Pressabilité et vitesse d'application de la pression
12328. Conclusion

1233. Modélisation de la compression unidirectionnelle des pulpes de betteraves

12331. Rappels préliminaires
12332. Illustration graphique de l'adéquation entre les résultats calculés et mesurés

12333. Corrélations entre les paramètres et les grandeurs opératoires

123331. Relation entre K_c et ν'
123332. Relations entre les grandeurs opératoires et le coefficient de compression
123333. Etudes complémentaires

124. Conclusion
125. Références

13. Essai d'optimisation énergétique et économique du pressage des pulpes. Evaluation de l'incidence des adjuvants de pressabilité

131. Le schéma global de déshydratation. Intrants et extrants
132. Les expressions du rendement. Le pôle d'optimisation
133. La notion de consommation spécifique à rendement quasi-nul
134. Synthèse des éléments du coût. Formulation du coût opératoire
135. Aspect énergétique
136. Application numérique

1361. Données de base
1362. Recherche de l'optimum énergétique
1363. L'optimum monétaire en francs
1364. La caractéristique énergie-coût
1365. Optimum monétaire en devises

137. Conclusion
138. Références

2. RECHERCHE D'OPTIMUMS TECHNIQUES ET ECONOMIQUES D'OPERATIONS DE FILTRATION-COMPRESSION. PERFORMANCES COMPARATIVES DE DIVERSES TECHNOLOGIES

21. Rappels et objectifs
22. Présentation du problème. Synthèse des éléments du coût global
23. Résumé des principaux résultats

231. Optimisation technique et économique de la surface filtrante
232. Incidence de la pression sur le coût global de la déshydratation
233. Améliorations apportées par les filtres équipés de dispositifs de pressage
234. Floculation. Egouttage et pressage. Aspect technico-économique

24. Conclusion

INTRODUCTION

Le quatrième chapitre de notre étude comporte deux parties principales :

La première partie est la plus longuement développée. Elle concerne le pressage des cossettes issues du traitement de la betterave à sucre. Ce processus industriel revêt un intérêt tout particulier dans une politique d'économies d'énergie ; c'est la raison pour laquelle nous présentons, au début de cette première partie, *une évaluation de l'enjeu économique du pressage-séchage des pulpes*. Cette appréciation souligne la nécessité de fournir des méthodologies d'approches technique et économique du phénomène de déshydratation.

C'est la raison pour laquelle, dans un premier temps, *une approche expérimentale et théorique de la compression unidirectionnelle est réalisée*. Signalons toutefois que cette étude n'est pas exhaustive ; en effet, les pulpes de betteraves constituent un produit particulier qui se distingue notablement des suspensions solide-liquide envisagées jusqu'à présent. La relative dispersion granulométrique du produit et le fait que la phase liquide se trouve en grande partie occluse dans des cellules végétales, sont à l'origine de cette distinction.

Dans un deuxième temps, nous tentons *d'établir une méthodologie d'approche économique et énergétique du pressage-séchage des cossettes*.

Cette optimisation vise à cerner l'incidence des adjuvants de pressabilité sur le niveau énergétique global de la séquence concernée. Afin de compléter cette évaluation, les optimums en devises pour deux sources d'énergie différentes sont estimés.

La seconde partie de ce chapitre est un résumé d'une étude présentant une méthodologie de recherche d'optimums économiques et techniques d'opérations de filtration-compression classiques.

Le texte intégral est fourni en annexe II. Toutefois nous montrons, dans le résumé proposé, *comment peuvent être valorisés nos résultats expérimentaux et nous soulignons les difficultés* que l'on peut rencontrer lors des *comparaisons techniques et économiques des procédés de déshydratation* disponibles sur le marché.

1. LE PRESSAGE DES PULPES DE BETTERAVES

11. "L'ENJEU ECONOMIQUE"

111. Considérations générales

En produisant 33,2 Mt de betteraves durant la campagne 1981/1982, *la France se place au second rang mondial des producteurs de sucre de betteraves* après l'URSS.

Pour l'ensemble des productions sucrières, à partir de la betterave et de la canne à sucre, la France est le deuxième exportateur de sucre du monde après Cuba et se place au dixième rang des consommateurs mondiaux.

Les encadrés 1, 2, 3 complètent ces données et permettent à travers les bilans sucriers établis aux niveaux Français, Européen et Mondial, de percevoir l'atout économique de cette production.

L'avenir de la situation betteravière française est déterminé par trois tendances principales qui sont d'ordre sociologique, politique et économique.

En effet, on assiste à une remise en cause permanente et croissante de notre style d'hygiène alimentaire. Le sucre est très largement considéré dans cette évolution et l'on tend vers une décroissance de la consommation dans les pays riches.

Toutefois, la demande mondiale reste considérable. La consommation moyenne en Chine est de 4 kg/an par habitant alors qu'elle atteint 47 kg par habitant et par an en URSS (encadré n° 3).

Sur le plan politique, le problème est plus complexe et il semblerait que la politique française et celle de la Communauté Economique Européenne ne restent pas toujours aussi ambitieuse en ce qui concerne l'avenir de production et de l'exportation.

Sur le plan économique, la rivalité canne à sucre-betterave devient séculaire bien que la proportion reste stable depuis 50 ans. Le développement de l'autonomie de production des pays importateurs renforce certaines inquiétudes. L'accroissement du marché de l'isoglucose (USA) est également source d'incertitudes.

Globalement, les fluctuations boursières du sucre perpétuent une certaine incertitude sans pour autant entraver l'optimisme français reposant sur une avance technologique souvent reprise par les professionnels.

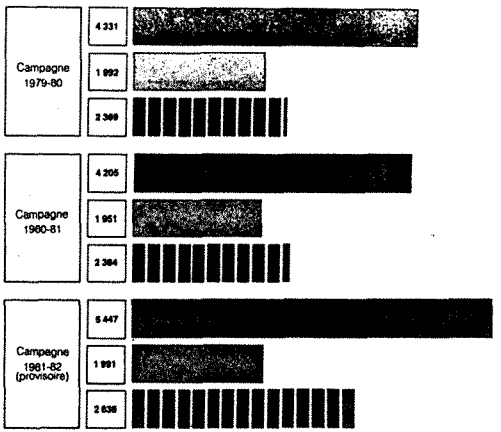
112. La pulpe de betteraves dans la branche sucrière

L'encadré n° 4 donne l'ensemble des produits dérivés de la betterave. Après extraction du sucre, la betterave présente une valeur alimentaire qui est à l'origine de l'accroissement de ce produit sur le marché des aliments pour bétail.

En effet, les hydrates de carbone de la pulpe surpressée ont un haut coefficient de digestibilité. Ils en font un aliment énergétique avantageux mais déficitaire en protéines ; c'est la raison pour laquelle apparaît dans la chaîne des produits dérivés de la betterave, le complément protéique liquide noté CPL qui permet d'équilibrer la pulpe.

FRANCE

PRINCIPAUX ELEMENTS DU BILAN SUCRIER FRANÇAIS
METROPOLE + D.O.M.



production
utilisations internes (consommation humaine + industrie chimique + dénaturation)
exportations nettes (export − import)

Plus de la moitié du sucre français est exportée.
Valeur des exportations de sucre, en 1981 : 7 milliards de francs

France : 1981-82

- **5e producteur mondial de sucre** (Métropole + D.O.M.), après l'inde, le Brésil, Cuba et l'U.R.S.S.
- **2e producteur mondial de sucre de betterave,** après l'U.R.S.S.
- **1er producteur de sucre de la C.E.E.**
- **2e exportateur de sucre du monde,** après Cuba
- **1er exportateur de sucre sur le marché libre.**
- **1er exportateur de la C.E.E.**
- **3e consommateur de sucre de la C.E.E.,** après le Royaume Uni et l'Allemagne Fédérale.

ENCADRE N° 1.

C.E.E.

LA CAMPAGNE SUCRIÈRE EUROPÉENNE EN 1981-1982

(du 1er octobre au 30 septembre)

		France (D.O.M.)	Allemagne Fédérale	Italie	Royaume Uni	Pays-Bas	Belgique Luxembourg	Danemark	Grèce	Irlande	[illegible]
BETTERAVE	Surfaces destinées au sucre (1 000 ha)	616 (1)	464	315	207	130	137	76	43	36	2024
BETTERAVE	Production de betteraves (1 000 tonnes)	33 200 (2)	24 342	17 371	7 394	7 370	7 708	3 352	2 560	1 319	104 616
BETTERAVE	Rendement de betteraves (tonnes / ha)	54	52.5	54.8	35.7	56.5	57	44.1	60.5	37.8	51,7
SUCRE	[illegible]	57 (3)	49	47	13	10	15	6	5	4	[illegible]
SUCRE	[illegible]	108	98	81	112	95	106	91	108	100	[illegible]
SUCRE	[illegible]	5 447 (4)	3 395	2 048	1 092	1 044	1 028	480	323	168	[illegible]
SUCRE	[illegible]	8.3	7.3	6.5	5.3	8.0	7.5	6.3	7.5	4.7	[illegible]
DÉBOUCHÉS	Consommation (1 000 tonnes de sucre blanc)	1 991 (5)	2 200	1 550	2 210	565	351	195	288	142	9 492
DÉBOUCHÉS	Commerce extérieur (6) (1 000 tonnes de sucre blanc) (7)	+ 2 638	+ 948	+ 240	1 157	− 396	+ 522	+ 231	—	+ 23	+ 3 841

(1) − 65 000 ha de canne à sucre dans les D.O.M.
(2) 3 224 739 tonnes de cannes broyées dans les D.O.M.
(3) + 11 sucreries dans les D.O.M.
(4) Y compris 317 303 tonnes de sucre de canne dont 245 309 tonnes en Réunion, 70 039 tonnes en Guadeloupe et 1 955 tonnes en Martinique
(5) Dont 29 000 tonnes consommées dans les D.O.M.
(6) Exportations nettes (+) ou importations nettes (−)
(7) Sucre en l'état et sucre incorporé aux produits sucrés exportés ou importés

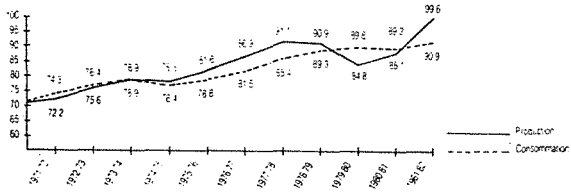
ENCADRE N° 2

MONDE

ÉVOLUTION DE LA PRODUCTION ET DE LA CONSOMMATION

(en millions de tonnes de sucre brut*)

Campagne 1981-82
(du 1er sept. au 31 août)



PRODUCTION SUCRIÈRE MONDIALE

99 832 Millions de tonnes de sucre brut soit :
36 974 millions de tonnes de sucre de betterave (37 %)

62 858 millions de tonnes de sucre de canne (63 %)

114 pays producteurs de sucre dans le monde :
10 cultivent canne et betterave
33 cultivent uniquement la betterave
71 cultivent uniquement la canne
2 501 sucreries dans le monde :
986 sucreries de betterave
1 515 sucreries de canne

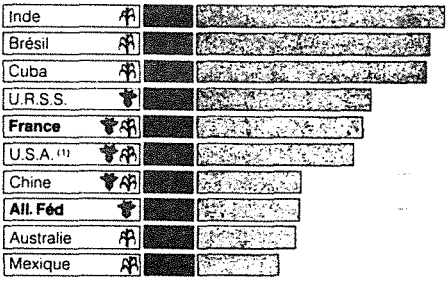
Source : F.O. LICHT

LES DIX LEADERS 1981-82 DE L'ÉCONOMIE SUCRIÈRE

(en milliers de tonnes de sucre brut*)

LES PLUS IMPORTANTS PRODUCTEURS

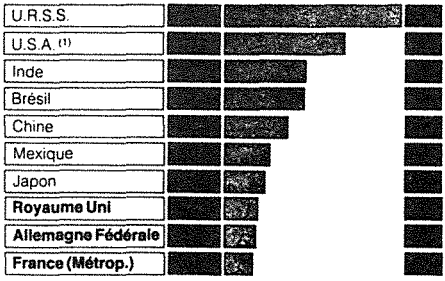
57,7 % de la production mondiale



C.E.E. 16 315
16,3 % de la production mondiale

LES PRINCIPAUX CONSOMMATEURS

61 % de la consommation mondiale

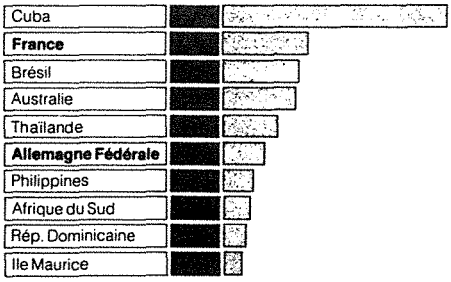


C.E.E. 10 530
11,6 % de la consommation mondiale

(en kg de sucre brut* par habitant en 1981)

LES GRANDS EXPORTATEURS (exportations nettes)(2)

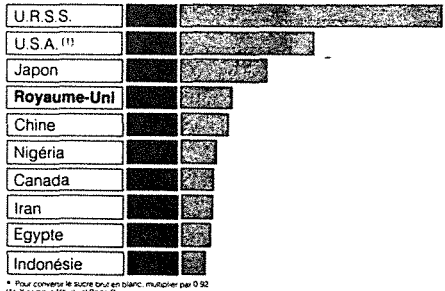
69,6 % des exportations mondiales



C.E.E. 3 652
11,9 % des exportations mondiales

LES PREMIERS IMPORTATEURS (importations nettes)(3)

61,4 % des importations mondiales



* Pour convertir le sucre brut en blanc, multiplier par 0 92
(1) Y compris Hawaï et Porto-Rico
(2) Exportations nettes = export-import
(3) Importations nettes = import-export

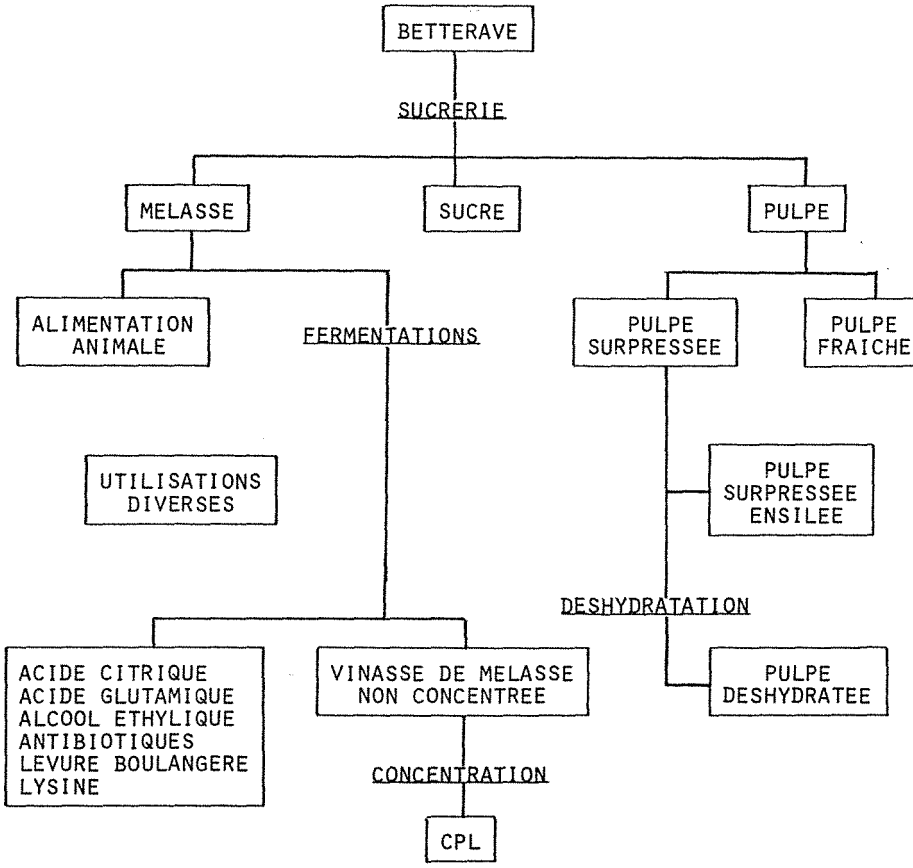
Source : S O F O LICHT

Les chiffres mentionnés dans ces pages provenant du « Memo Statistique 1982 » réalisé par le CEDUS, avec la collaboration du B I E S

CENTRE D'ETUDES ET DE DOCUMENTATION DU SUCRE, 30, rue de Lubeck - 75116 Paris - 553.87.56

ENCADRE N° 3

PRODUITS DERIVES DU TRAITEMENT DE LA BETTERAVE A SUCRE



ENCADRE N° 4

Diverses méthodes sont employées pour mettre les pulpes à la disposition des fabricants d'aliments et des éleveurs. Du fait des problèmes de distribution et de protection de l'environnement, la pulpe est dans tous les cas pressée. Une partie de celle-ci est alors distribuée telle quelle aux installations d'élevage situées à proximité des usines. Tandis que la majeure partie est déshydratée, ce qui satisfait aux exigences des utilisateurs mais nécessite depuis quelques années une attention particulière quant à la réalisation de l'opération de séchage par voie thermique du fait de l'accroissement du prix des produits pétroliers.

113. Production et marché de la pulpe de betteraves

Les exigences énergétiques

La production et l'utilisation des pulpes de betteraves sont données dans le tableau n° 17 pour les trois dernières années.

	1981/82	1980/81	1979/80
pulpe déshydratée :	1 493 460 T (68 %)	1 161 040 T (72 %)	1 124 960 T
pulpe surpressée :	1 504 800 T (17 %)	955 000 T (15,5 %)	799 700 T
pulpe humide :	2 500 000 T (15 %)	1 650 000 T (12,5 %)	

Source : "Le betteravier Français".

Tableau n° 17

Les tonnages fournis ici sont évalués en MS sur la base d'un taux moyen de surpressage de 21,3 % et d'un taux de 10 % pour le produit brut appelé pulpe humide.

La proportion de pulpe déshydratée est relativement stable tandis que la production de pulpe surpressée destinée à l'ensilage progresse en tonnage et en valeur relative.

La production de pulpe déshydratée est assurée dans le secteur coopératif par les sucreries et distilleries coopératives, les sociétés d'intérêt collectif agricoles (SICA de déshydratation), et les coopératives de déshydratation de fourrages, et dans le secteur privé par les sucreries et distilleries industrielles et les déshydrateurs indépendants. Le premier groupe représente en France 74 usines, soit un pourcentage de la production de 75 % et le second 30 usines fournissant 25 % de la production.

En 1981, on a enregistré la fermeture d'un grand nombre d'usines de tailles modestes, du fait de l'accroissement du prix des produits pétroliers. La Bretagne a été particulièrement touchée, tandis que la Champagne et l'Ile de France l'ont été plus modérement.

Le pourcentage de pulpe sèche exportée par la France est de 30 % environ. Les principaux acheteurs étant la Belgique et les Pays-Bas, avec une ouverture récente vers la Grande-Bretagne et le Maroc.

Toutefois, l'augmentation sensible des tonnages de pulpes livrés aux fabricants d'aliments du bétail contribue à la reconnaissance de la qualité alimentaire de ce sous-produit du sucre, et satisfait les initiateurs d'un marché favorable.

Malgré cela, l'industrie de la déshydratation reste tributaire du progrès technique, en regard des exigences énergétiques actuelles.

114. L'importance quantitative de l'énergie dépensée pour le pressage des pulpes

Troisième consommateur d'énergie (8,2 %), le secteur agro-alimentaire est le premier consommateur d'énergie utilisée pour les activités d'élimination d'eau.

La branche de la sucrerie et de la déshydratation des pulpes de betteraves fait partie des trois secteurs de cette industrie les plus importants dans le domaine de l'élimination d'eau avec environ 20 % de l'énergie consommée par l'ensemble des I.A.A.

Voici un calcul approché donnant la quantité d'énergie consommée pour la déshydratation des pulpes.

Pour la campagne 1981/82

- production de pulpes sèches ≈ *1,5 M Tonnes* à 88 % de MS
- quantité d'eau à évaporer ≈ *6 M Tonnes d'eau.*

sur la base d'une teneur moyenne de 22 % pour les pulpes surpressées.

La quantité d'énergie thermique à fournir au séchoir est proportionnelle à cette quantité d'eau.

P. LE GOFF préconise, à partir de données industrielles, la relation de proportionnalité suivante :

$$Q = \left(\frac{5.10^{-2}}{X} - 0,057\right) \text{ tep/tonne de pellets (pulpes sèches)}$$

X étant la siccité (22 %)

d'où $\boxed{Q = 0,2554 \text{ M Tep/an}}$

Un gain de 2 % au niveau de la siccité lors du pressage conduit à une économie de

$$G_{2\%} = 0,03 \text{ M Tep/an}$$

ce qui représente *0,13* % du potentiel d'économies d'énergie réalisable par an dans l'industrie et *3* % du potentiel réalisable par an par l'optimisation des opérations de séchage. Ces évaluations sont issues des considérations du même auteur dans ses ouvrages récents portant sur l'analyse économique et l'optimisation des procédés.

Particulièrement sensibilisée au fait que les problèmes énergétiques conditionnent les résultats économiques de l'industrie de la déshydratation, la profession concernée a entrepris, suite aux encouragements des Pouvoirs Publics, des mesures anti-énergétiques.

115. Le programme anti-énergétique mis en oeuvre. Les résultats obtenus et les perspectives

Pour réaliser les économies d'énergie nécessaires à la survie de la profession, plusieurs solutions ont été adoptées ; nous les avons classées en deux grands types.

- Les solutions de type économique

Elles consistent en la valorisation du produit ou en la substitution de l'énergie d'origine pétrolière.

La valorisation du produit a été réalisée par des études visant à préciser la valeur fourragère de la pulpe. Si ces résultats sont satisfaisants sur le plan de la valorisation, il n'en demeure pas moins que la pulpe souffre d'un marché financier spéculatif faisant intervenir des fluctuations d'origines diverses.

La substitution du fuel par des combustibles tels que la paille ou le charbon a été envisagée. La technique est bien maîtrisée par les déshydrateurs de fourrages mais encore quasi-inexistante au niveau du traitement des pulpes.

Une solution mixte consiste à valoriser la pulpe en la transformant en un combustible de substitution partielle. Dans ce cadre, la méthanisation est une voie prometteuse puisque des études ont conduit à démontrer que 84 % de l'énergie potentielle des pulpes (PCI = 3250 Kcal/kg) étaient récupérables par cette voie et qu'ainsi on pouvait d'ores et déjà être assuré au niveau de l'application industrielle, d'une valeur énergétique minimale équivalente à 10 kg de fuel par tonne de betteraves.

- *Les solutions de type énergétique*

Celles-ci s'orientent autour de deux grands axes qui sont la récupération et le recyclage de calories, et la réduction de la quantité d'eau à évaporer.

Les méthodes de récupération des calories (calorifugeage, régulation) et de recyclage sont traditionnelles et ont fait l'objet des premiers investissements et mesures prises.

La réduction de la quantité d'eau à évaporer peut être réalisée par deux méthodes que nous avons déjà développées dans cette étude et que nous préciserons pour le domaine considéré ici.

Le pressage est une solution particulièrement anti-énergétique, utilisée par les membres de la profession sucrière et qui doit incontestablement être amélioré.

Dans ce domaine, des surinvestissements visant à accroître le potentiel de pressage ont été réalisés. D'autre part, l'adjonction d'agents de pressabilité a été mise en oeuvre.

Les adjuvants successivement utilisés ont été l'acide sulfurique, le sulfate d'alumine puis, plus récemment, le sulfate de calcium obtenu le plus souvent par acidification d'une suspension contenant des écumes et du lait de chaux produits par la sucrerie.

L'empirisme lors de la mise en oeuvre de cette technique est quasi-total et nous essaierons dans notre étude de préciser l'incidence de ces types d'adjonction. Deux points de siccité ont été globalement gagnés par cette voie.

L'amélioration du surpressage est également très attendue. *Peu d'études scientifiques fournissent un soutien à cette recherche.* Mentionnons, toutefois, deux espoirs sur le plan technologique. La technique du double pressage mise au point en Allemagne avec la collaboration de la société STORD. La réalisation d'un prototype nouveau à l'Université Technologique de Compiègne laisse présager qu'il est possible d'atteindre 35 à 40 % de siccité. Ceci constituerait une révolution dans le domaine considéré.

La connaissance scientifique du comportement rhéologique des pulpes au pressage est très peu avancée, et les quelques approches expérimentales réalisées sont parfois discordantes avec les observations industrielles.

C'est la raison pour laquelle une partie de notre étude est consacrée à la modélisation du phénomène de compression unidirectionnelle des pulpes.

116. Conclusion

En dix ans, le taux de matière sèche des pulpes a augmenté de 5 points en passant de 18 à 23 % environ, ce qui diminue la consommation spécifique de fuel de 37 %.

Le prix du fuel a été multiplié par 11 et intervient pour 40 % du prix de revient des pulpes déshydratées.

L'effort est clairement illustré par la figure 70. Il n'en demeure pas moins qu'une amélioration sensible est encore possible. De nombreuses recherches sont à entreprendre avant d'atteindre l'optimum énergétique estimé par P. LE GOFF à 32 % en 1980 pour la siccité des pulpes.

12. ASPECT THEORIQUE ET EXPERIMENTAL DU COMPORTEMENT DES PULPES AU PRESSAGE

121. Introduction

Il serait bien inutile, après avoir détaillé l'enjeu économique de cette activité, de préciser l'intérêt d'une telle étude.

Nous proposons, durant cette approche largement illustrée *d'étudier l'incidence des facteurs pression, charge, dose d'adjuvants, température, granulométrie et vitesse d'application de la pression sur le phénomène de compression unidirectionnelle des pulpes préalablement caractérisées.*

Tout d'abord, nous commentons d'un point de vue qualitatif l'incidence des paramètres étudiés et nous montrons ensuite que notre procédure de modélisation simplissime des cinétiques de déshydratation est applicable et constitue un outil prévisionnel original et prometteur.

L'originalité réside essentiellement dans le fait que notre étude est quasi-unique En effet, à notre connaissance, seule une approche expérimentale descriptive a été réalisée par l'Institut de Recherches des Industries Sucrières.

122. Etude expérimentale

1221. Les produits utilisés

— Les pulpes et adjuvants.
Provenant de deux sucreries de taille moyenne, les pulpes que nous avons utilisées pour nos essais, ont été prélevées à l'entrée des presses.

Ces deux sucreries sont celles d'Epenancourt (Somme) et d'Aiserey (Côte d'Or), traitant environ 4 000 tB/J. Nous utiliserons respectivement les lettres e et a pour distinguer les essais réalisés sur l'une ou l'autre des provenances.

Afin de caractériser ces pulpes, nous avons réalisé des mesures physico-chimiques sur le produit lui-même mais également sur les solutions d'adjuvants et les jus de pressage.

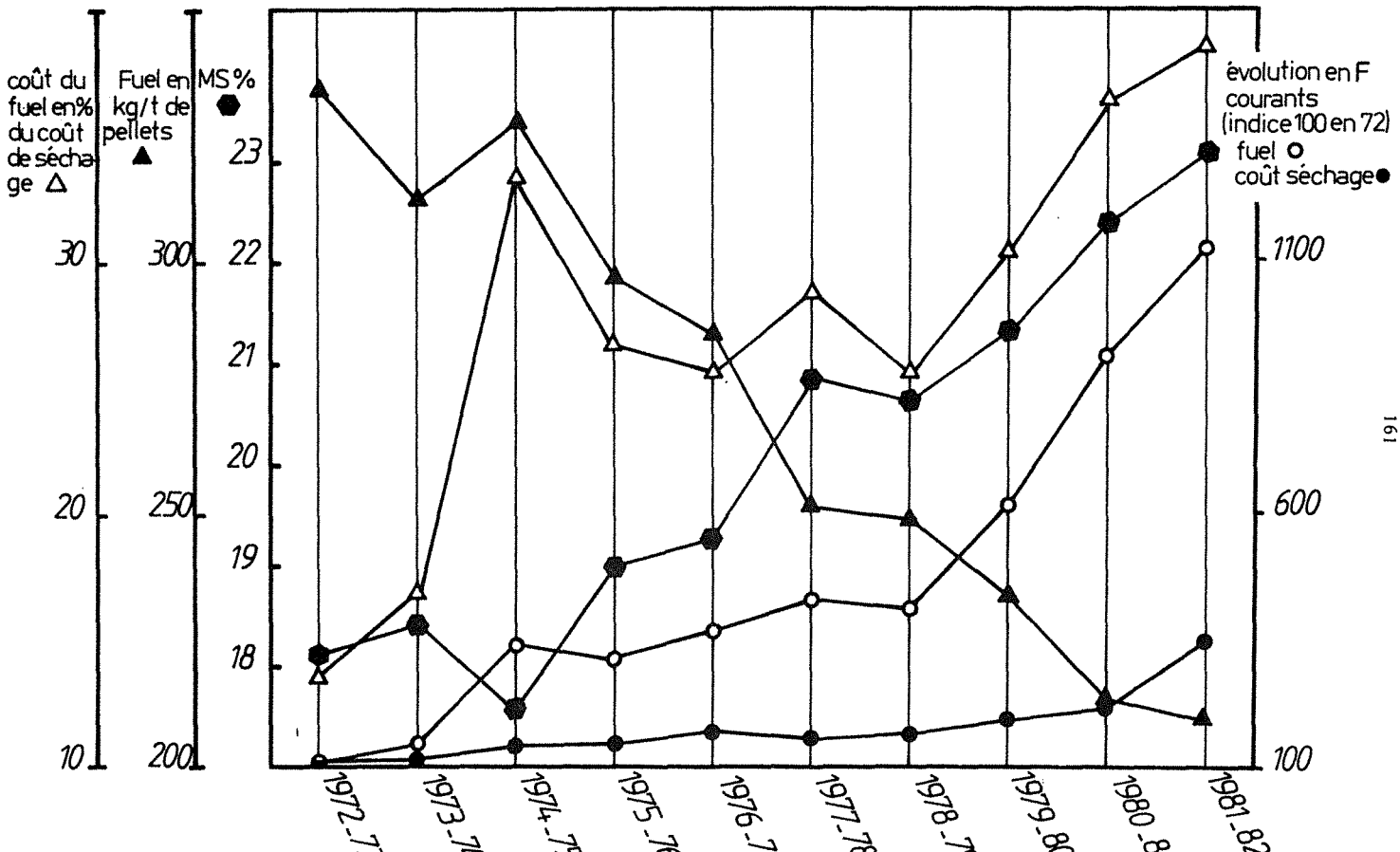

coût du fuel en% du coût de sécha ge △
Fuel en kg/t de pellets ▲
MS % ⬢
évolution en F courants (indice 100 en 72)
fuel ○
coût séchage ●
30
20
10
300
250
200
23
22
21
20
19
18
1100
600
100
1972-73
1973-74
1974-75
1975-76
1976-77
1977-78
1978-79
1979-80
1980-81
1981-82

Figure 70

— Les pulpes.

Tailles des cossettes.

La figure 71 donne une idée de la répartition par taille des cossettes. Ces analyses "granulométriques" ont été réalisées par tamisage sur une série de passoires normées AFNOR X-11-501-504. Les passoires sont circulaires et présentent les ouvertures données par le tableau n° 18 qui visualise également l'empilement choisi et fournit les codes AFNOR correspondant à chaque étage. L'ensemble est secoué mécaniquement à l'aide d'un moteur actionnant une bielle.

Cette procédure n'est pas la procédure classique qui, pour ce genre de matériau, consiste à donner la longueur de 100 g de cossettes. La méthode ci-dessus est à notre sens plus précise et présente l'avantage de permettre le fractionnement.

Teneur en matières sèches.

Provenance	$\overline{MS}$	Nombre de mesures
e	8,51 %	6
a	8,44 %	6

Codes AFNOR	DESIGNATION					Dimensions des passoires en cm
	Module	Couvercle			Diamètre	
18,10						33 x 8
18,45	de	45	trous ronds	de	31,5 mm	33 x 7
18,44	-	44	-		25 mm	-
18,43	-	43	-		20 mm	-
18,42	-	42	-		16 mm	-
18,40	-	40	-		10 mm	-
18,39	-	39	-		8 mm	-
18,15	Fond					33 x 5

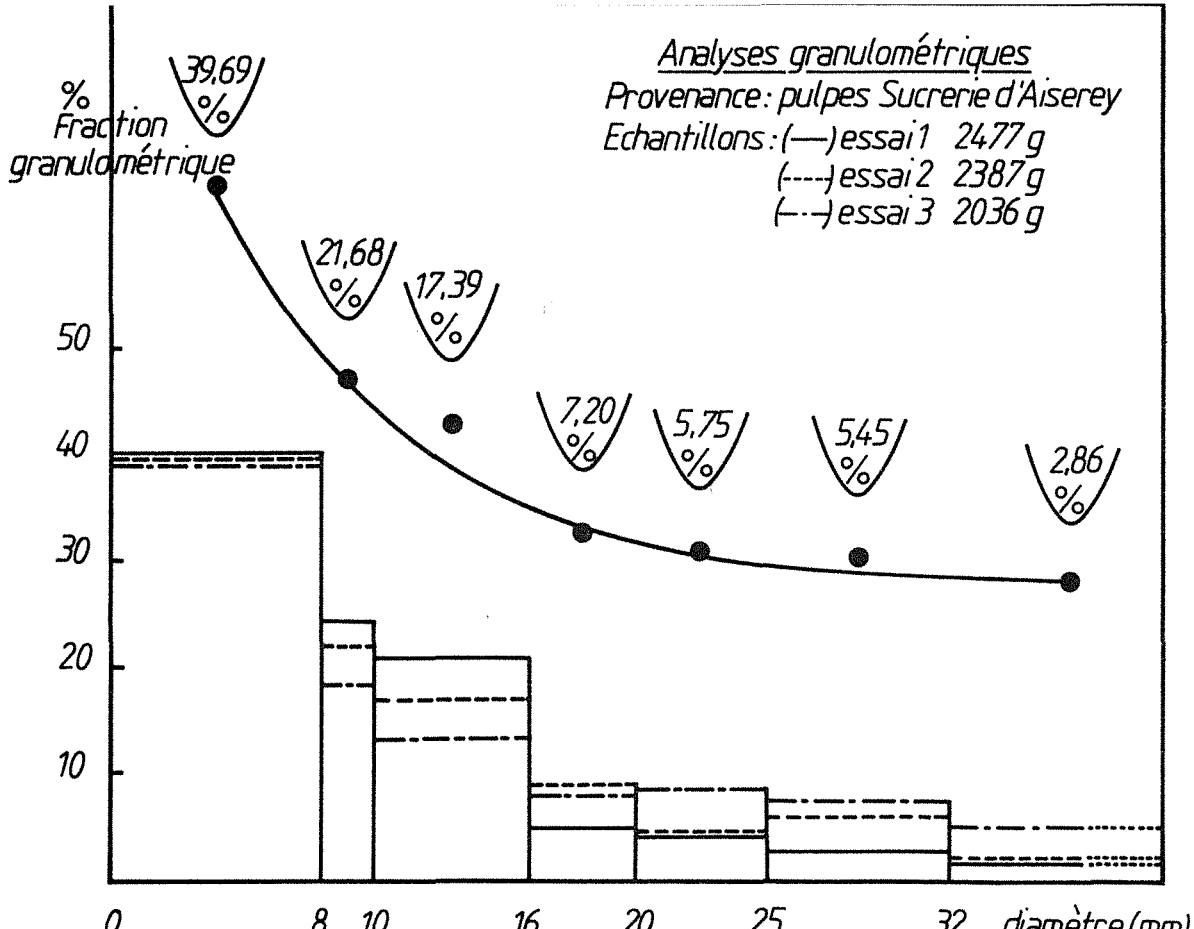
Tableau n° 18
Empilement choisi pour le fractionnement des cossettes

— Les adjuvants et jus de pressage

Solutions synthétiques pour la simulation.

Le tableau n° 19 résume l'ensemble des résultats obtenus lors des mesures de pH, teneur en calcium, matière sèche, masse volumique et viscosité des fluides considérés.

Précisons que la teneur en calcium a été déterminée par absorption atomique, après filtration sur membrane millipore de 0,5 µm. Une seconde détermination a été réalisée en acidifiant l'échantillon avant filtration.


Analyses granulométriques
Provenance : pulpes Sucrerie d'Aiserey
Echantillons : (—) essai 1 2477 g
(----) essai 2 2387 g
(-·-) essai 3 2036 g
% Fraction granulométrique
39,69 %
21,68 %
17,39 %
7,20 %
5,75 %
5,45 %
2,86 %
50
40
30
20
10
0
8
10
16
20
25
32
diamètre (mm)

Caractéristiques physico-chimiques

Jus de presses - adjuvants de pressage - écumes - filtrat essais de compression

Nature du fluide	pH	Teneur en Ca		Matière sèche	Masse volumique	Observations
Provenance	à 20 °C	non acidifié	acidifié HCl_{conc}	%	g/cm^3	
		mg/l				
Sucrerie d'Epenancourt						
Ecumes	11,1	> 780	(> 40 g/l)	-	> 1,2 (boues)	
Adjuvant de pressage	2,4	286	357	-	1,011	
Jus de presses	3,5	256	360	-	0,998	Viscosité $0,637.10^{-3}$ Pa.s à 50 °C
Essais						
$e.P_1T_3C_1$	3,5	264	317	sur 6 essais	0,997	Viscosité $0,638.10^{-3}$ Pa.s à 50 °C
$e.P_3T_3C_1$	3,55	237	280	1,25	-	
Sucrerie d'Aiserey						
Essais						
$a.C_1P_2T_3$	4,1	210	230	sur 6 essais		
$a.C_2P_2T_3$	3,8		307		1,004	Viscosité $1,131.10^{-3}$ Pa.s à 50 °C
$a.C_3P_2T_3$			225	1,28	1,007	
$a.P_2T_3C_1d$						
Solution Adjuvant synthétique	3		318			Viscosité $1,010.10^{-3}$ Pa.s à 22 °C
Jus pressage	-		360		1,001	

Tableau n° 19

Signalons également que la voie classique de traitement des pulpes avant pressage consiste à arroser celles-ci à l'aide d'une solution de sulfate de calcium élaborée par acidification (H_2SO_4) d'un mélange d'écumes ou de lait de chaux produits par la sucrerie.

Le mélange écumes et acide sulfurique est l'additif utilisé à la sucrerie d'Epenancourt. Le traitement au sulfate de calcium est également mis en oeuvre à la SICA d'Aiserey.

Pour réaliser la simulation des traitements mentionnés ci-dessus, nous avons utilisé des mélanges synthétiques. L'essai noté a.$P_2T_3C_1$d, mentionné dans le tableau n° 19, a été effectué après traitement des pulpes par une solution comportant du sulfate de calcium formé par dilution de 0,35 g de $Ca(OH)_2$ dans 500 ml d'eau puis acidification par ajouts d'acide sulfurique concentré jusqu'à l'obtention d'un pH égal à 3. L'arrosage des pulpes est substitué au niveau expérimental par l'agitation du mélange synthétique et des pulpes durant 30 mn environ à 50 °C.

1222. Appareillages expérimentaux

La cellule de filtration-compression utilisée jusqu'ici a été équipée d'une grille à mailles carrées de 400 µm d'ouverture, placée sur la plaque de drainage.

Afin de compléter nos expérimentations sur les pulpes, nous avons également utilisé un appareillage traditionnellement mis en oeuvre pour les essais normalisés en mécanique des sols. Il s'agit d'une presse hydraulique manuelle M & O.

Ce type de presse, représenté sur la figure 72, s'adapte à de nombreux autres essais de laboratoire.

Nous avons exploité la possibilité de montée progressive de la charge pour compléter nos essais.

Voici succinctement les caractéristiques d'une telle presse :

— Mise en charge
Le vérin de mise en charge est alimenté par une pompe commandée par volants et constituée par un ensemble double vis-plongeur permettant de disposer d'une gamme étendue de vitesses d'application de la charge.

— Mesure des efforts
Les mesures sont effectuées par réaction sur un anneau dynamométrique. Le choix de ce dernier permet de travailler dans des gammes allant de 15 daN à 60 KN. Le cadran de lecture est adapté aux mesures rapides et précises.

— Mesure des déformations
Un support comportant un bras réglable en hauteur et en orientation permet d'adapter un comparateur pour ces mesures. Dans notre cas, nous avons disposé un capteur de déplacement potentiométrique assurant l'automatisation des mesures.

Signalons également qu'un cadencemètre constitué d'un moteur synchrone et d'un comparateur permet de contrôler la vitesse de rapprochement des appuis équivalente à la vitesse d'application de la charge.

Mentionnons l'existence d'un matériel comparable à celui présenté ici, mais comportant une chaîne complète d'enregistrements des efforts et déplacements à l'aide d'un capteur potentiométrique incorporé à l'anneau dynamométrique et d'un capteur de déplacement. Un table traçante est associée à ce système proposé par la société LABOTEST.

Presse hydraulique
appareil d'essais pour la mécanique des sols

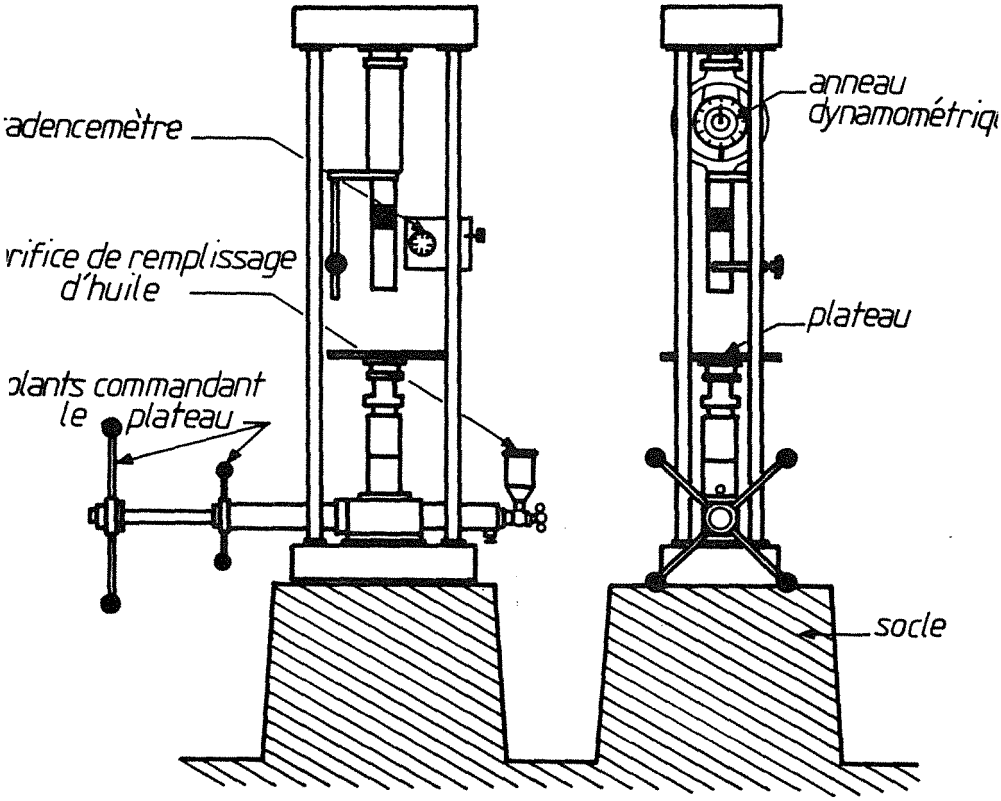


Figure 72

Dans notre cas, nous avons également associé un enregistreur à la mesure du déplacement, ce qui nous a permis le contrôle des vitesses d'application de la charge en suivant un tracé préalablement effectué sur le papier d'enregistrement.

— Cellule de réception des échantillons

Ce type de presse permet l'adaptation de moules divers. Nous avons utilisé pour exécuter nos essais de compression simple unidirectionnelle un moule normé présentant un piston "sans frottement" et une embase permettant le drainage du liquide exprimé.

Les dimensions de cet ensemble en acier traité sont de 8 cm de diamètre et de 10 cm de hauteur. Le code AFNOR est 1047,1.

1223. Protocole opératoire

12231. Les paramètres étudiés expérimentalement

La connaissance et l'incidence des paramètres influençant le pressage de tels produits sont encore très imprécises à l'échelle industrielle. Ceci tient au manque de souplesse des installations qui traitent d'importants tonnages, et également aux caractéristiques intrinsèques du système traditionnel de pressage qui multiplie et combine de nombreux processus tels que le cisaillement, le pressage pluridirectionnel et les drainages axial et gravitaire.

Si l'on examine la figure 12, on réalise effectivement que le phénomène puisse être complexe, mais on peut déjà entrevoir certaines caractéristiques.

Les variations progressives de la pression et de l'épaisseur de la couche comprimée sont des conséquences inévitables du profil technologique de l'organe essentiel de la presse, à savoir l'ensemble double vis.

Nous avons programmé, dans notre plan d'expériences, l'étude de *l'incidence de la pression* et de la *charge* sur le comportement à la compression unidirectionnelle des pulpes. Pour compléter ces essais, nous avons également quantifié *l'incidence de la vitesse d'application de la pression.*

D'autres paramètres sont, à notre sens, source de modification du comportement rhéologique des pulpes au pressage. Ainsi, nous avons inclu dans notre plan d'expériences, l'étude de l'incidence de la *température, de l'adjonction de sels minéraux et de la répartition "granulométrique"* qui constituent un ensemble de facteurs pressentis à l'échelle industrielle de façon hétérogène.

Afin d'identifier chaque essai, nous avons perpétué notre notation pseudo-matricielle qui se traduit par l'attribution des notations suivantes pour chacun des facteurs.

- P_i pression croissante avec l'indice i
- C_i charge croissante avec l'indice i
- T_i température croissante avec l'indice i
- G_i représente la fraction granulométrique objet de l'étude.
  - . G_1 identifie la fraction non retenue sur la passoire de 8 mm d'ouverture ;
  - . G_2 identifie la fraction retenue sur la passoire de 8 mm d'ouverture ;
  - . G_3 identifie la fraction retenue sur la passoire de 10 mm d'ouverture ;

- d signifie que l'échantillon a été traité au sulfate de calcium dans les conditions indiquées au paragraphe précédent.

Nous renvoyons le lecteur qui trouverait cette notation trop formaliste et mathématique, au tableau détaillé n° 20 qui donne par ailleurs l'ensemble des essais réalisés.

12232. La conduite des essais

Celle-ci est très proche de la conduite générale invoquée à plusieurs reprises. Les précautions visant à optimiser la précision et la reproductibilité des mesures restent valables. Nous rappelons que le rapport hauteur de l'échantillon/diamètre de la cellule est important.

Signalons une particularité qui tient aux conséquences du vieillissement du produit. Nous verrons qu'il est important de limiter la durée des essais afin de travailler sur un produit très homogène.

123. Résultats expérimentaux

1231. Exploitation des résultats

Les procédures de détermination des grandeurs L_1 et L_∞ sont tout à fait analogues à celles préconisées pour les boues résiduaires.

Nous proposons sur la figure 73, une série d'enregistrements des courbes de base $\Delta L = f(\theta)$. Chacune des courbes montre la phase initiale très rapide (< 1 s) de compression. Nous précisons que cette figure ne peut être utilisée pour comparer les amplitudes des déplacements initiaux car tous les enregistrements n'ont pas été effectués à la même sensibilité. L'intérêt essentiel est de mettre en évidence les phases que nous avons commentées plus précisément sur la figure 47. Nous rappelons que la grandeur L_1 est prise au début du régime pseudo-permanent de consolidation.

Une interprétation plus exhaustive de la compression instantanée est possible, mais ne présenterait pas forcément un intérêt majeur dans une phase de dégrossissement du processus global de pressage des pulpes.

La grandeur $L_\infty \equiv L'_\infty$ a été déterminée selon la procédure d'assimilation de la variation du taux de compression final à une fonction logarithmique. Cette grandeur opératoire finale a été déterminée pour une durée de 24 heures, ce qui, au niveau industriel, est quasi-séculaire pour une telle opération. Cette valeur permet uniquement le calcul de L'_∞ par la relation (36) :

$$L'_\infty = L_i - (L_i - Ln)\,\frac{\log\theta_{c\infty} - \log\theta_{ci}}{\log\theta_{cn} - \log\theta_{ci}} \qquad (36)$$

Le tableau n° 21 donne l'ensemble des valeurs de L_1 et L'_∞ pour chacun des essais réalisés.

Tableau n° 20

Essai	ΔP Pa	T °C	μ Pa.s	ω kg.m^{-2}	K_c	ν'
e.$P_1T_3C_1$	4,3.10^5	50 °C	0,638.10^{-3}	3,00	0,0617	0,37
e.$P_2T_3C_1$	8.10^5	50 °C	"	3,00	0,0429	0,41
e.$P_3T_3C_1$	13,25.10^5	50 °C	"	3,00	0,0493	0,39
e.$P_4T_3C_1$	17,5.10^5	50 °C	"	3,00	0,0270	0,46
e.$T_1C_1P_2$	8.10^5	10 °C	0,999.10^{-3}	3,00	0,0218	0,46
e.$T_2C_1P_2$	8.10^5	30 °C	(24,5 °C)	3,00	0,0236	0,45
e.$T_3C_1P_2$	8.10^5	50 °C	0,638.10^{-3}	3,00	0,0429	0,41
a_1.$C_1P_2T_3$	8.10^5	50 °C	1,131.10^{-3}	3,00	0,0509	0,37
a.$C_2P_2T_3$	8.10^5	50 °C	"	4,50	0,0221	0,44
a.$C_3P_2T_3$	8.10^5	50 °C	"	5,66	0,0116	0,48
a_1.$C_1P_2T_3$	8.10^5	50 °C	1,131.10^{-3}	3,00	0,0509	0,37
a_2.$C_1P_2T_3$	8.10^5	50 °C	"	3,00	0,0377	0,37
a.$G_1P_2T_3C_1$	8.10^5	50 °C	1,131.10^{-3}	3,02	0,0320	0,435
a.$G_2P_2T_3C_1$	8.10^5	50 °C	"	3,27	0,0233	0,46
a.$G_3P_2T_3C_1$	8.10^5	50 °C	"	3,31	0,0276	0,43
a.$P_2T_3C_1$d	8.10^5	50 °C	1,010.10^{-3} à 22 °C	2,45	0,0314	0,45
a_2.$P_2T_3C_1$	8.10^5	50 °C		3,00	0,0377	0,37
a.$P_2T_4C_1$	8.10^5	60 °C		3,00	0,0150	0,465

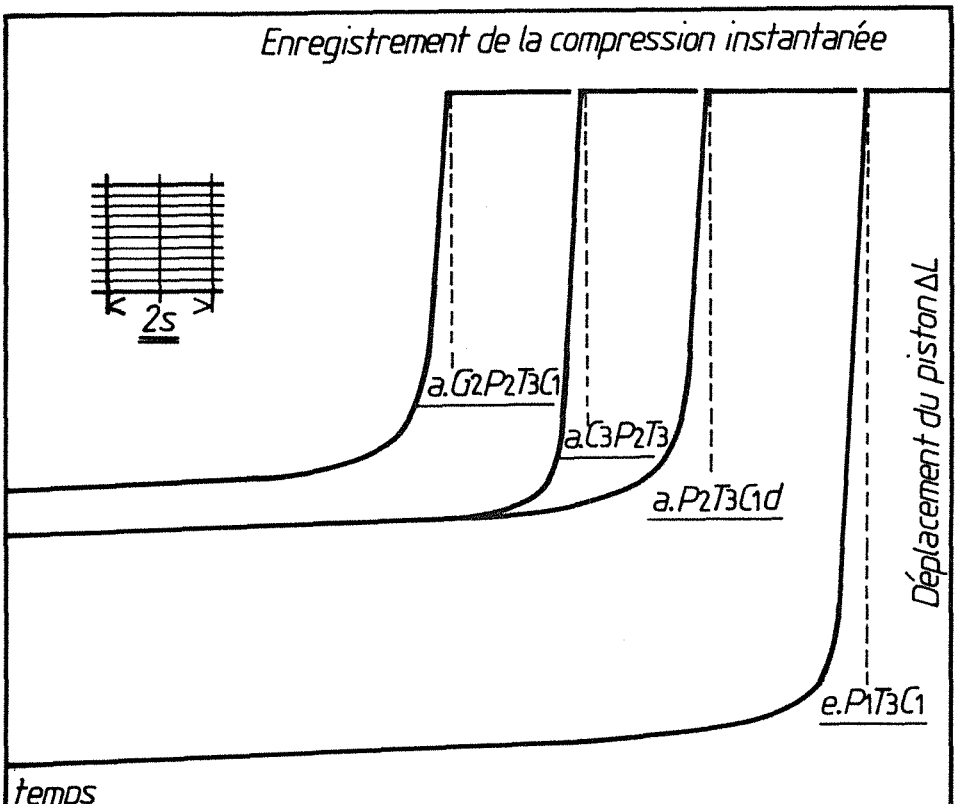

Enregistrement de la compression instantanée
2s
a.G2P2T3C1
a.C3P2T3
a.P2T3C1d
e.P1T3C1
Déplacement du piston ΔL
temps

Figure 73

Tableau n° 21

ESSAIS	L_1 (en cm)	L_∞ (en cm)	r
$e.P_1T_3C_1$	2,732	0,335	0,998
$e.\ P_2T_3C_1$	2,698	0,235	0,9995
$e.P_3T_3C_1$	2,761	0,272	0,999
$e.P_4T_3C_1$	2,510	0,281	0,998
$e.T_1C_1P_2$	2,657	0,329	0,999
$e.T_2C_1P_2$	2,713	0,278	0,9985
$e.T_3C_1P_2$	2,698	0,235	0,9995
$a_1.C_1P_2T_3$	2,9755	0,489	0,999
$a.C_2P_2T_3$	4,516	1,031	0,998
$a.C_3P_2T_3$	5,710	1,501	0,998
$a_1.C_1P_2T_3$	2,9755	0,489	0,999
$a_2.C_1P_2T_3$	3,120	0,600	0,997
$a.G_1P_2T_3C_1$	2,882	0,406	0,996
$a.G_2P_2T_3C_1$	3,110	0,460	0,995
$a.G_3P_2T_3C_1$	3,160	0,489	0,997
$a.P_2T_3C_1d$	3,000	0,241	0,998
$a_2.P_2T_3C_1$	3,120	0,600	0,997
$a.P_2T_4C_1$	2,920	0,421	0,998 $\bar{r} = 0,998$

1232. Etude semi-quantitative des influences respectives de chacun des paramètres étudiés

Nous essayons de pressentir l'incidence des paramètres étudiés sur la cinétique de pressage, en gardant à l'esprit les exigences qui suivent.

La vitesse d'élimination d'eau est un facteur essentiel pour la productivité d'un atelier dont les impératifs sont doubles. Il s'agit, d'une part, de traiter la quantité de pulpes fournies par la sucrerie située en amont, dans des délais acceptables. D'autre part, cette opération doit être économiquement rentable.

Obtenir une siccité maximale dans un délai relativement court est la démarche de recherche de l'optimum industriel.

12321. Influence du vieillissement des pulpes sur la cinétique de pressage

Ce problème est commun à tous les produits d'origine biologique ; et, s'il est d'un intérêt limité pour l'industriel qui réalise "sans retard" l'opération de déshydratation, il n'en est pas de même au plan expérimental où parfois, par souci d'homogénéité des essais, il est préférable de réaliser plusieurs d'entre-eux sur le même prélèvement.

La figure 74 montre que des pulpes conservées durant 48 heures à 10 °C se pressent plus difficilement que des pulpes fraîches. Si l'on assimile le volume d'eau éliminée par unité de surface de drainage à l'écart (L_1-L) conformément à la relation 58, on note une diminution de 20 % de ce volume pour un temps de compression de 2500 s (tableau n° 22).

$$\boxed{U_c = \frac{L_1 - L}{L_1 - L_\infty} \Longrightarrow V_c = V_{cmax} . U_c} \qquad (58)$$

avec V_c : volume d'eau éliminée par pressage par unité de surface de drainage,

V_{cmax} : volume d'eau éliminable par pressage par unité de surface de drainage.

$\sqrt{\theta_c} = 50\ s^{1/2}$

ESSAI	U_c	V_{cmax}	V_c	ECART
$a_1C_1P_2T_3$	0,59	2,49 cm^3/cm^2	1,47 cm^3/cm^2	20,5 %
$a_2C_2P_2T_3$	0,465	2,52 cm^3/cm^2	1,17 cm^3/cm^2	

Incidence du vieillissement (48h) de pulpes sur leur pressabilité

Tableau n° 22

Cette observation est importante pour la réalisation de nos essais. Ainsi, l'étude de chaque paramètre prend en compte ce phénomène et nous réalisons chaque série d'essais dans des délais aussi courts que possible afin de conserver une certaine homogénéité biologique du produit.

12322. Incidence de la charge initiale sur la cinétique de pressage

La figure 75 permet d'apprécier l'évolution de la vitesse d'élimination d'eau en fonction du chargement initial.

Nous aurons l'occasion, d'un point de vue plus théorique, d'envisager la corrélation entre la charge et la cinétique initiale.

Le calcul des siccités, en admettant la validité de la relation (58), donne les valeurs fournies par le tableau n° 23.

Tableau n° 23

	θ_c = 625 s		θ_c = 3600 s		ω kg/m^2
ESSAI	U_c	Siccité calculée	U_c	Siccité calculée	
$a_1C_1P_2T_3$	0,40	11,76 %	0,64	15,40 %	3,00
$aC_2P_2T_3$	0,34	10,88 %	0,525	12,91 %	4,50
$aC_3P_2T_3$	0,24	9,95 %	0,46	11,92 %	5,66

- Pression 8.10^5 Pa ; T = 50 °C ; Pulpes fraîches.

Ces siccités ne sont pas à prendre en compte dans leur valeur absolue ; par contre les écarts observés sont significatifs si l'on reconsidère l'impact énergétique d'un gain de 1 % sur le taux de matières sèches du produit avant séchage.

Les siccités obtenues pour un temps de pressage de 12 heures environ atteignent les valeurs expérimentales suivantes :

Pulpes fraîches	$\Delta P = 8.10^5$ Pa	ω = 3 kg de MS/m^2	T = 50 °C
Provenance			
. Epenancourt		Siccité expérimentale	: 38,21 %
. Aiserey			: 30,76 %

Cette durée de pressage est hors des limites temporelles industrielles. Néanmoins, ces valeurs montrent que la limite de pressabilité est élevée et confirment l'importance du progrès réalisable.

Pressage de pulpes de betteraves
Incidence du vieillissement

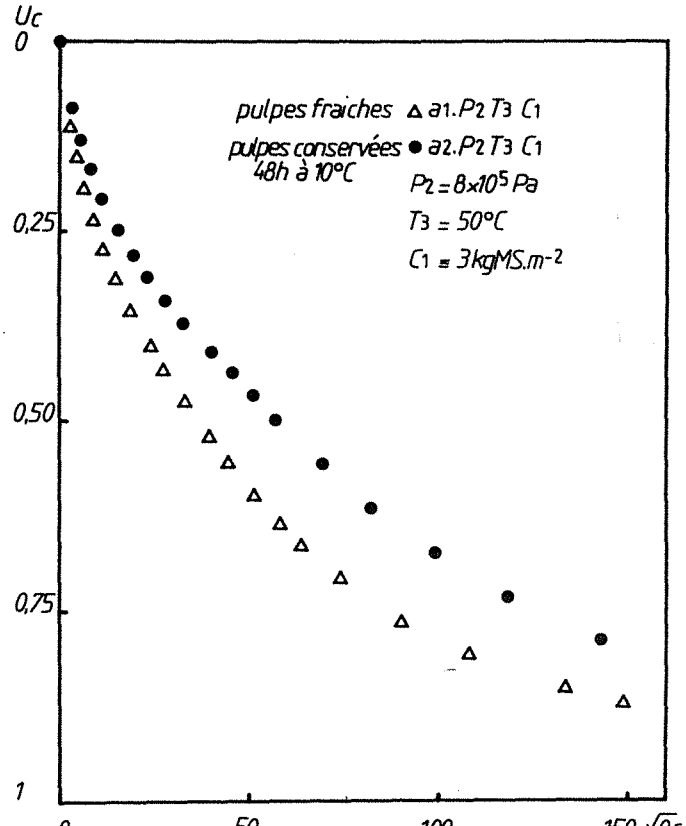


Figure 74

Pressage de pulpes de betteraves
Influence de la charge

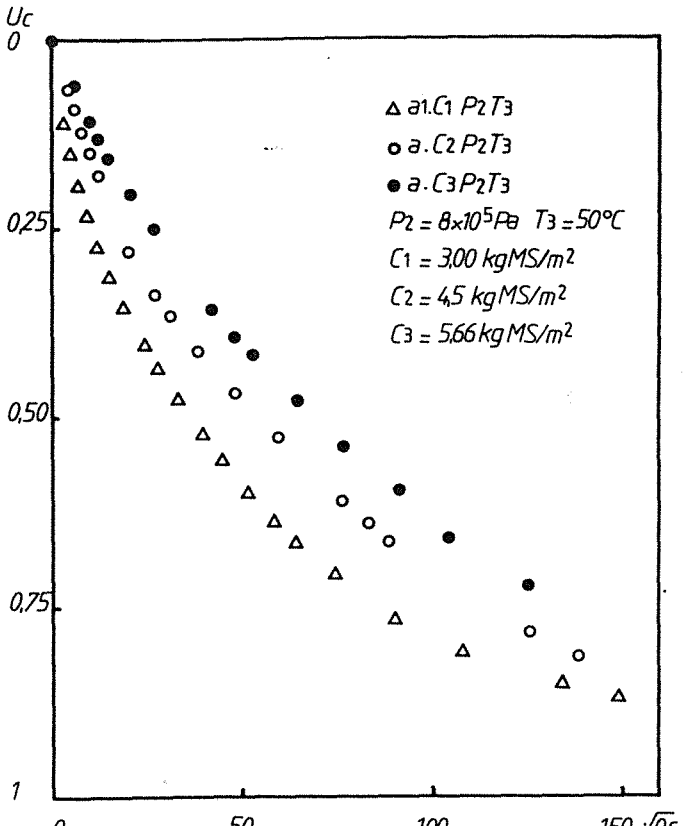


Figure 75

La charge initiale est un facteur important de gain au niveau de la cinétique d'élimination d'eau par pressage. L'amélioration de la teneur en matières sèches des pulpes surpressées est réalisable par la diminution de l'épaisseur mise en jeu.

12323. Influence de la température

Les figures 76 et 77 montrent que la vitesse d'élimination d'eau est augmentée lorsque l'on passe de 30 à 50 °C et que le gain est nul lorsque l'on accroît celle-ci de 50 °C à 60 °C.

Il existerait donc un optimum pour la température de pressage. Ce résultat est à confirmer mais il semblerait, à l'échelle industrielle, qu'un optimum existe et qu'un *accroissement de température ne soit pas toujours bénéfique.*

12324. Accroissement de la pressabilité par adjonction de sulfate de calcium

Le traitement au sulfate de calcium accroît notablement la vitesse de déshydratation (figure 78).

On obtient un accroissement de 38 % du volume d'eau éliminée par pressage dans les conditions fournies par le tableau n° 24.

Les conditions opératoires de réalisation de l'essai ont été décrites au paragraphe 1221.

Il faut souligner que la charge pour les deux essais est légèrement différente ce qui module l'écart qui reste néanmoins significatif.

$$\sqrt{\theta_c} = 50\ s^{1/2}$$

Essai	ω	U_c	V_{cmax}	V_c	Ecart	
						$- \Delta P = 8.10^5$ Pa
$aP_2T_3C_1d$	2,45	0,58	2,76	1,60	38 %	$- T = 50$ °C
$a_2P_2T_3C_1$	3,00 kg/m^2	0,46	2,52 cm^3/cm^2	1,16 cm^{3}cm^2	%	Pulpes "d'âges" comparables

Tableau n° 24

12325. Pressabilité et taille des cossettes

Par la méthode de tamisage déjà décrite, nous avons pu réaliser un fractionnement par tailles des cossettes. Ainsi, nous avons effectué trois essais sur les fractions suivantes :

- fraction : G_1 - cossettes non retenues sur grille à trous ronds de 8 mm de
  G_2 - cossettes retenues sur grille à trous ronds de 8 mm de Ø
  G_3 - cossettes retenues sur grille à trous ronds de 16 mm de Ø

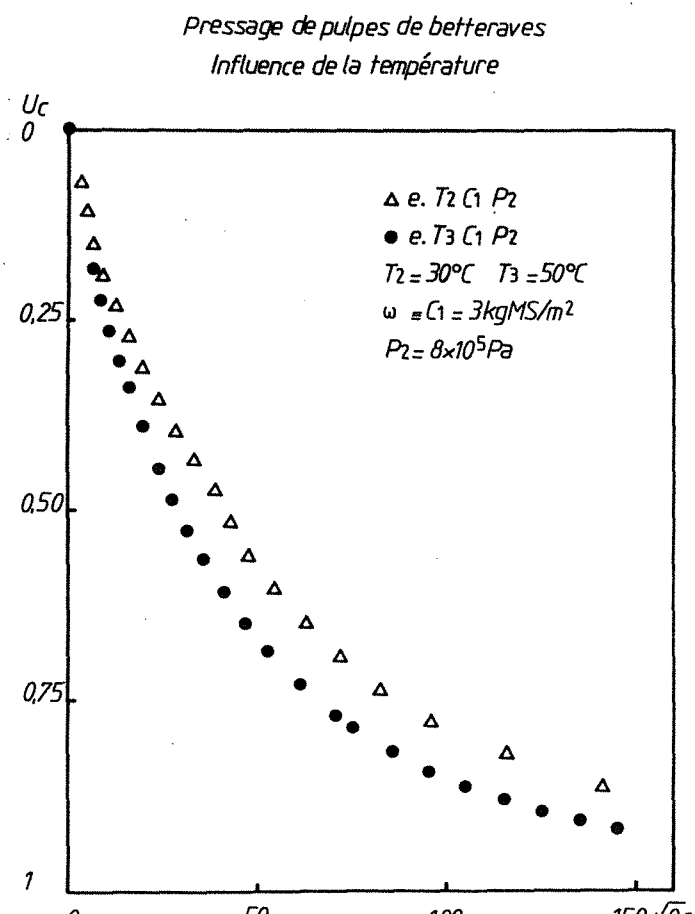


Figure 76

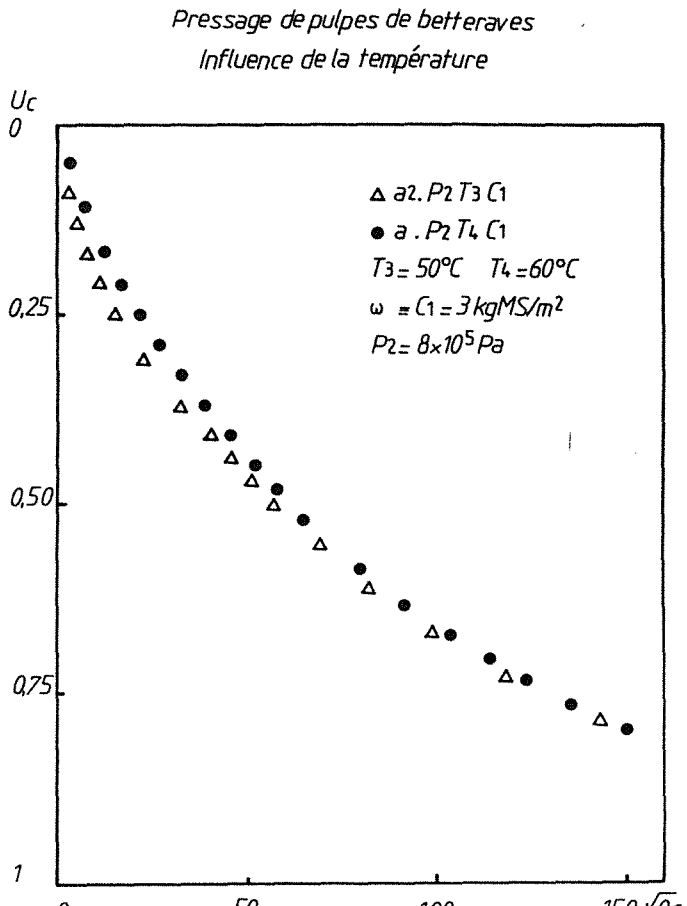


Figure 77

Pressage de pulpes de betteraves
Influence de la teneur en calcium

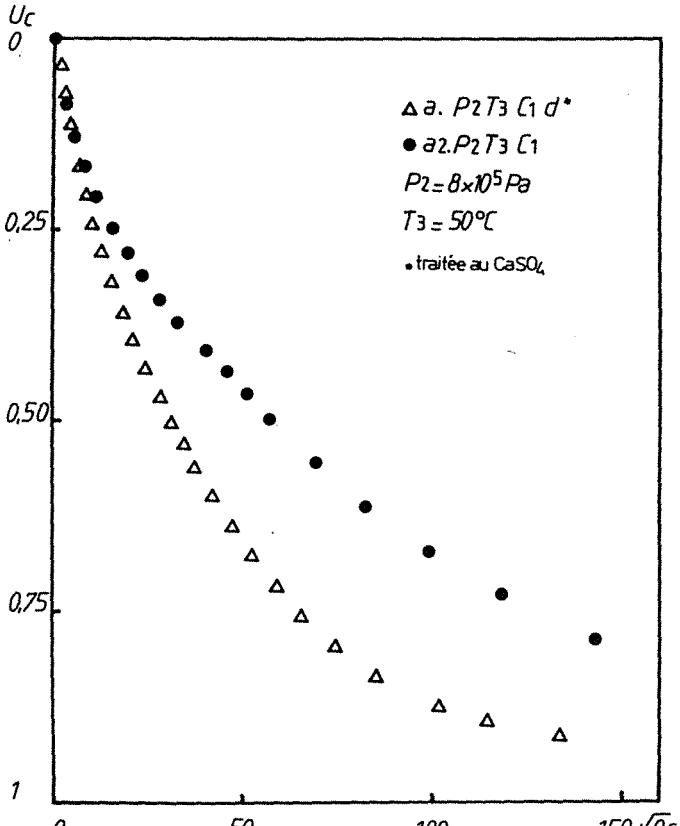
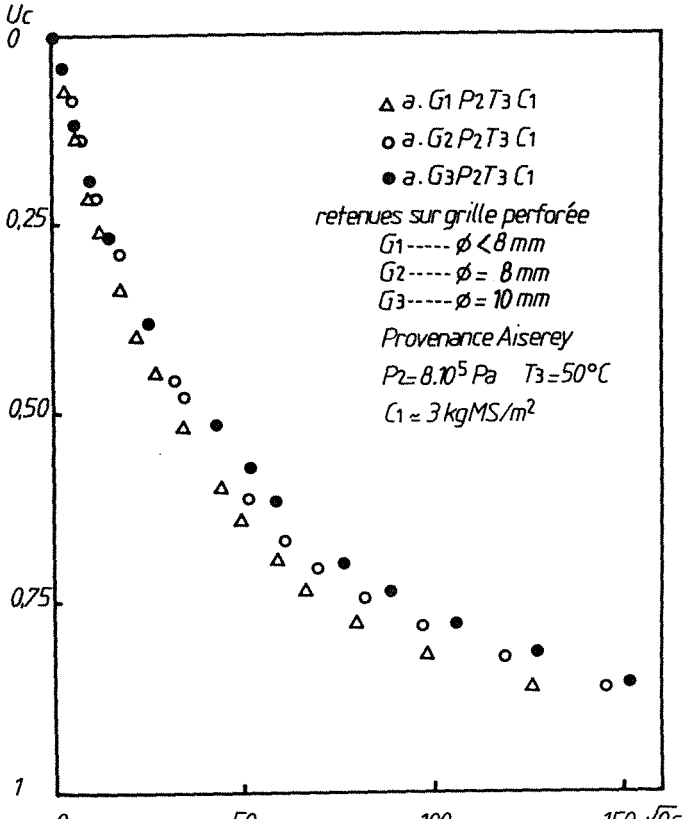


Figure 78

Pressage de pulpes de betteraves
Influence de la taille des cossettes



La figure 79 ne met pas en évidence d'écarts significatifs entre les diverses cinétiques enregistrées.

Nous verrons au cours de la modélisation que *l'on peut néanmoins entrevoir une différence de comportement à la compression de ces fractions à travers l'indice* ν .

12326. Incidence de la pression

Si l'on observe les courbes P_1 et P_2 de la figure 80, la pression accroît la cinétique de déshydratation. La courbe P_4 ne renforce pas cette tendance, du fait de l'âge des pulpes utilisées pour cet essai. Toutefois, l'augmentation de la pression dans la gamme que nous avons étudiée n'est pas un facteur de gain appréciable.

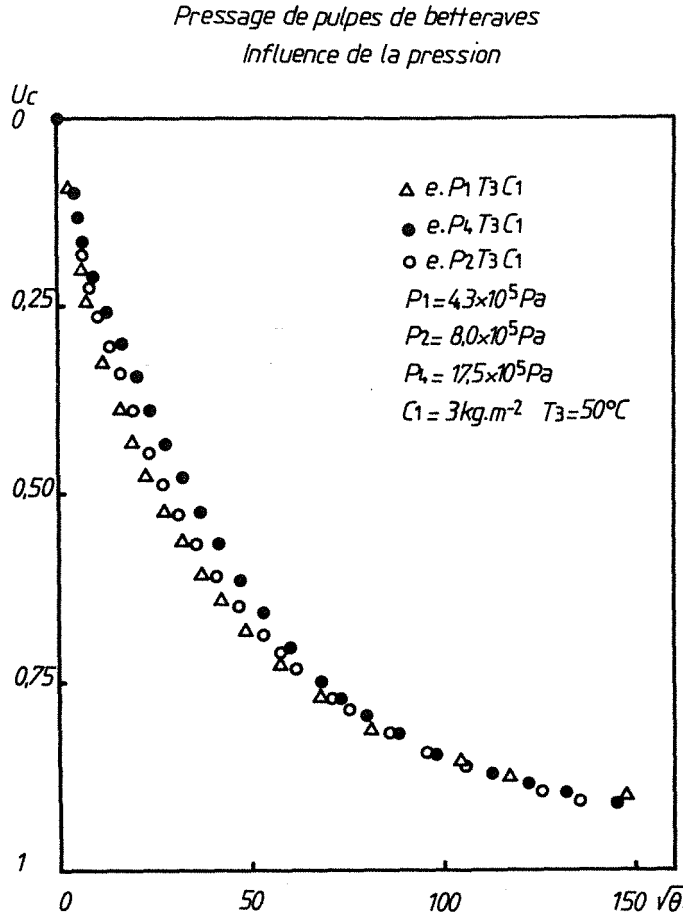


Figure 80

Au niveau industriel, les pressions exercées sont plus élevées et l'application est progressive. De ce fait, nous avons jugé important d'étudier, à des pressions plus élevées, l'incidence de la vitesse d'application de la pression.

12327. Pressabilité et vitesse d'application de la pression

Cette série d'essais a été effectuée à l'aide de la presse hydraulique décrite au paragraphe 1222 (figure 72).

Les échantillons utilisés ont été prélevés dans la fraction de pulpes de taille équivalente inférieure à 8 mm.

La procédure opératoire consiste à réaliser le pressage à 20 °C des pulpes introduites (150 g) dans le moule décrit précédemment (1222), à des vitesses différentes jusqu'à atteinte d'un effort final équivalent à une pression exercée sur le piston de 6000 KPa.

Pour effectuer cet essai, nous réalisons, conformément au schéma de la figure 81, un pré-pressage permettant d'éliminer l'air et d'effectuer un enregistrement du pressage proprement dit de la pulpe.

La vitesse d'application est déterminée par la vitesse de déroulement du papier enregistreur et par la pente de la droite préalablement tracée sur celui-ci.

La quantité d'eau éliminée est obtenue par pesée. Précisons clairement que l'objectif n'est pas de réaliser une performance en atteignant une siccité limite, mais de mettre en évidence l'incidence sur la pressabilité de la vitesse d'application de la pression.

La figure 82 met en évidence le gain obtenu en réduisant la vitesse d'application de la pression. Dans la gamme de vitesses choisie, la quantité d'eau éliminée est multipliée par 2, ce qui correspond à un gain en siccité de 2,5 % environ.

12328. Conclusion

L'atteinte de performances extrêmes dans le domaine du pressage des pulpes est largement conditionnée par la recherche d'un compromis entre de multiples paramètres opératoires.

Nous venons de démontrer, semi-quantitativement, que la charge initiale, la température, l'adjonction de sulfate de calcium, la pression et sa vitesse d'application constituaient un ensemble de paramètres pouvant dans certaines limites accroître de façon appréciable les siccités finales.

La charge initiale, l'adjonction de produits minéraux, et la vitesse d'application de la pression sont les pôles majeurs puisque jusqu'à 3,5 points de siccité peuvent être gagnés expérimentalement, à l'aide d'un système de pressage très simple. Ce gain est important.

Ceci nous amène à avancer que *les progrès techniques sont probablement conditionnés par la réalisation d'appareillages de conception différente* de ceux actuellement utilisés qui, en combinant un phénomène de cisaillement normalement favorable, ne permettent pas d'aboutir à des résultats suffisants au plan énergétique.

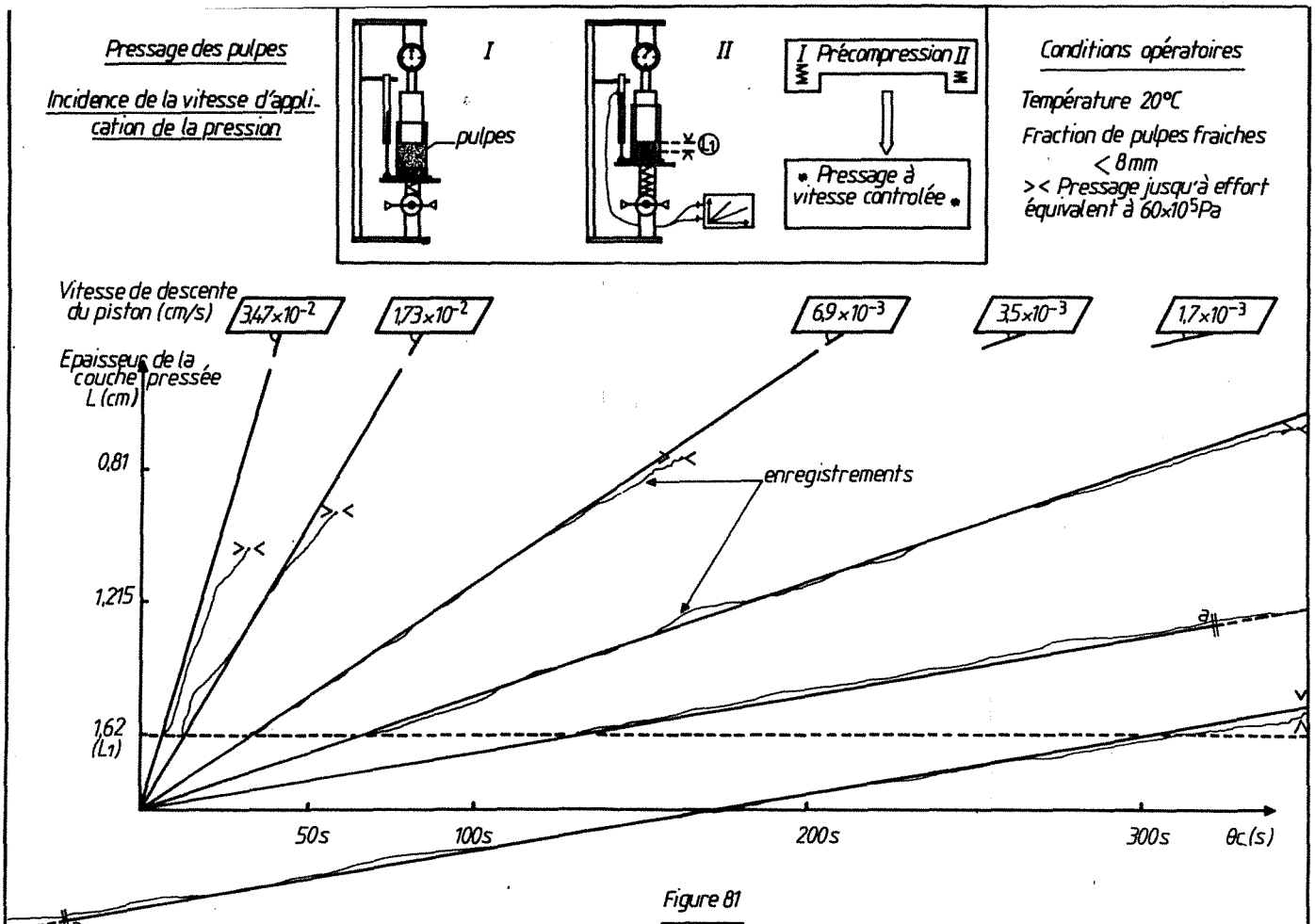

Pressage des pulpes
Incidence de la vitesse d'application de la pression
I
pulpes
II
L1
I Précompression II
* Pressage à vitesse controlée *
Conditions opératoires
Température 20°C
Fraction de pulpes fraiches < 8mm
>< Pressage jusqu'à effort équivalent à 60x10^5 Pa
Vitesse de descente du piston (cm/s)
3,47x10^-2
1,73x10^-2
6,9x10^-3
3,5x10^-3
1,7x10^-3
Epaisseur de la couche pressée L (cm)
0,81
1,215
1,62 (L1)
enregistrements
a
50s
100s
200s
300s
θc (s)

Figure 81

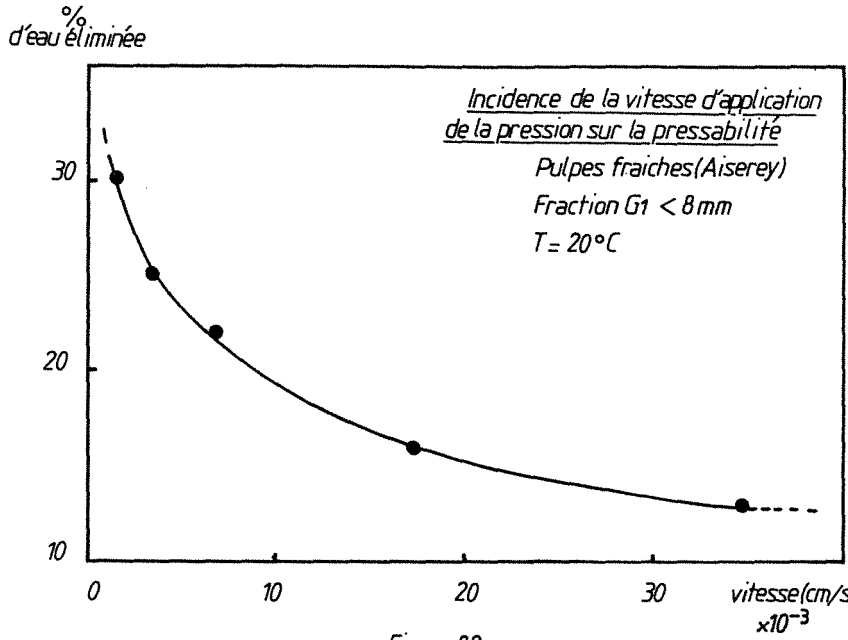


Figure 82

La réalisation *d'appareillages à compression étagée*, permettant de mettre en oeuvre des charges faibles et équipés de cellule de traitement des pulpes devrait apporter des solutions prometteuses.

1233. Modélisation de la compression unidirectionnelle des pulpes de betteraves

12331. Rappels préliminaires

Nous avons longuement développé au paragraphe III.372 la méthode d'exploitation des données expérimentales $U_c = f\sqrt{\theta_c}$ pour la modélisation simplifiée que nous préconisons.

Cette méthode a été reprise pour la simulation théorique des courbes que nous venons de commenter de façon semi-quantitative.

12332. Illustration graphique de l'adéquation entre les résultats calculés et mesurés

Le tableau n° 21 donne la valeur du coefficient de corrélation r que nous avons choisi comme estimateur de la qualité de l'ajustement des courbes théoriques et expérimentales, obtenu en minimisant les écarts quadratiques entre les valeurs mesurées et calculées. Ce coefficient prend, pour 15 ajustements de courbe, la valeur moyenne 0,998. Ceci constitue un résultat satisfaisant confirmé par les courbes des figures 83, 84, 85, 86, 87, 88, 89.

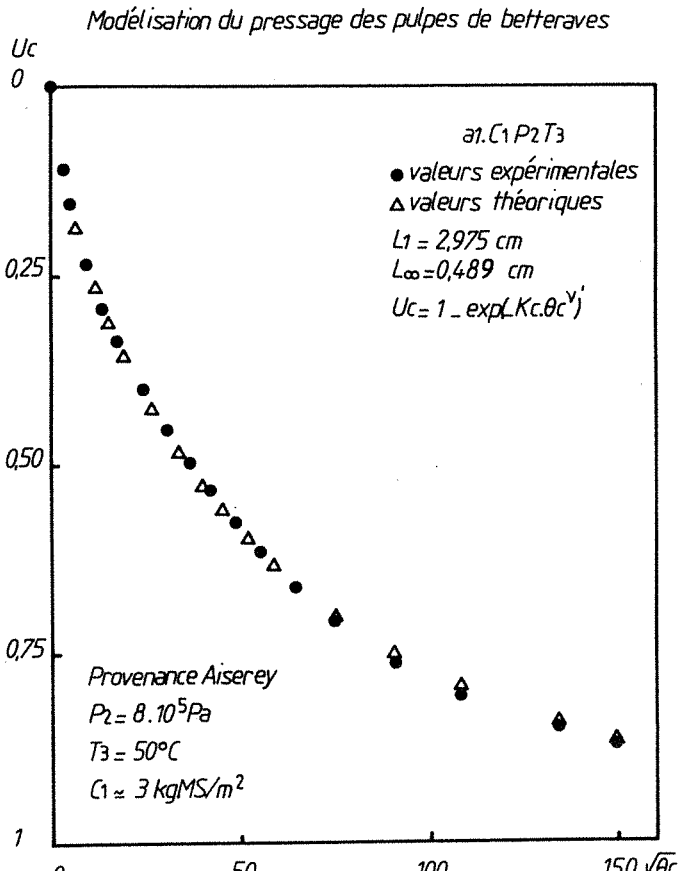


Figure 83

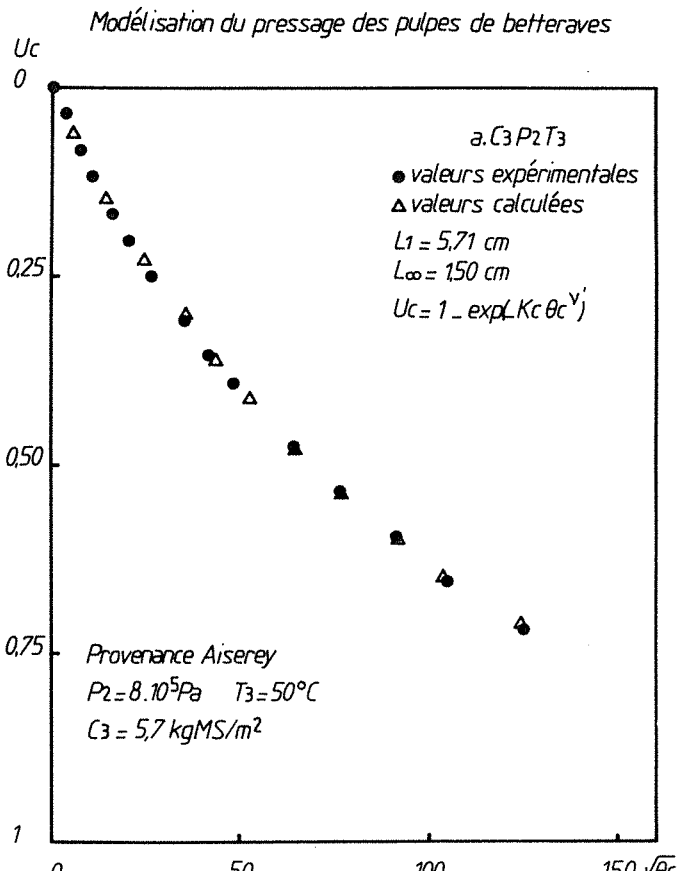


Figure 84

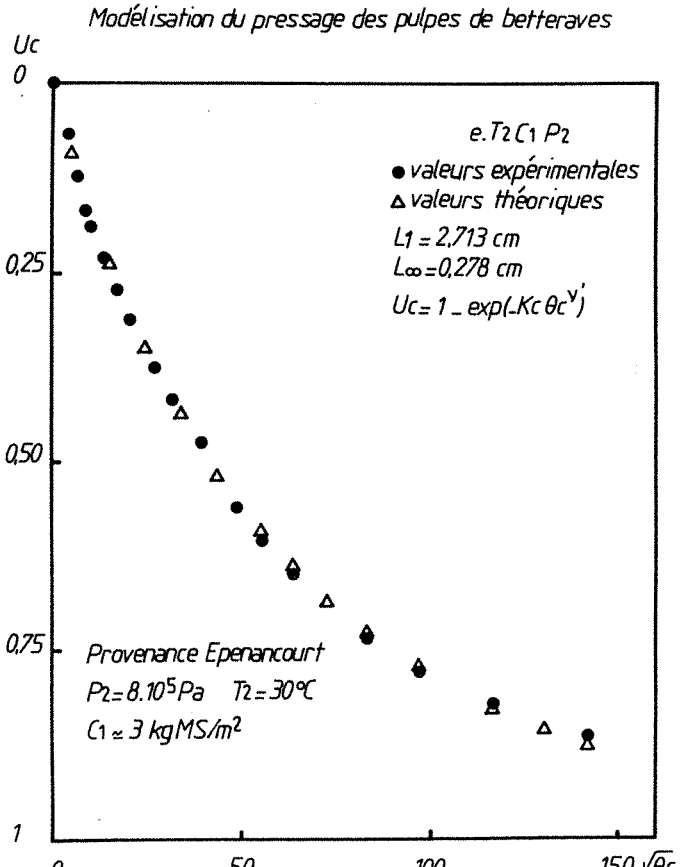


Figure 85

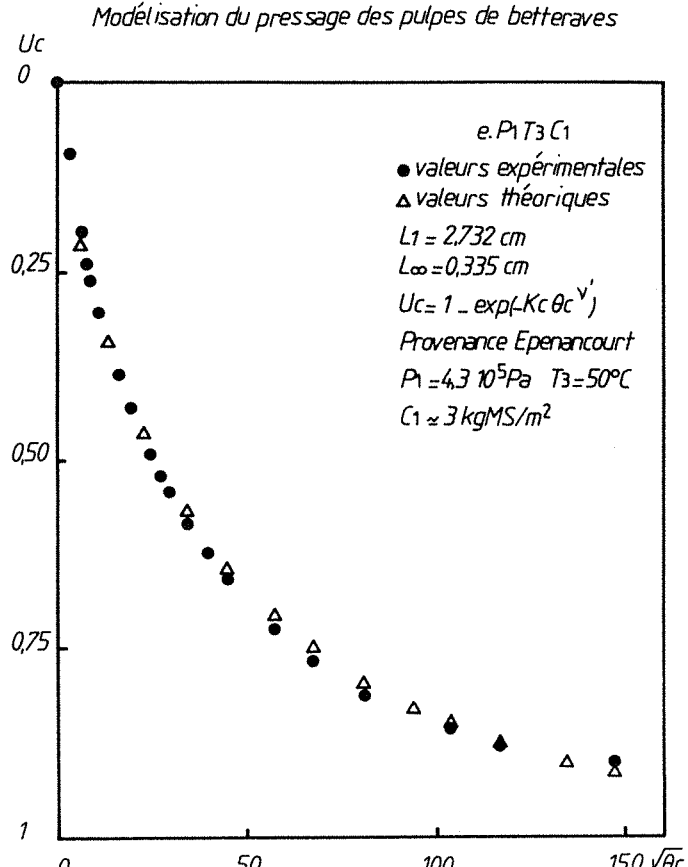


Figure 86

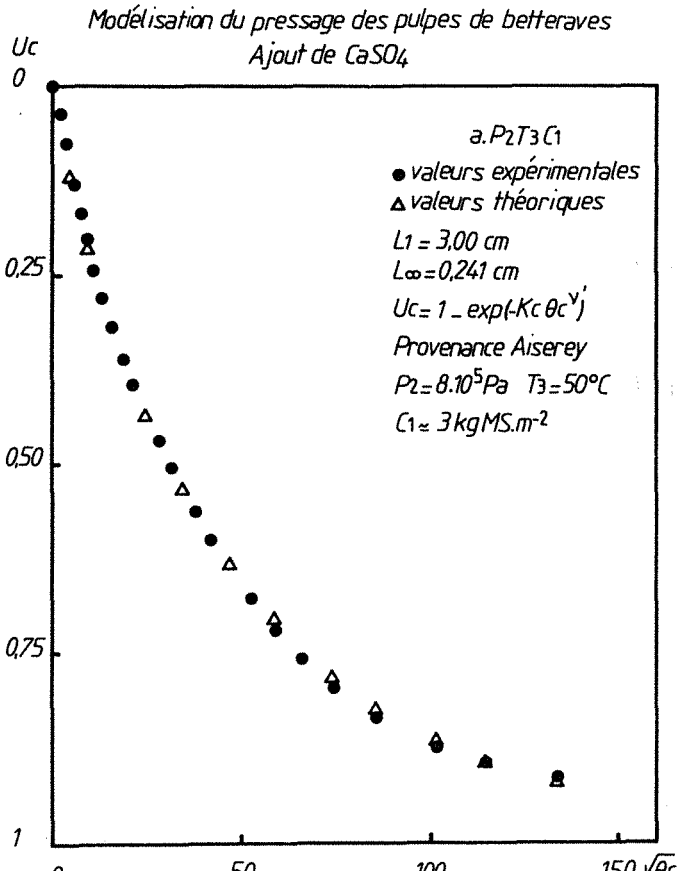


Figure 87

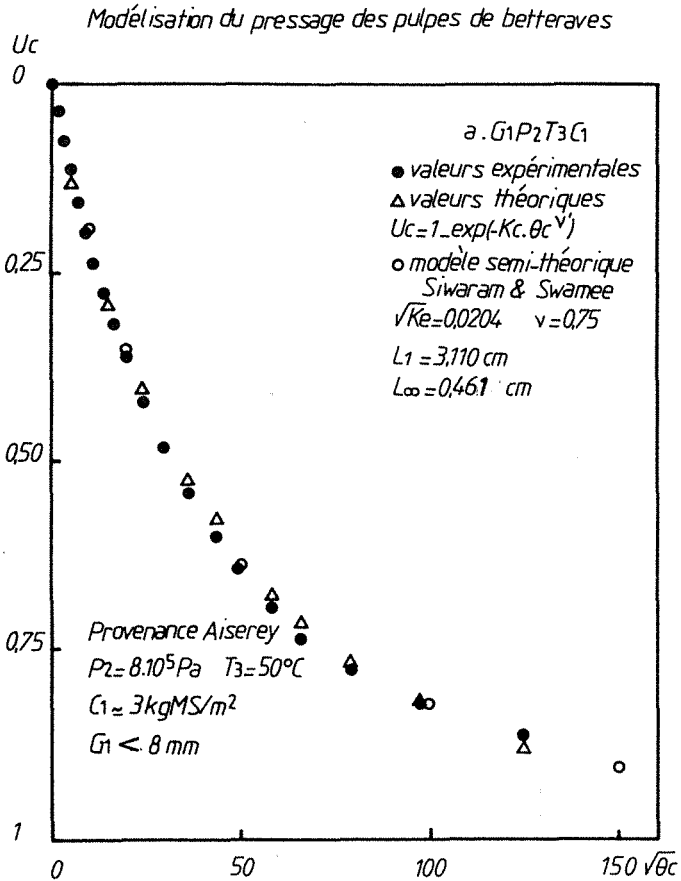


Figure 88

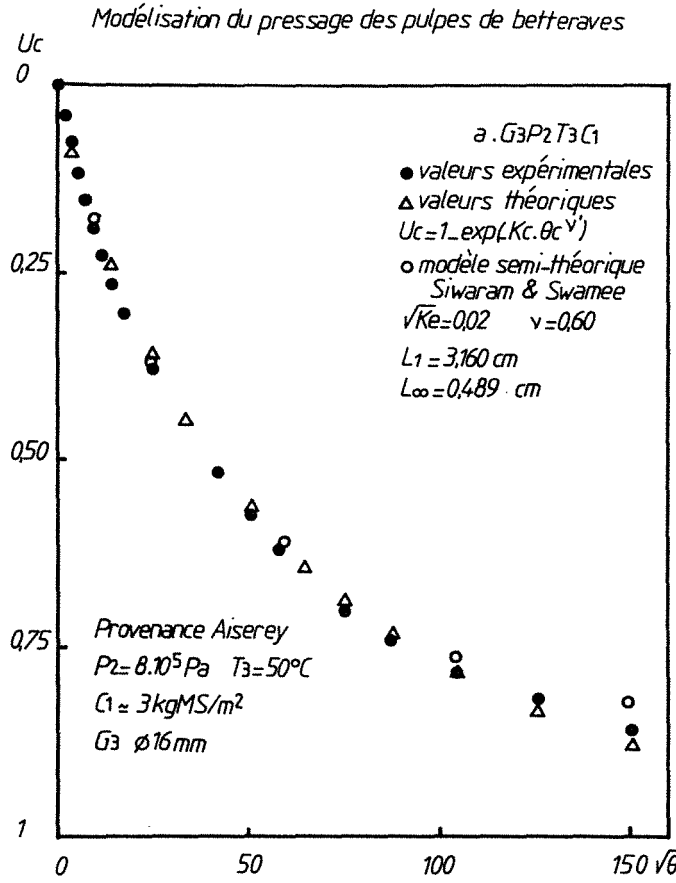

Modélisation du pressage des pulpes de betteraves
Uc
0
0,25
0,50
0,75
1
0
50
100
150 √θc
a . G3P2T3C1
● valeurs expérimentales
△ valeurs théoriques
Uc=1_exp(-Kc.θc^ν')
○ modèle semi-théorique
Siwaram & Swamee
√Ke=0,02 ν=0,60
L1 = 3,160 cm
L∞ = 0,489 cm
Provenance Aiserey
P2= 8.10^5 Pa T3=50°C
C1 ≃ 3 kgMS/m²
G3 ø16 mm

Figure 89

Le modèle simplifié donné par la relation (35) est applicable à la simulation de la vitesse d'élimination d'eau lors du pressage des pulpes.

$$(35) \qquad U_c = 1 - \exp\left(-K_c . \theta_c^{\nu'}\right)$$

12333. Corrélations entre les paramètres et les grandeurs opératoires

123331. Relation entre K_c et ν'

Le tableau 20 consigne l'ensemble des valeurs de K_c et ν'.

Les figures 90 et 91 mettent de nouveau en évidence l'existence d'une relation linéaire entre le logarithme népérien du coefficient K_c et de l'indice ν'.

Déjà mise en évidence lors de l'étude du comportement à la compression des boues résiduaires, *cette relation accroît considérablement le potentiel prévisionnel de ce modèle* dès lors que l'incidence des grandeurs opératoires traditionnelles sur la variation de K_c est cernée avec précision.

123332. Relations entre les grandeurs opératoires et le coefficient de compression

— ΔP - relation pression et coefficient combiné K_c

Dans la gamme de pressions étudiée, une fonction puissance corrèle parfaitement (figure 92) la variation de K_c avec ΔP. On obtient un exposant égal à - 0,6.

L'accroissement de la pression semble donc avoir un effet négatif sur la cinétique de pressage des pulpes, ce qui explique qu'une application lente de celle-ci permet d'obtenir de meilleurs résultats.

— ω - charge en matière sèche, initiale et coefficient K_c

La fonction puissance qui corrèle ces deux grandeurs présente un exposant plus traditionnel puisque celui-ci est voisin de 2, ce qui est en accord avec nos considérations antérieures (figure 93).

123333. Etudes complémentaires

— Contribution relative de la compression hydrodynamique et du fluage dans le processus global.

Dans le domaine de la mécanique des sols, une méthode simple préconisée par N.N. MASLOV en 1949-1955 permet, à partir de la valeur d'un indice n appelé indice de consolidation, d'apprécier l'importance relative des phases hydrodynamique et de fluage simultanées.

Ce paramètre est déterminé au laboratoire par des essais parallèles sur des échantillons de même nature mais à des charges différentes. Le calcul est effectué par la corrélation :

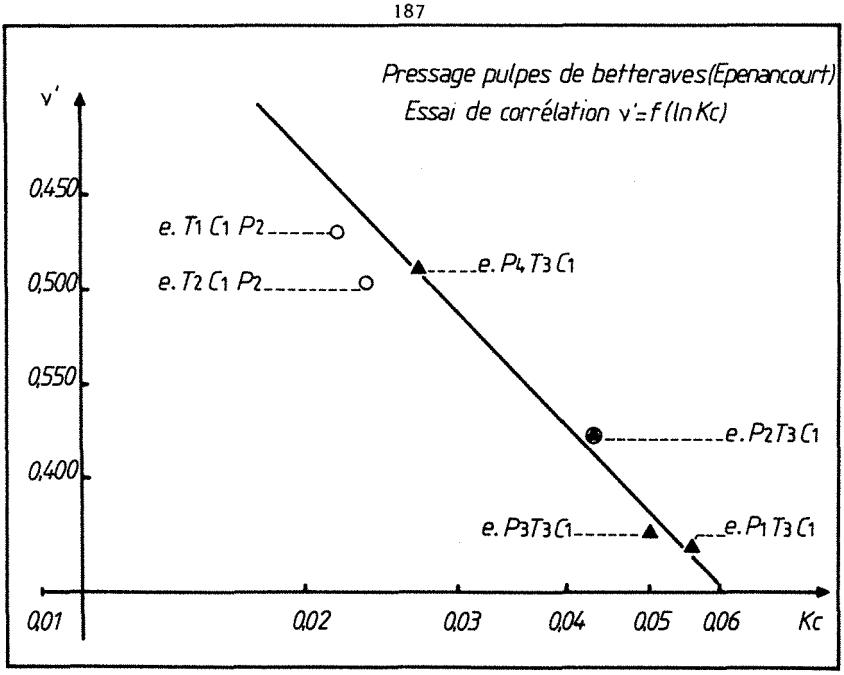

Pressage pulpes de betteraves(Epenancourt)
Essai de corrélation v'=f(ln Kc)
v'
0,450
0,500
0,550
0,400
e. T1 C1 P2
e. T2 C1 P2
e. P4 T3 C1
e. P2T3 C1
e. P3T3 C1
e. P1 T3 C1
0,01
0,02
0,03
0,04
0,05
0,06
Kc

Figure 90

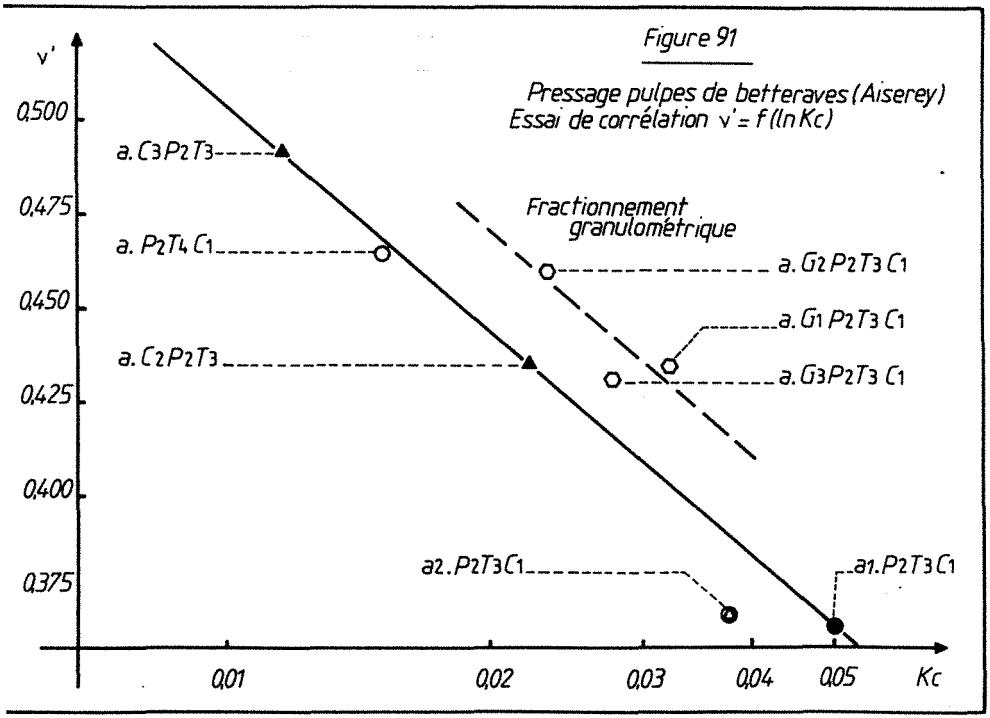


Figure 91
Pressage pulpes de betteraves (Aiserey)
Essai de corrélation v'= f (ln Kc)
v'
0,500
0,475
0,450
0,425
0,400
0,375
a. C3P2T3
a. P2T4 C1
a. C2P2T3
Fractionnement granulométrique
a. G2 P2T3 C1
a. G1 P2T3 C1
a. G3P2T3 C1
a2. P2T3C1
a1. P2T3 C1
0,01
0,02
0,03
0,04
0,05
Kc

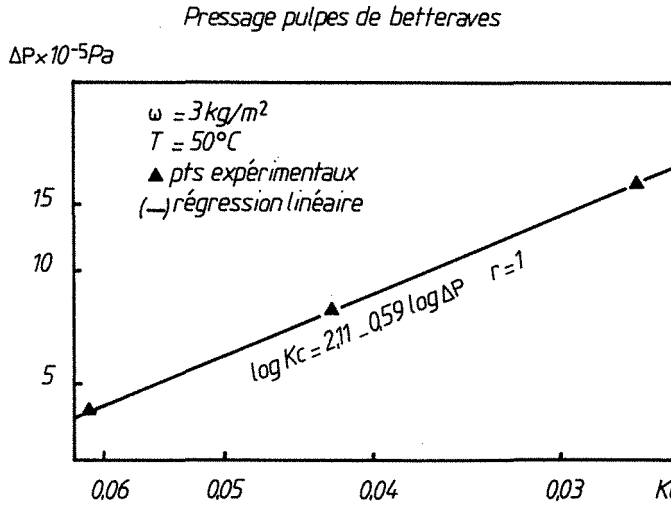


Figure 92

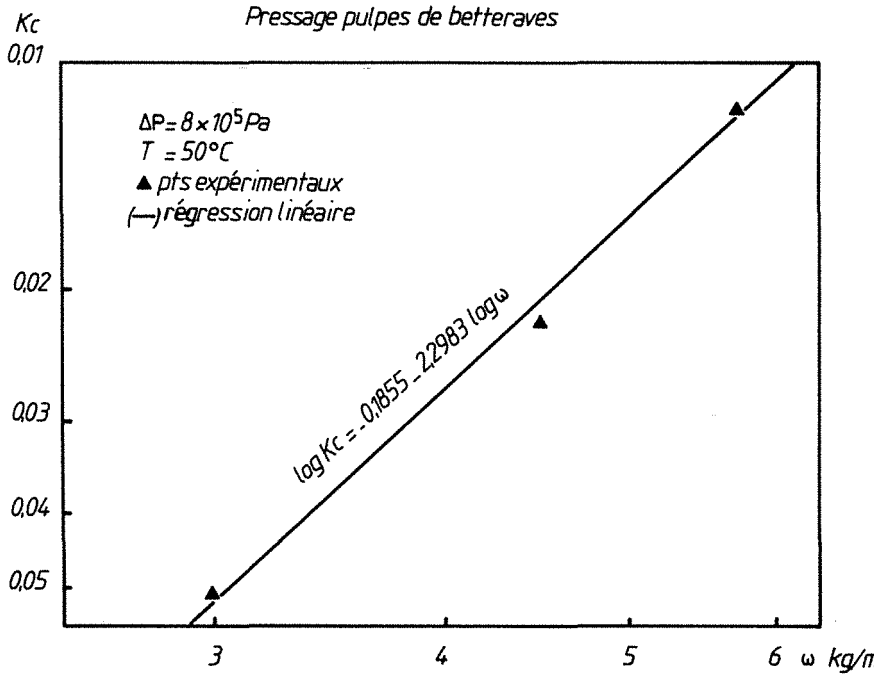


Figure 93

$$\frac{T}{t} = \left(\frac{H}{h}\right)^n \quad \text{que nous écrirons} \quad \frac{\theta_{c2}}{\theta_{c1}} = \left(\frac{\omega_2}{\omega_1}\right)^n \qquad (59)$$

avec $T \equiv \theta_{c2}$ temps nécessaire pour atteindre, par compression d'une charge $H \equiv \omega_2$, un taux de consolidation U_c

et $t \equiv \theta_{c1}$ temps nécessaire pour atteindre, par compression d'une charge $h \equiv \omega_1 < H \equiv \omega_2$, le même taux de consolidation.

Lorsque n est égal à 2, on note que la compression est uniquement régie par la filtration de l'eau interstitielle.

Cette méthode a été également avancée par KORMENDY en 1974 qui, à partir des lois de DARCY et de CARMAN et d'une équation de continuité, a établi l'équation (59) pour n = 2.

Limitée à des cas très particuliers, cette équation sert de base à l'étude du pressage de pommes réalisé par KORMENDY (1964).

A partir de nos essais, à différents chargements initiaux, nous avons, pour des taux de compression U_c croissants, calculé la valeur de cet indice n.

Le tableau n° 25 donne les valeurs de n dans trois cas envisagés. L'évolution de la valeur de ce paramètre avec l'augmentation de U_c dénote l'influence décroissante du fluage hydrodynamique au fur et à mesure que la compression progresse.

ΔP en Pa	Taux de pressage ≡ Pourcentage d'eau éliminée	$\omega_3 = 5{,}66$ kg.m^{-2} $\omega_1 = 3{,}00$ kg.m^{-2}	$\omega_2 = 4{,}5$ kg.m^{-2} $\omega_1 = 3{,}0$ kg.m^{-2}	$\omega_3 = 5{,}66$ kg.m^{-2} $\omega_2 = 4{,}50$ kg.m^{-2}	T en °C
		n'	n''	n'''	
8.10^5	0,30	2,9	2,4	3,4	50 °C
	0,50	1,9	1,9	2,0	
	0,75	1,4	1,4	1,4	

Tableau n° 25

— Importance de la compression secondaire en fonction de la taille des cossettes.

La modélisation classique à l'aide du modèle semi-théorique de SIVARAM et SWAMEE conduit, sur les trois fractions granulométriques de cossettes étudiées, aux résultats suivants :

Taille des cossettes *	$\sqrt{K_e}$	ν
$\emptyset < 8$ mm	0,0204 $s^{-1/2}$	0,75
8 mm $< \emptyset <$ 10 mm	0,0195 $s^{-1/2}$	0,70
10 mm $< \emptyset <$ 16 mm	0,0200 $s^{-1/2}$	0,65

* correspond aux diamètres des passoires et non à la taille réelle (cf. tableaux n° 18 et 20).

Si l'on examine la figure 20, on constate qu'un accroissement de l'exposant ν correspond à une réduction de la contribution de la compression secondaire dans le processus global de déshydratation.

Ainsi, il semblerait que la compression secondaire soit moins importante lors du pressage de cossettes de petites tailles, sans pour autant que la cinétique de déshydratation primaire soit quant à elle modifiée. En effet le tableau ci-dessus révèle peu de variations au niveau de $\sqrt{K_e}$; par contre ν croît avec la taille des cossettes.

Les figures 88 et 89 confirment ces considérations.

124. Conclusion

Nous pensons avoir justifié la *généralisation du modèle phénoménologique* par la vérification de son applicabilité au pressage des pulpes de betteraves. Ce modèle nous semble constituer un support très utile à l'analyse rationnelle des conditions industrielles de pressage. Nous avons pu analyser les incidences respectives de l'âge des pulpes, de la charge, de la température, de la dose d'agent de pressabilité, de la pression et de sa vitesse d'application, ainsi que de la taille des cossettes. Ces grandeurs opératoires sont source de gain de siccité si leur variation est maîtrisée.

Cette étude fournit les bases essentielles qui pourront guider l'affinement des approches réalisées en fonction des tendances que nous avons essayé de mettre clairement en évidence.

125. Références

1. G. FRERE. "Economie d'énergie en déshydratation de produits agricoles". Industries Alimentaires et Agricoles, 1981.
2. J.C. GIORGI et coll. "Y-a-t-il une limite au pressage des pulpes ?" Sucrerie Française, avril 1982.
3. I. KORMENDY. "A pressing theory with validating experiments on apples", J. Food. Sci., 1964, T 29, 631-634.
4. I. KORMENDY. "Experiments for the determination of the specific resistance of of communited and pressed apple against its own juice", Acta Alimentaria, 1979, vol. 8, p. 321-342.
5. P. MAFART. "Coût énergétique des opérations d'élimination d'eau", CDIUPA, Technique et Documentation, 1981.
6. APRIA Symposium. "Le séchage dans les industries agro-alimentaires", "Aspects énergétiques", nov. 1978, Technique et Documentation.
7. "Le betteravier français", juin 1982 ; nov. 1982.

13. ESSAI D'OPTIMISATION ENERGETIQUE ET ECONOMIQUE DU PRESSAGE DES PULPES EVALUATION DE L'INCIDENCE DES ADJUVANTS DE PRESSABILITE

Nous proposons dans la présente étude de reconsidérer sur le plan économique et énergétique l'optimisation du pressage des pulpes afin de voir si la tendance consistant à réaliser un prétraitement par apport d'adjuvants est globalement une mesure anti-énergétique.

En effet, ce premier pas vers la réduction de la dépendance énergétique du secteur considéré conduira inévitablement à une ascension des recherches en matière de produits à pouvoir "déshydratant" élevé. Cette recherche d'efficacité risque d'entraîner l'apparition de produits à contenus énergétiques élevés qui pourraient voir leur marché s'accroître du fait de la demande importante si l'on en juge les tonnages réalisés chaque année (1981/82 - 1,5 MT de pulpes sèches).

Il est incontestable, qu'au plan purement local de l'industrie concernée, la mesure est économique ; reste néanmoins à démontrer qu'au plan national, cette tendance s'insère réellement dans le programme anti-énergétique du "décideur parieur".

Telle est la question qui motive cette étude.

131. Le schéma global de déshydratation. Intrants et extrants

La figure 94 donne la séquence simplifiée globale de valorisation par déshydratation des pulpes fraîches.

L'ensemble, constitué de deux boîtes noires I et II, fonctionne en régime permanent. Les flux sont les suivants :

INTRANTS
- $\dot{M}$: débit de pulpes fraîches
- $\dot{A}$: débit d'adjuvants de pressabilité
- $\dot{W}$: flux d'énergie mécanique
- $\dot{Q}$: flux d'énergie thermique

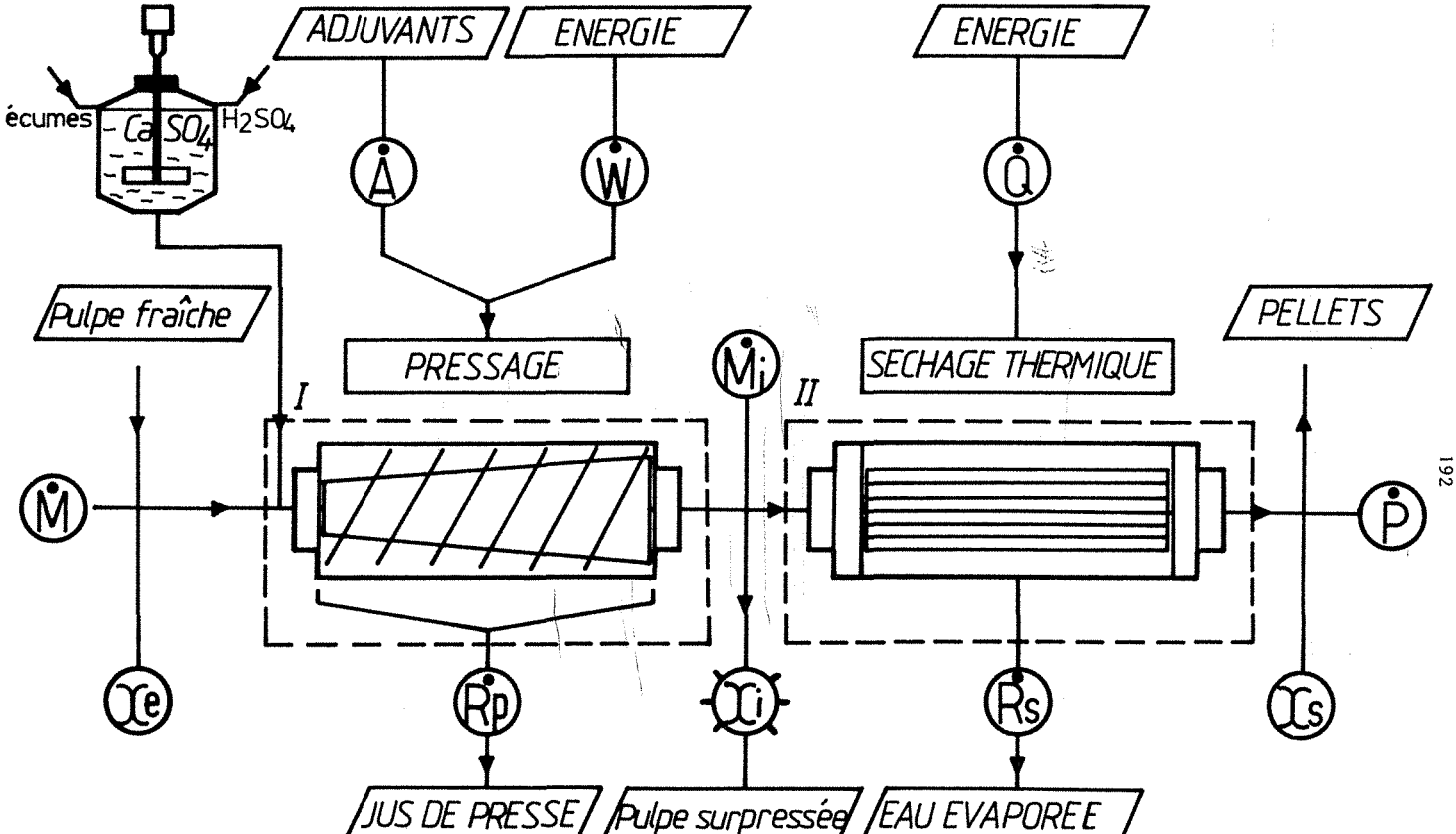
EXTRANTS
- $\dot{P}$: débit de pellets
- $\dot{M}_i$: débit de pulpes surpressées (nous considérons que la totalité de celles-ci sont déshydratées)
- $\dot{R}_p$: débit de jus de presse
- $\dot{R}_s$: débit d'eau évaporée

132. Les expressions du rendement. Le pôle d'optimisation

— Le point central de l'optimisation porte l'indice i. En effet, la siccité intermédiaire, pourcentage de matière sèche dans le produit humide, est croissante avec le taux d'adjuvants et l'énergie fournie à la presse. En contrepartie, l'énergie thermique qui alimente le sécheur décroît avec la siccité.

Un optimum est aisément concevable et la variable intermédiaire x_i détermine ce minimum (x étant la siccité).

En 1982, P. LE GOFF proposait, à partir des propriétés mathématiques de fonctions simples à un seul paramètre homographiques ou exponentielles, une méthode générale d'optimisation énergétique et économique des séparations solide-liquide,



Séquence pressage séchage des pulpes

Figure 94

en prenant pour variable le rendement de la séparation.

C'est cette méthode que nous nous proposons d'utiliser concrètement pour évaluer le rôle des adjuvants de pressage sur le coût économique global.

— *Les expressions du rendement*

Nous appelons rendement du pressage, le rapport η_e défini par :

$$\boxed{\eta_e \equiv \frac{\dot{R}_p}{\dot{M}y_e}} \qquad \text{avec } y_e = (1-x_e) \qquad (60)$$

Ce rendement croît avec le flux d'énergie $\dot{W}$ et d'adjuvants $\dot{A}$, et nous faisons l'hypothèse que ce rendement tend vers zéro lorsque $\dot{W}$ et $\dot{A}$ tendent vers zéro.

Nous écrivons :

$$\boxed{\eta_e = \frac{\dot{A}}{A+\dot{A}_o} \cdot \eta_{emax}} \qquad (61)$$

La signification des grandeurs $\dot{A}_o$ et η_{emax} est donnée par la figure 96.

Une troisième expression du rendement η_e peut être établie en fonction du flux $\dot{Q}$ qui est directement lié à la quantité d'eau déjà éliminée par pressage.

On écrit :

$$\boxed{\eta_e = \frac{\dot{Q}_{max}-\dot{Q}}{\dot{Q}_{max}}} \qquad (62)$$

dans laquelle $\dot{Q}_{max}$ est la quantité d'énergie thermique à fournir lorsque $\dot{M}_i = \dot{M}$ et $x_i = x_e$.

Reprenons et explicitons ces différentes expressions du rendement. Un bilan massique sur la phase aqueuse au niveau de l'élément I combiné avec l'équation de continuité de la matière sèche permet d'écrire l'expression (60) sous la forme :

$$\boxed{\eta_e = 1 - \frac{x_e}{1-x_e} \cdot \frac{1-x_i}{x_i}} \qquad (63)$$

— *La fonction rendement/taux d'adjuvants*

Un gain de 8,5 % sur la siccité a été réalisé à l'échelle industrielle en opérant un prétraitement des pulpes avant surpressage.

Le document édité par la revue "La Sucrerie Belge" (vol. 96, oct. 77) permet d'établir les courbes de variation de la siccité x_i en fonction du taux d'adjuvants et confirme ce gain.

Nous avons dressé, à partir de cet abaque, le tableau n° 26 qui visualise ces considérations. Ces résultats ont été obtenus sur des installations équipées de presses classiques STORD (figure 12).

L'ensemble des courbes de la figure 95 complète et résume ce tableau.

Connaissant la variation x_i = f (taux d'adjuvants), il est alors possible de corréler le rendement η_e à cette grandeur (figure 96).

Tableau n° 26

Teneur en $CaCl_2$	Δx_i 0	Δx_i 136	Δx_i 284	Δx_i 880	$\sum \Delta x_i$ %
a Vitesse de rotation en tour/mn	3	3	3	3	
x_i %	23,23	23,92	24,54	25,27	
		0,69 +	0,615 +	0,73	= 2,04
η_e % pour x_e = 8,5 %	69,31	70,46	71,43	72,53	
b Vitesse de rotation en tour/mn	2,5	2,5	2,5	2,5	
x_i %	23,92	24,61	25,31	26,08	
		0,69 +	0,69 +	0,77	= 2,15
η_e % pour x_e = 8,5 %	70,46	71,55	72,58	73,67	
c Vitesse de rotation en tour/mn	2	2	2	2	
x_i % pour x_e = 8,5 %	24,385	25,115	25,885	26,58	
		0,73 +	0,77 +	0,69	= 2,19
η_e %	71,19	72,30	73,40	74,33	
η_e corrigé *					
cas a	0	3,77 %	6,94 %	10,51 %	
cas b	0	3,70 %	7,19 %	10,86 %	
cas c	0	3,84 %	7,66 %	10,90 %	

* obtenu en prenant $x_e = x_{io}$ (à teneur en $CaCl_2$ nulle) dans la relation (63).

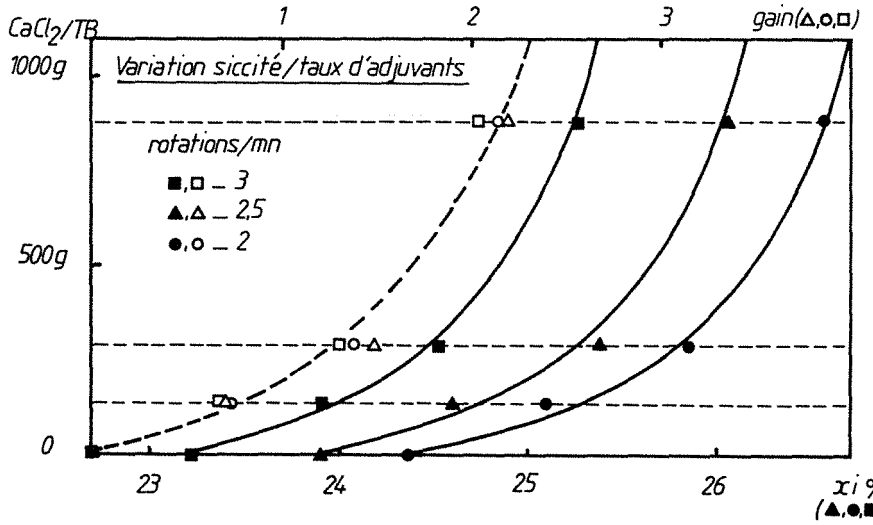


Figure 95

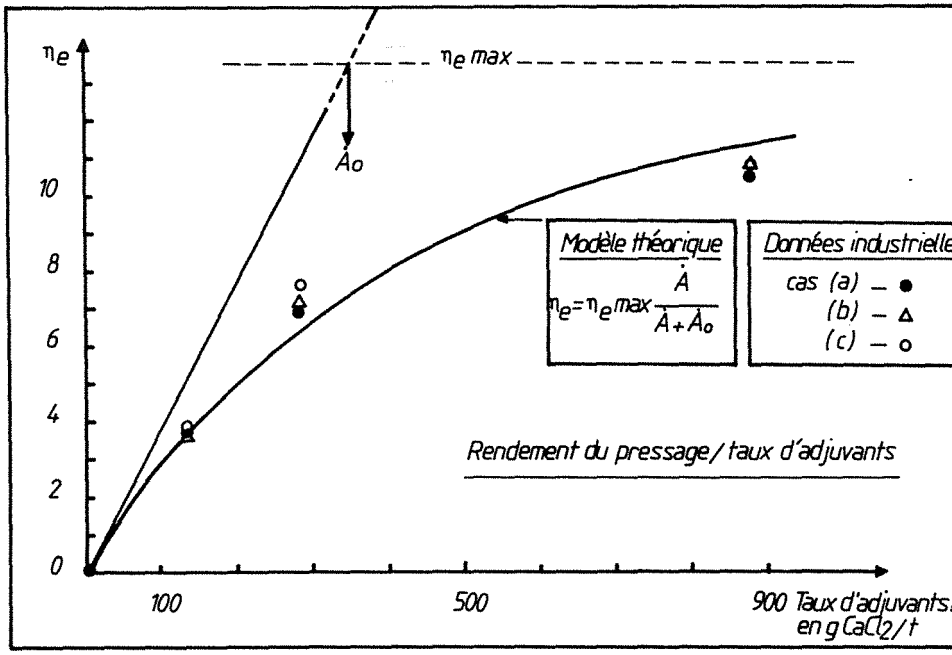


Figure 96

En prenant $\eta_e=0$ pour $\dot{A} = 0$, on obtient la courbe de variation du rendement en fonction du taux d'adjuvants. Cette variation propre au prétraitement est obtenue en substituant dans l'expression (63) pour chacun des trois cas considérés, x_e par la valeur de x_i lorsque $\dot{A} \equiv 0$.

La courbe 96 donne la signification de la grandeur $\dot{A}_o$ et permet d'apprécier l'adéquation entre les valeurs calculées par (61) et les mesures effectuées.

— *Energie de pressage et siccité*

La courbe de variation énergie absorbée/siccité (figure 97) présente une allure tout à fait analogue à la courbe taux d'adjuvants/siccité (figure 95).

Pour la suite des calculs, nous utiliserons la relation empirique (64) établie par P. LE GOFF à partir de données expérimentales fournies par des responsables de sucreries.

$$W = 1{,}95.10^4.x_i^{4,36} \text{ KWhe/t de pellets} \qquad (64)$$

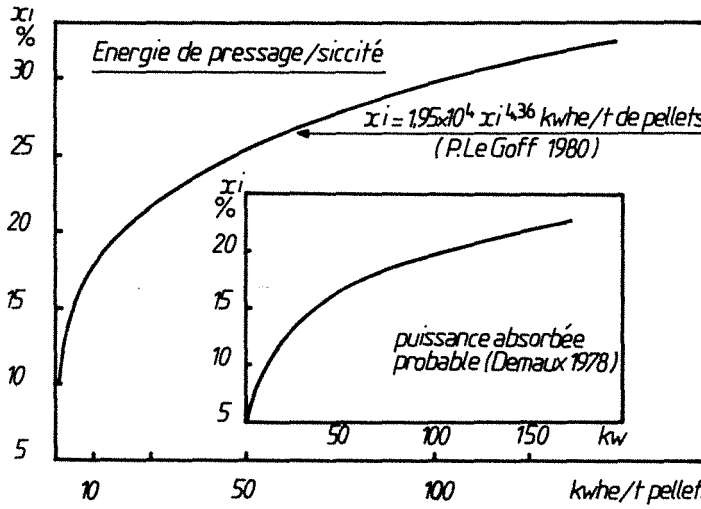


Figure 97

133. La notion de consommation spécifique à rendement quasiment nul

Nous ramenons la consommation d'énergie ou d'adjuvants à l'unité de masse d'eau éliminée par pressage. Cette notion présente l'intérêt d'insister sur l'importance du "maillon pressage" dans la chaîne de déshydratation.

La consommation spécifique s'écrit, à partir des relations (60) et (61) :

$$\frac{\dot{A}}{\dot{R}_p} = \frac{\dot{A}+\dot{A}_o}{\dot{M}y_e} \cdot \frac{1}{\eta_{emax}}$$

Pour rester homogène avec la théorie générale de P. LE GOFF (1982) concernant l'optimisation des séparations solide-liquide, nous définissons la Consommation Spécifique à rendement quasi-nul A'_o par l'expression :

$$A'_o \equiv \left(\frac{\partial \dot{A}}{\partial \dot{P}}\right)_{\dot{A}\to 0} \equiv \frac{\dot{A}_o}{\dot{M}y_e \cdot \eta_{emax}}$$

qui s'écrira : $$\boxed{\dot{A}_o = A'_o \cdot \dot{M}y_e \cdot \eta_{emax}} \qquad (65)$$

134. Synthèse des éléments du coût. Formulation du coût opératoire

Les trois composantes principales du coût opératoire unitaire sont les suivantes :

- le coût de *l'adjuvant* $\dot{A}.V_a$
- le coût de *l'énergie* $\dot{E}.V_e$
- un *coût fixe* C_f prenant en compte une dépense calorifique supplémentaire liée au fonctionnement des appareils principaux (tube sécheur) et aux équipements annexes (convoyeur, agitateur...). Les frais d'entretien et une marge de risques incrémentent ce coût.

De façon globale, le coût opératoire unitaire s'écrit :

$$\boxed{COUF = \frac{\dot{A}.V_a}{\dot{R}_p} + \frac{\dot{E}.V_e}{\dot{R}_p} + \frac{C_f}{\dot{R}_p}} \qquad (66)$$

dans laquelle V_e et V_a sont les prix d'achat d'un KWhe d'énergie et d'un kg d'adjuvant.

Les équations (61) et (65) permettent d'établir une corrélation dans laquelle seul le rendement de pressage apparaît comme variable. Le flux d'énergie sera égal au flux $\dot{Q}$ car, pour étudier l'incidence propre du taux d'adjuvants, nous nous plaçons à un niveau énergétique de pressage donné. Ainsi le coût de l'énergie de pressage apparaît dans le coût fixe.

$$\boxed{COUF = \frac{V_a.A'_o}{\frac{1-\eta_e}{\eta_{e\,max}}} + \frac{\dot{Q}_{max}(1-\eta_e)}{\dot{M}'y'_e \quad \eta_e} \cdot V_e + \frac{C_f}{\dot{R}_p}} \qquad (67)$$

Se placer à un niveau énergétique de pressage donné revient à considérer seulement la variation du rendement de pressage due au prétraitement.

C'est la raison pour laquelle nous introduisons, dans l'expression ci-dessus, la grandeur fictive $\dot{M}'y'_e$ qui est la quantité d'eau après pressage, sans adjuvant, de la masse de pulpes correspondant à la quantité initiale $\dot{M}y_e$.

Le coût opératoire ramené à l'unité de masse d'eau éliminée par adjonction d'agents de pressabilité *est la somme* :

- *d'un terme croissant* avec le rendement et qui prend en compte le flux croissant d'adjuvants nécessaires pour accroître la pressabilité ;
- *d'un terme décroissant* avec le rendement et qui comptabilise le gain réalisé au niveau du séchage thermique par l'accroissement des performances de pressage par prétraitement ;
- *d'un terme constant* indépendant des flux de pulpes humides, d'adjuvants et d'énergie de séchage.

135. Aspect énergétique

A partir de l'équation (67), on définit la Consommation Opératoire Unitaire en énergie primaire par kg d'eau éliminée par pressage, qui est notée COUEP conformément à la théorie générale et qui s'écrit :

$$\boxed{COUEP = \frac{A'_o}{\frac{1-\eta_e}{\eta_{emax}}} CE_a + \frac{\dot{Q}_{max}}{\dot{M}'y'_e} \frac{1-\eta_e}{\eta_e} CE_e + \frac{CE_f}{\dot{R}_p}} \qquad (68)$$

dans laquelle CE_a, CE_e désignent respectivement les contenus énergétiques de l'unité de masse d'adjuvants et du Kwh d'énergie. CE_f est un contenu énergétique fixe.

Rappelons que le contenu énergétique d'un produit est la somme des énergies utilisées directement ou indirectement pour fabriquer, à partir des ressources naturelles, l'unité de masse du produit considéré.

Dans cette équation, réapparaît la constante $\dot{Q}_{max}$ qui est directement proportionnelle à l'écart d'humidité $(\dot{M}'y'_e - \dot{P}y_s)$.

136. Application numérique

1361. Données de base

— L'atelier de pressage type.

Pour notre étude, nous travaillons à partir des données suivantes représentatives de la moyenne française et qui correspondent à l'atelier de pressage de la sucrerie d'Epenancourt.

. Equipements : 5 presses

- 4 presses type STORD, FERRIANI ; 800 tB/Jour
  Prix d'achat ≃ $0,3.10^6$ F année : > 8 ans (presses amorties)
- 1 presse type STORD, FERRIANI ; 1 500 tB/Jour
  Prix d'achat ≃ 1.10^6 F année : 81

Les capacités sont celles fournies par le constructeur.

. Production moyenne :
(moyenne des unités en service) :

- 4 000 tB/J (tB ≡ tonne de betteraves)
- ≈ 90 J/an
- $x_e \simeq 8,5$ % ; $x_s \simeq 88$ %

. Prétraitement des pulpes : arrosage des pulpes à la sortie du diffuseur à l'aide d'une solution de sulfate de calcium obtenue par acidification des écumes.

— Pièces comptables.

Les accords interprofessionnels 1981/82 concernant le calcul des frais de surpressage nous servent de ligne de conduite pour affiner certains calculs (cf. encadré n° 5).

1362. Recherche de l'optimum énergétique

— Calcul et recherche des paramètres. COUEP.

. Q_{max}.

A partir de pulpes humides de siccité x_e, il est nécessaire, pour produire 1 t de pellets de teneur x_s, d'évaporer une quantité d'eau donnée par la relation (69).

$$\text{quantité d'eau à évaporer : } \left(\frac{x_s}{x_i} - 1\right) \text{ t d'eau/t de pellets}$$

La consommation énergétique spécifique du tube sécheur est proportionnelle à cette quantité. A partir de données industrielles, on établit la relation de proportionnalité suivante :

$$\boxed{Q = 5,7.10^{-2} \left(\frac{x_s}{x_i} - 1\right) \text{ tep/t de pellets}} \qquad (69)$$

Dans notre cas, $Q_{max} \equiv [Q]_{\substack{x_s = 0,88 \\ x'_e = 0,22}}$

Le coefficient de proportionnalité de la relation (69) correspond à une consommation spécifique de $5,97.10^{-2}$ kg fuel/kg d'eau évaporée, en prenant pour le fuel un pouvoir calorifique de 9600 Kcal/kg.

Sur la base de 750 Kcal par kg d'eau évaporée, DEMAUX donne pour le "même fuel" une consommation de $7,81.10^{-2}$ kg fuel/kg d'eau évaporée. Cette valeur nous paraît plus approximative et nous retenons la première.

Le choix de la valeur de x'_e tient compte des réalités industrielles. On peut raisonnablement penser que la limite technique des dispositifs actuels ne permet pas de dépasser par simple pressage 22 % de siccité x_e. Il est aisément concevable qu'une étude spécifique de l'impact énergétique du prétraitement des pulpes puisse considérer cette valeur comme base. Globalement, ceci revient à considérer la séquence simplifiée fictive proposée ci-après.

ACCORD INTERPROFESSIONNEL 1981—1982

ARTICLE 34 - Frais de rétrocession des pulpes surpressées

A/ FRAIS DE SURPRESSAGE

a/ Définition du surpressage

Par surpressage des pulpes, le présent accord vise principalement les opérations qui mettent en œuvre un appareillage spécialisé et qui permettent d'obtenir, en vue de la déshydratation, des pulpes à haute teneur en matières sèches, cette teneur étant comprise entre 17 et 19 %.

En-dessous et au-delà de cette zone, les Commissions mixtes d'usines fixent les coefficients de minoration ou de majoration appropriés : il est suggéré de se baser sur le principe d'un partage moitié-moitié du coût des calories en cause en-dessous de 17 % et au-dessus de 19 % de matières sèches moyennes relevées sur la campagne, telle que définies à l'article 30 ci-dessus.

b/ Base d'estimation du coût du surpressage des pulpes comprises entre 17 et 19 % de matières sèches.

1. MONTANT DES INVESTISSEMENTS

Le montant des investissements à prendre en considération (dépenses initiales et acquisitions ultérieures de matériel) est établi à partir des sommes effectivement payées pour le seul matériel de presse, moteurs compris (à l'exclusion des divers satellites).

Ces sommes sont majorées forfaitairement de 70 %, pour tenir compte des dépenses annexes (acnats de satellites, travaux en génie civil, circuit de traitement des eaux de presse, etc...). Elles sont actualisées en fonction de la variation de l'indice INSEE des produits industriels semi-transformés de l'année civile précédant la mise en fonctionnement du matériel et de l'année civile précédant la campagne 1981-1982.

2. AMORTISSEMENTS

Les dépenses annuelles d'amortissement, estimées à 12,5 % du montant des investissements définis ci-dessus, ne seront prises en compte que pendant les huit premières campagnes de fonctionnement du matériel.

3. ENTRETIEN

Les dépenses d'entretien (y compris les grosses réparations) sont estimées à 4 % du montant des investissements définis ci-dessus.

4. FORCE MOTRICE

La couverture des risques divers est assurée par une marge égale à 6 % du total des trois postes b.2 - b.3 et b.4.

6. TRAITEMENT DES EAUX DE PRESSE

6.1 La fourniture des produits chimiques entrant en ligne de compte pour l'amélioration du surpressage est comptabilisée sur les bases forfaitaires suivantes :
- 4 kg d'acide sulfurique qualité 1 et
- 2,18 kg de soude pure sous forme de lessive 47/50 %

par tonne de matières sèches au cours officiel de ces produits au 1er octobre de l'année considérée au prix départ usine.

Le prix est relevé dans l'Usine Nouvelle.

6.2 Du fait de ces traitements et de recyclage des eaux de presse, il est tenu compte :
- du sucre mélasse produit en supplément sur la base de 19 kg par tonne de matières sèches produites, équivalant à 38 kg de mélasse,
- de sucre blanc produit en moins sur la base de 9 kg par tonne de matières sèches.

Pour le sucre blanc, le prix applicable est celui qui est retenu pour le paiement des betteraves «A» lors du règlement du 31 mars 1982.

Pour la mélasse, on se réfère au prix de seuil fixé par la Communauté.

7. DEPENSES CALORIFIQUES SUPPLEMENTAIRES

Il est tenu compte d'une dépense supplémentaire de combustible équivalente à 45 kg de fuel lourd n° 2 par tonne de matières sèches produites.

On retient pour le fuel la moyenne arithmétique des prix de gros relevés par l'INSEE pour les mois d'octobre, novembre et décembre 1981 (fuel lourd n° 2 prix moyen en région parisienne).

c/ Coût du surpressage

Ces divers éléments sont rapportés à la tonne de matières sèches produites, un tonne de betteraves étant réputée fournir 50 kg de matières sèches.

Pour chaque presse, on adopte comme débit moyen 84 % de la moyenne de l fourchette de capacité annoncée par le constructeur.

1. AMORTISSEMENTS (A)

Soit X le prix d'achat d'une presse de capacité C en TB/jour, y compris moteu et éventuellement réducteur actualisé selon les termes du paragraphe b.1.

Soit j le nombre de jours de fonctionnement des presses, l'amortissement A es donc égal à :

$$\frac{1.7\,X.\,0{,}125}{0{,}84\,C\,.\,0{,}05\,.\,j} = \frac{5{,}06}{j}\quad\frac{X}{C}\quad \text{F./t.m.s.}$$

Cette formule ne s'applique que pour les huit premières campagnes de fonctionne ment.

2. ENTRETIEN (E)

$$E = \frac{1{,}7\,.\,X\,.\,0{,}04}{0{,}84\,C\,.\,0{,}05\,.\,j} = \frac{1{,}62}{j}\quad\frac{X}{C}\quad \text{F./t.m.s.}$$

3. AMORTISSEMENT ET ENTRETIEN D'UN ENSEMBLE DE PRESSE

Pour les forumles définies aux paragraphes c.1 et c.2 ci-dessus, l'application à u ensemble des presse se traduit par :

$$A = \frac{5{,}06}{j}\quad\frac{X'}{C}\quad \text{F./t.m.s.}$$

$$E = \frac{1{,}62}{j}\quad\frac{X}{C}\quad \text{F./t.m.s.}$$

X étant égal au prix d'achat de l'ensemble du matériel ; X' étant égal à la somme X, di minuée du prix d'achat de la part du matériel totalement amorti (c'est-à-dire fonction nant depuis plus de huit campagnes) et C étant égal à la capacité globale des presse

4. FORCE MOTRICE

Soit f le coût du kWh tel que défini au paragraphe b.4, le coût de l'énergie est

$$F = 45\,f \quad \text{F./t.m.s.}$$

5. MARGE DE RISQUE

6 % de la somme des frais précédents :

$$M = 0{,}06\,(A + E + F)$$

6. FRAIS RELATIFS AU TRAITEMENT DES EAUX DE PRESSE

$$N = 4a + 2{,}18b + 9s - 38m + 45c \quad \text{F./t.m.s.}$$

a : prix du kilo d'acide – b : prix du kilo de soude – s : prix du kilo de sucre blanc m : prix du kilo de mélasse – c : prix du kilo de fuel, tels que définis ci-dessus.

7. LE COUT TOTAL DES FRAIS DE SURPRESSAGE EST :

$$S = A + E + F + M + N$$

B/ FRAIS ADMINISTRATIFS

Pour la campagne 1981-1982 les frais administratifs sont établis en se basant po la campagne 1980-1981 sur un forfait de 2,43 F Hors Taxe par tonne surpressée.

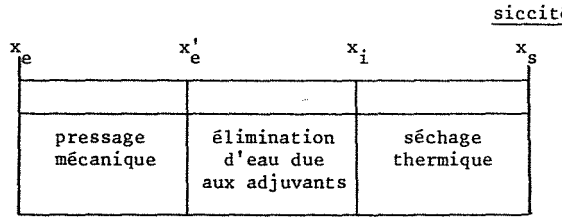
Ce forfait est actualisé sur la base des paramètres indiqués à l'article 33 ci-dessu

C/ FRAIS DE MANUTENTION

Le montant de ces frais est arrêté par les Commissions mixtes en fonction d conditions particulières de chaque usine.

D/ TAXE A LA VALEUR AJOUTEE (T.V.A.)

Les éléments servant de base pour l'estimation du coût de surpressage des pul sont constatés hors T.V.A.



. A'_o

La consommation spécifique à rendement quasi-nul est donnée par la relation (65)

$$A_o = A'_o.\dot{M}'y'_e.\eta_{emax}$$

La modélisation des données industrielles portées sur la figure 94 conduit aux valeurs suivantes :

$$\eta_{emax} = 0,19 \quad \text{et} \quad A_o = 485 \text{ g } CaCl_2/tB$$

Pour le traitement de 4000 tB/J, on obtient :

$$\dot{A}_o = 1,94 \text{ t } CaCl_2/J$$

On suppose que le sulfate de calcium présente la même efficacité ; dans ce cas, on a l'équivalence :

$$\dot{A}_o = 1,73 \text{ t } H_2SO_4/J$$

La consommation spécifique à rendement quasi-nul A'_o prend alors la valeur :

$A'_o = 1,28.10^{-2}$ t d'H_2SO_4/t d'eau éliminée grâce au prétraitement (sur la base d'une production de 4000 tB/J et de 50 kg de MS/tB).

. *Les contenus énergétiques*

Conformément à la relation (69), nous prenons l'équivalence énergétique suivante $5,7.10^{-2}$ tep/t d'eau évaporée.

L'acide sulfurique utilisé comme adjuvant est l'un des rares produits à contenu énergétique négatif. De façon à ne pas nous placer dans un cas particulier où aucun optimum est observé, nous prenons un contenu énergétique CE_a correspondant aux produits usuels (CE_a = 50 Kwhp/kg). Cette valeur reste élevée pour ce type de traitement, mais elle présente l'avantage de montrer l'incidence de la recherche de produits élaborés à efficacité déshydratante élevée.

. Mise en évidence de *l'optimum énergétique*

Nous prenons, pour exprimer le COUEP, les deux termes principaux et nous évaluons ensuite le contenu énergétique fixe.

Dans ce cas et étant donné les considérations chiffrées précédentes, nous pouvons écrire :

$$COUEP = 5,5.10^{-2} \frac{1}{\frac{1-\eta_e}{0,19}} + 5,7.10^{-2} \left(\frac{1-\eta_e}{\eta_e}\right)$$

exprimé en tep/t d'eau éliminée par traitement des pulpes.

. *L'optimum*. Graphiquement, nous obtenons (figure 98) un optimum énergétique correspondant aux coordonnées suivantes :

$$\boxed{\begin{array}{l} \eta_e \simeq 0{,}133 \quad x_i \simeq 24{,}55\ \% \\ \text{COUEP} \simeq 0{,}555 \text{ tep/tonne d'eau} \end{array}}$$

. *Evaluation du contenu énergétique* CE_f

Les consommations principales intervenant dans le contenu énergétique fixe sont d'une part, l'énergie fournie à la presse pour réaliser dans notre cas le pressage des pulpes fraîches jusqu'à une siccité de 22 %, et d'autre part, une consommation calorifique supplémentaire évaluée à 45 kg/TMS dans les accords interprofessionnels déjà mentionnés.

Nous prenons une consommation annexe de 0,0055 tep/t Pellets afin d'établir une comparaison avec l'étude réalisée par P. LE GOFF, portant sur la recherche des optimums d'une chaîne de pressage ne comportant pas de traitement par adjonction d'agents de pressabilité.

La consommation énergétique au niveau du pressage est obtenue à partir de l'équation (64) en tenant compte du coefficient de conversion proposé par EDF (0,27 tep ≡ 1000 Kwhe).

On aboutit finalement à la valeur suivante :

$$\boxed{CE_f = 0{,}0071 + 0{,}0055 = 0{,}0126 \text{ tep/t Pellets}}$$

. *Le niveau énergétique de l'optimum*

La siccité optimale précédemment mentionnée correspond aux consommations suivantes :

- Adjuvants
  . ≃ de $1{,}77.10^{-2}$ t H_2SO_4/t Pellets (≃ 4 t/j)
  . soit pour la même consommation d'un produit de contenu énergétique égal à 4,3 tep/t : 0,0763 tep/t Pellets.

Remarque : pour un atelier de taille moyenne (≃ 3500 tB/j), on enregistre une consommation journalière de 5 t.

- Energie thermique
  . 0,1494 tep/t Pellets
- Energie de pressage
  . 0,0071 tep/t P
- Consommations annexes
  . 0,0055 tep/t P

TOTAL : 0,2383 tep/t Pellets

Dans le cas d'un adjuvant dont le contenu énergétique est égal à 5 kwhp/kg (type chlore et soude), on obtient une consommation optimale de 0,1695 tep/t Pellets.

- Conclusion. En 1980, cette consommation avait été évaluée à 0,204 tep/tP par P. LE GOFF qui avait mis en évidence, pour la chaîne pressage-séchage uniquement, un optimum énergétique correspondant à une consommation de 0,142 tep/t pellets et une siccité de 0,32 %.

L'amélioration des performances réalisée au niveau industriel, grâce à *l'adjonction d'agents de pressabilité* à faible coût énergétique, *s'insère dans une politique mondiale d'économies d'énergie*. En effet, on note *un abaissement notable de la consommation opératoire unitaire en énergie primaire* (0,17 tep/t de pellets/0,20 tep/tP en 1980).

Toutefois, *il est important de signaler que l'utilisation de produits ayant un contenu énergétique*, ne serait-ce qu'*équivalent aux produits et matériaux usuels*, entraîne une consommation en énergie primaire telle *que la mesure devient pro-énergétique*.

Il est d'autant plus fondamental de veiller à cette tendance que, d'une part, la recherche de produits performants va s'accroître et que d'autre part, *la demande importante pourrait conduire à l'apparition* sur le marché *de produits dont les valeurs monétaires ne seront pas forcément proportionnelles à leur contenu énergétique*.

Ces considérations peuvent être quelque peu modifiées par des choix politico-économiques ; c'est la raison pour laquelle il est bon, à une époque où les tendances en matière d'énergie deviennent instables, de nuancer ces propos.

Mais au préalable, essayons de définir l'optimum monétaire en francs de la séquence industrielle faisant l'objet de cette étude.

1363. L'optimum monétaire en francs

Rappelons tout d'abord l'expression du Coût Opératoire Unitaire en francs ramené à la tonne d'eau éliminée lors du pressage grâce à l'adjonction d'un agent de pressabilité.

$$\boxed{COUF = \frac{V_a . A'_o}{1-\eta_e/\eta_{emax}} + \frac{\dot{Q}_{max}}{\dot{M}'y'_e}\,\frac{1-\eta_e}{\eta_e}\,V_e + \frac{C_f}{\dot{R}_p}} \qquad (67)$$

Nous avons déjà chiffré les grandeurs A'_o et $\dot{Q}_{max}/\dot{M}'y'_e$; nous choisissons V_a en fonction des données qui suivent et prenons $V_e \simeq 1135$ F/t de fuel (prix 1982).

Voici les prix d'adjuvants traditionnellement utilisés, soit dans l'industrie du traitement des eaux, soit dans le domaine considéré :

- CaO : chaux vive ≃ 300 F/t (1982)
- $FeCl_3$: chlorure ferrique ≃ 700 F/t (1982)
- H_2SO_4 : acide sulfurique ≃ 400 F/t (1982)

Etablissons la variation du COUF à partir de ses deux composantes principales.

La relation (67) devient :

$$COUF = \frac{1,28.10^{-2}}{\frac{1-\eta_e}{0,19}} \cdot V_a + 5,7.10^{-2} \left(\frac{1-\eta_e}{\eta_e}\right) V_e$$

— *L'optimum monétaire en francs*

Les coordonnées de l'optimum visualisées sur la figure 99 sont :

$$\boxed{\begin{array}{l} \eta_e = 15,9\ \% \qquad x_i = 25,11\ \% \\ COUF_{op} = 420,65\ F/t\ d'eau \end{array}} \qquad \text{pour } V_a = 1\ F/kg$$

— *Evaluation des coûts opératoires unitaires de l'optimum monétaire ramené à la tonne de produit déshydraté.*

Sur la base des prix suivants :

- 400 F/t H_2SO_4 (adjuvants)
- 1135 F/t fuel (séchage)
- 0,25 F/KWhe (pressage)

et d'une consommation annexe de 0,0055 tep/t, nous obtenons un coût voisin de 198 F/t pellets. Le tableau n° 27 valide nos calculs.

Année	Prix de vente moyen SICA ql	Valorisation pulpe F/T	Prix de marché de l'orge F/ql	Evolution des prix indice 100 en 1972		Prix de la pulpe en % de l'orge	Evolution de l'indice des prix base 100 en 1972
				pulpe	orge		
1972-73	38,5	137	52,36	100	100	74	100
1973-74	42,0	142	58,21	109	111	72	107
1974-75	51,0	167	65,48	132	125	78	110
1975-76	51,0	158	71,06	132	136	72	136
1976-77	66,0	242	78,17	171	149	84	150
1977-78	50,3	110	78,80	131	150	64	164
1978-79	55,7	152	85,86	145	164	65	178
1979-80	70,2	222	90,42	182	173	78	198
1980-81	72,6	185	99,82	189	191	73	224
1981-82	79,3	176	112,21* * sur 7 mois	206	214	71	254

Source "Le betteravier français", juin 1982.

Tableau n° 27

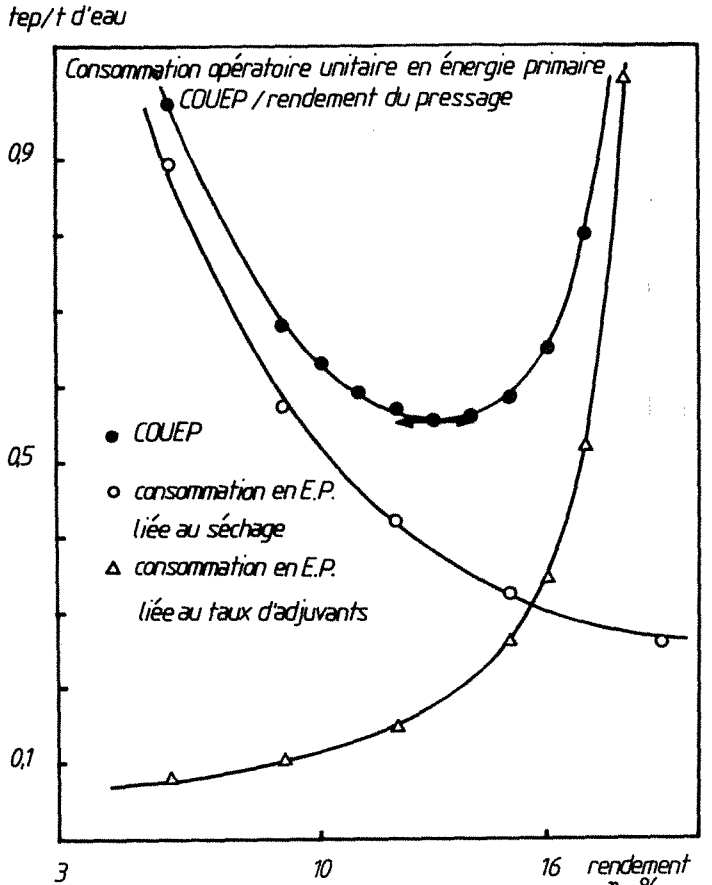


Figure 98

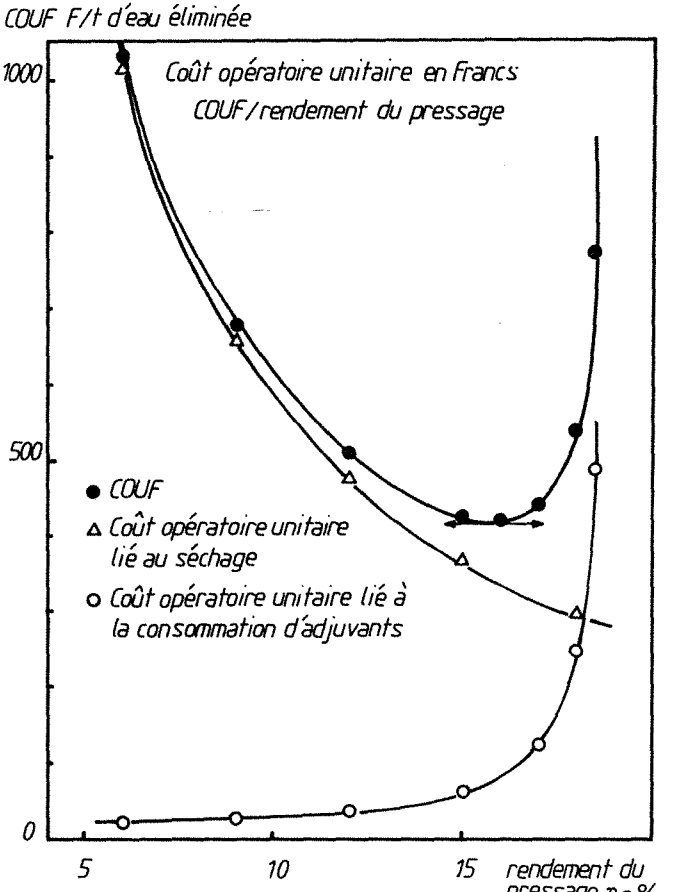


Figure 99

1364. "La caractéristique énergie-coût"

P. LE GOFF a proposé d'appeler "Diagrammes Caractéristiques Energie-Coûts" (CAREC) les graphes donnant la variation du coût opératoire unitaire (COUF) en fonction de la consommation opératoire unitaire en énergie primaire (COUEP).

La CAREC résume donc l'ensemble des considérations précédentes et met en évidence les minimums monétaire et énergétique (figure 100).

Le *décideur technique*, au sein d'une entreprise de déshydratation, cherchera à minimiser le coût opératoire en *se plaçant au voisinage du point* $COUF_{op}$ de la CAREC.

Dans un programme d'économies d'énergie mondial, les animateurs rechercheraient au contraire la consommation minimale d'énergie primaire donc *s'approcheraient du point* $COUEP_{opt}$.

Dans notre cas, les deux tendances se rejoignent car les deux optimums sont proches, la parabole CAREC étant relativement pointue.

1365. Optimum monétaire en devises

Au plan national, la politique financière vise à *équilibrer la balance des paiements* ; pour cela minimiser la sortie des devises étrangères est un objectif majeur pour le décideur national.

Une opération industrielle sera, dans ce cadre, jugée en fonction de *l'optimum monétaire en devises*.

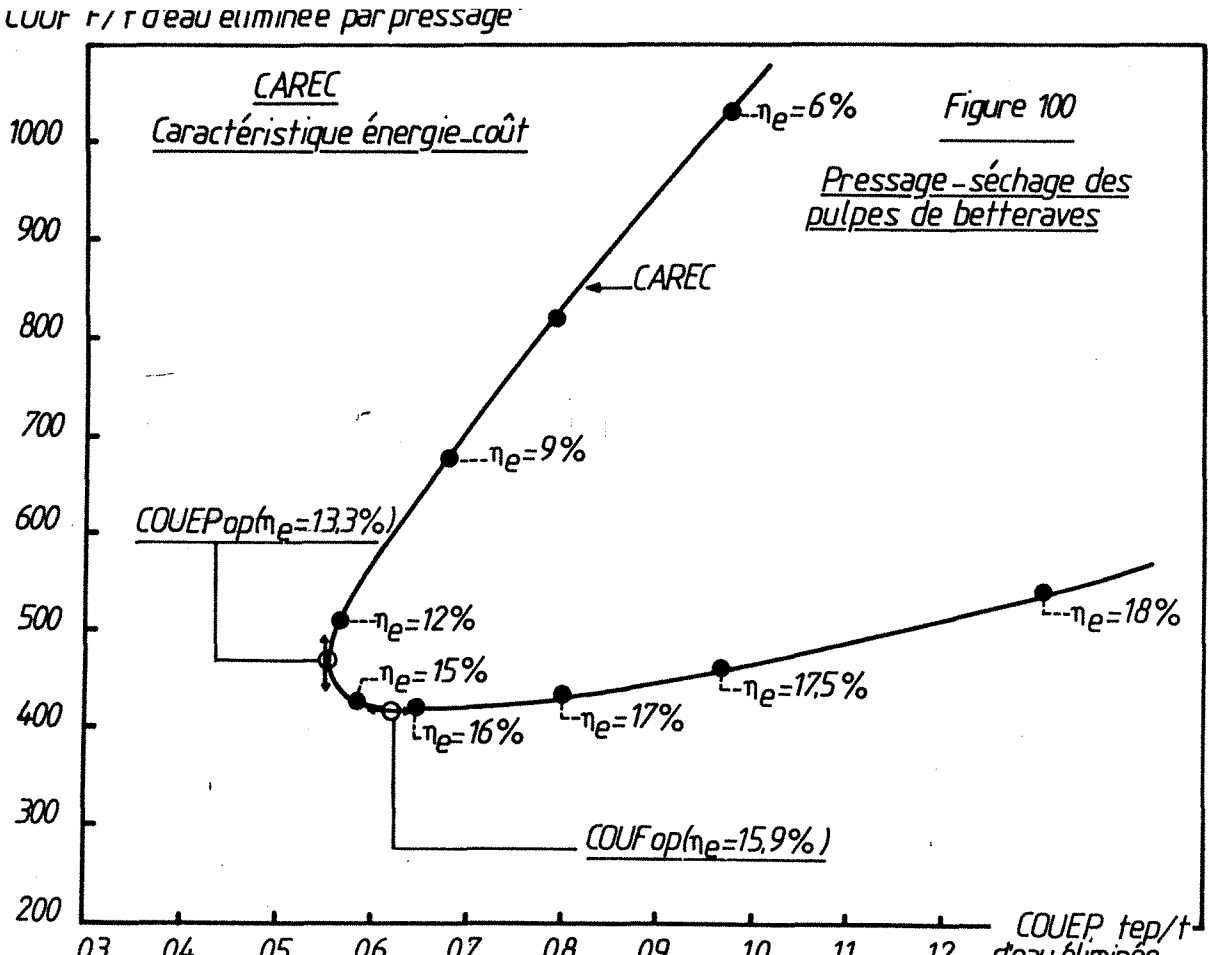
P. LE GOFF propose, pour apprécier de façon simple et rapide le coût opératoire en devises COUD, d'estimer le coût spécifique en devises de l'énergie, de la matière ou dans notre cas de l'adjuvant, en multipliant la valeur monétaire en francs par le taux d'importation. Dans ce cas, on obtient le coût opératoire unitaire en devises mais exprimé en francs.

Le tableau n° 28 donne la définition du taux d'importation et fournit quelques valeurs classiques. Nous notons u_a, u_e les taux d'importation respectifs de l'adjuvant et de l'énergie.

Matière	taux d'importation $u = \frac{\text{importation-exportation}}{\text{consommation}}$
phosphates - étain	82 %
aluminium	14 %
soufre	- 4 %
énergie (globale)	75 %
pétrole et gaz	94 %
charbon	48 %

Source : Service Economies de Matières Premières, Ministère de l'Industrie, 1979.

Tableau n° 28


COUF F/t d'eau éliminée par pressage
CAREC
Caractéristique énergie-coût
Figure 100
Pressage-séchage des pulpes de betteraves
1000
900
800
700
600
500
400
300
200
CAREC
η_e=6%
η_e=9%
η_e=12%
η_e=15%
η_e=16%
η_e=17%
η_e=17,5%
η_e=18%
COUEPop(η_e=13,3%)
COUFop(η_e=15,9%)
0,3
0,4
0,5
0,6
0,7
0,8
0,9
1,0
1,1
1,2
COUEP tep/t d'eau éliminée

L'expression du COUD se déduit directement de la relation (67) donnant, en fonction de la variable η_e, le coût opératoire unitaire en francs.

$$\boxed{COUD = \frac{A'_o}{1-\eta_e/\eta_{emax})} V_a.u_a + \frac{\dot{Q}_{max}(1-\eta_e)}{\dot{M}'y'_e.\eta_e}.V_e.u_e + \frac{C_f}{\dot{R}_p} u_f} \quad (70)$$

La grandeur u_f prend en compte le taux d'importation de l'énergie électrique ($u_{élec} \simeq 20$ %). En effet, notre objectif étant de quantifier l'incidence de l'adjuvant, nous nous plaçons dans le cas d'un flux électrique $\dot{W}$ constant, c'est-à-dire à un fonctionnement donné et fixe de la presse.

Dans ce cas, u_e est le taux d'importation de la source d'énergie thermique ($u_e \simeq 90$ % dans le cas du fuel).

Il est clair que dans le cas où l'acide sulfurique est utilisé comme adjuvant et étant donné le taux d'importation du soufre ($u_a \simeq -4$ %), la fonction COUD ne présente pas d'optimum. Ce cas reste un cas particulier ; essayons de généraliser notre approche à l'aide des valeurs usuelles suivantes :

<u>1er cas</u>. <u>Combustible</u> : fuel : 1135 F/T... supposé être payé à 90 % en devises étrangères
<u>Adjuvants</u> : 1000 F/T... supposé être payé à 30 % en devises étrangères.

<u>2ème cas</u>. <u>Combustible</u> : type charbon / 1135 F/T ... supposé être payé à 48 % en devises étrangères. Nous faisons l'hypothèse supplémentaire, qu'au niveau du tube sécheur, la relation donnant la consommation en énergie thermique et la siccité est inchangée.

Nous assimilons également le prix du charbon au prix du fuel ce qui ne nous semble pas être une approximation abusive.

<u>Adjuvants</u> : 1000 F/T ... $u_a \simeq 0{,}30$.

Globalement, ces deux cas se différencient par le taux d'importation de la source d'énergie thermique.

<u>Cas n° 1</u>. COUF/COUD (combustible : fuel)

La figure 101 permet de réaliser cette comparaison. Les coordonnées des optimums sont :

	COUF	COUD (fuel)	
η_{eopt} :	15,9 %	17,1 %	
coût :	420 F	320 F	/tonne d'eau éliminée par "pressage"

Ces optimums ne prennent pas en compte le coût fixe, mais seulement les deux composantes principales du coût, à savoir les postes énergie thermique et adjuvants.

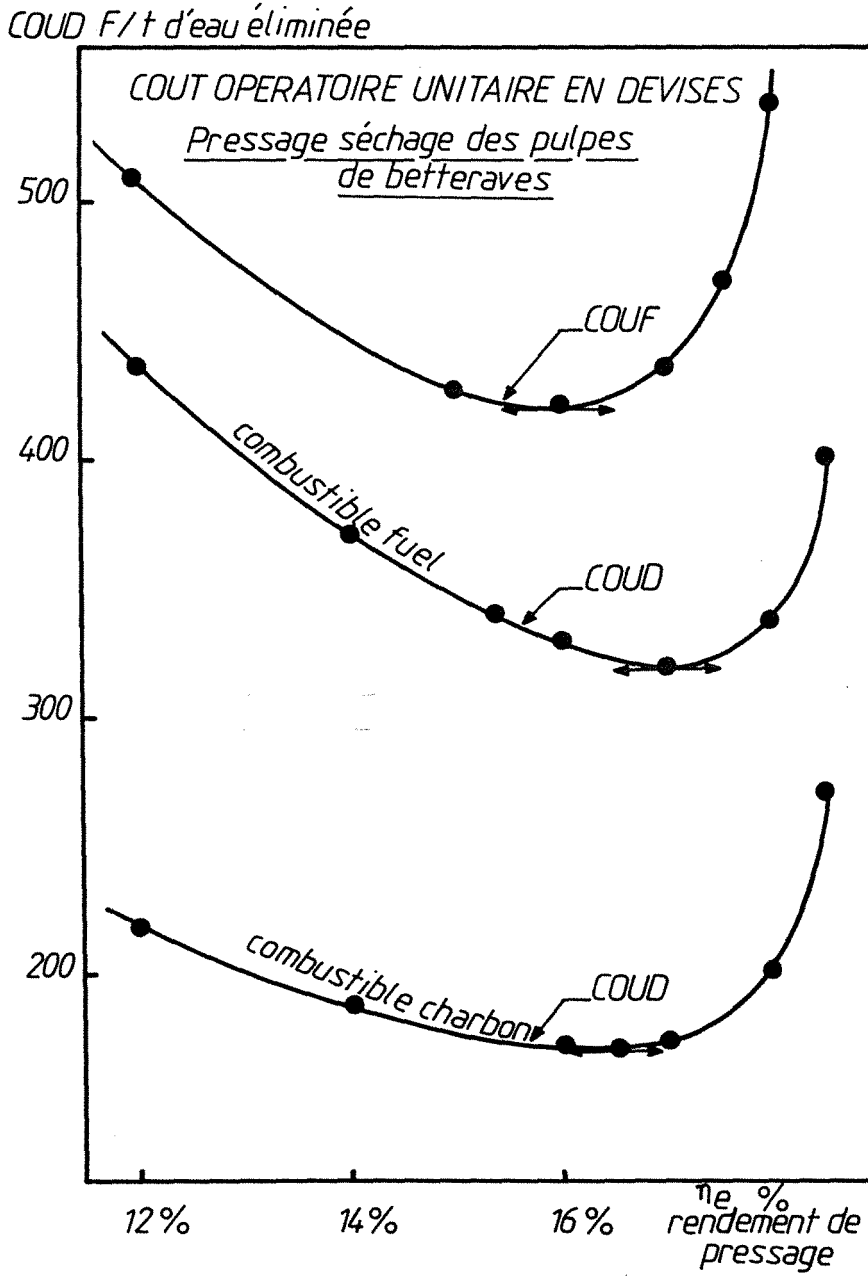

COUD F/t d'eau éliminée
COUT OPERATOIRE UNITAIRE EN DEVISES
Pressage séchage des pulpes de betteraves
500
400
300
200
COUF
combustible fuel
COUD
combustible charbon
COUD
12 %
14 %
16 %
ηe %
rendement de pressage

Figure 101

Cas n° 2. COUF/COUD (fuel) / COUD (charbon) (figure 101)

	COUF	/	COUD (fuel)	/	COUD (charbon)	
η_{eopt}	15,9 %		17,1 %		16,4 %	
coût	420 F		320 F		173 F	/tonne d'eau éliminée par "pressage"

Notre objectif n'est pas de donner des valeurs précises, mais de dégager, à travers une méthodologie d'approche de ce type de problème, une tendance générale.

137. Conclusion. Comparaison des coûts opératoires unitaires en francs et en devises

Nous avons vu que, pour la campagne 1981/82, la siccité moyenne obtenue était de 23,11 %. L'optimum monétaire en francs correspond à une siccité de 25,11 % pour des pulpes qui, par pressage sans adjuvant, donnent, dans les conditions optimales de fonctionnement, une siccité de 22 %.

L'optimum réel, mesuré au niveau industriel, et l'optimum monétaire calculé sont voisins. Le second est légèrement supérieur. Le décideur privé a donc quasiment atteint son objectif ; malgré tout, il convient d'être prudent et de préciser que les points de siccité qui différencient ces deux valeurs, sont d'une part issus d'une appréciation approchée et d'autre part, si l'on en juge l'effort déjà accompli (figure 70), ce pas sera difficile à franchir sans conceptions nouvelles en matière d'équipements de pressage.

Le coût opératoire monétaire en devises optimal correspond, dans le cas d'une source d'énergie thermique telle que le fuel, *à un rendement voisin du rendement maximal réalisable* par adjonction d'adjuvants de pressage tels que ceux actuellement utilisés. *Il apparaît donc clairement que l'amélioration de l'efficacité des adjuvants permettra également de réduire le coût en devises.*

La balance des paiements est devenue une préoccupation fondamentale. La comparaison des optimums en devises correspondant à deux sources d'énergie classiques mais aux taux d'importation différents (48 et 90 %) met clairement en évidence l'économie en devises réalisable par substitution de la source d'énergie thermique actuelle.

Au niveau énergétique, *nous avons également montré qu'un choix initialement anti-énergétique peut, du fait d'un marché demandeur important, devenir pro-énergétique.*

Globalement, nous avons fourni, à partir d'un cas concret, un exemple d'application de la théorie générale développée par P. LE GOFF.

138. Références

1. P. LE GOFF. "Energétique industrielle", Tech. et Doc.
   - Tome 2 "Analyse économique et optimisation des procédés", chaps. 9 et 10 ;
   - Tome 3 "Applications en génie chimique", chap. 11.
2. M. DEMAUX. "La pulpe sèche et les économies d'énergie", Ind. Agr. et Ali., 94, n° 7-8, 1977, p. 737-747,

"Pressage des pulpes de betteraves. Essai d'optimisation technico-économique", Ind. Agr. et Ali., 95, n° 7-8, 1978, p. 811-820.
3. A. BAUSIER. "Le séchage des pulpes et les économies éventuelles de combustibles", La Sucrerie Belge, 93, n° 7, 1974, p. 293-307.
4. La Sucrerie Belge, 96, oct. 1977.
5. Le Betteravier Français, Juil. 1981, Juin 1982.

2. RECHERCHE D'OPTIMUMS TECHNIQUES ET ECONOMIQUES D'OPERATIONS DE FILTRATION-COMPRESSION. PERFORMANCES COMPARATIVES DE DIVERSES TECHNOLOGIES

21. RAPPELS ET OBJECTIFS

Les installations de filtration équipées de dispositifs de pressage, membrane pneumatique ou presse mobile, connaissent un vif succès dans le domaine de la minéralurgie et du traitement des boues d'épuration.

Le chapitre I, entièrement consacré à l'aspect technologique de la filtration-compression et du pressage, a déjà montré cette tendance. La diversité des équipements permettant de compléter la phase de filtration ou d'égouttage est également révélatrice. Parmi les principaux, on peut citer :

a) Les filtres presses classiques équipés de plateaux à membranes pneumatiques (figure 2) ou d'un vérin hydraulique, assurant l'essorage du gâteau humide par gonflage, ou serrage des cadres entre eux (figure 4).

b) Les filtres à plateaux horizontaux et à débâtissage automatique également équipés pour la compression du gâteau (figures 5a, 5b).

c) Les filtres à membrane pneumatique annulaire (figure 6) qui existent dans la version horizontale et verticale, mais dans des applications quelque peu différentes (tube press - VC filter).

d) Les filtres à bandes horizontales ou verticales dans lesquels la compression après égouttage est réalisée par laminage et cisaillement (figures 7 et 8).

e) Les filtres équipés d'une presse mobile et qui permettent de pallier les risques de fluages latéraux des précédents filtres à bandes (figure 9).

L'argument le plus souvent retenu en faveur de ces catégories d'appareils réside dans l'accroissement de la productivité associé à une économie globale au niveau de la déshydratation.

Un *essai d'optimisation technique et économique* de différents processus de déshydratation par filtration-compression et séchage dans lesquels interviennent les principales catégories d'équipements cités précédemment, *fait l'objet de cette étude.*

L'intérêt de cette contribution est triple. D'une part, *elle révèle le caractère véritablement prévisionnel de nos considérations théoriques et expérimentales.* En effet, les résultats expérimentaux du chapitre III.3 ont été largement exploités dans cette méthodologie de recherche d'optimums initialement proposée par D. LECLERC. D'autre part, la prise en compte de divers processus, tels que la filtration classique ou la compression de boues préalablement floculées à des pressions élevées ou non, permet de *dégager l'intérêt des tendances opératoires* qui y sont généralement associées. *Enfin, la comparaison de procédés technologiquement différents apporte quelques enseignements d'ordres technique et économique* malgré la difficulté d'établir un parallèle entre des dispositifs dont les conceptions sont issues de motivations différentes.

Afin de ne pas alourdir ce texte duquel doit se dégager clairement une méthodologie d'approche, nous ne présentons ici qu'un résumé. L'essentiel des fondements théoriques et des données numériques étant fourni en annexe II.

22. PRESENTATION DU PROBLEME. SYNTHESE DES ELEMENTS DU COUT GLOBAL

La figure 102 schématise le processus de déshydratation pris en compte.

Globalement, l'objectif est de séparer $\dot{M}$ kg/jour de solide à partir d'une suspension de titre massique s. Il est clair que le gain réalisé au niveau de la siccité S du gâteau contribue à réduire le coût de séchage.

Les éléments du coût global du traitement sont :

- Filtration
  - . coût énergétique de la séparation solide-liquide CEF
  - . coût en capital investi dans les équipements de filtration CIF
- Séchage
  - . coût énergétique du séchage thermique CED
  - . coût en capital investi dans les équipements de séchage CID

Le coût total CT s'exprime :

$$\boxed{CT = (CEF + CIF) + (CED + CID) = CTF + CTD} \qquad (71)$$

qui pourra être incrémenté du coût de la main-d'oeuvre CMF, et éventuellement, des coûts du prétraitement tel que la floculation.

Ces notations correspondent à la version anglaise détaillée en annexe de cette étude.

- Les bases de calcul
  - . estimation en FF actualisée en 1980
  - . production : 100 t/jour de produit sec et 300 j/an
  - . amortissement linéaire sur 10 ans.

23. RESUME DES PRINCIPAUX RESULTATS

231. Optimisation technique et économique de la surface filtrante

L'optimum technique correspond au maximum de productivité, c'est-à-dire à la production optimale par unité de surface filtrante.

Cette même production peut être obtenue avec une surface filtrante plus grande et un temps d'arrêt supérieur au temps de filtration. La grandeur j caractérise l'écart entre le temps d'arrêt et le temps de filtration.

$$j = \frac{t_F}{t_a}$$

j = 1 correspond à l'optimum technique obtenu directement à partir de l'équation de filtration (cf. annexe II, équation 5).

Dans les deux cas étudiés, suspensions de talc et de kaolin, l'optimum économique s'écarte de l'optimum technique. La valeur de j qui minimise le coût total montre qu'il est avantageux, sur le plan économique, de prolonger le temps de filtration jusqu'à un temps optimal pour lequel la réduction du coût de main-d'oeuvre compense le surinvestissement en surface (cf. figures A.II, 7 et 8).

Présentation du problème

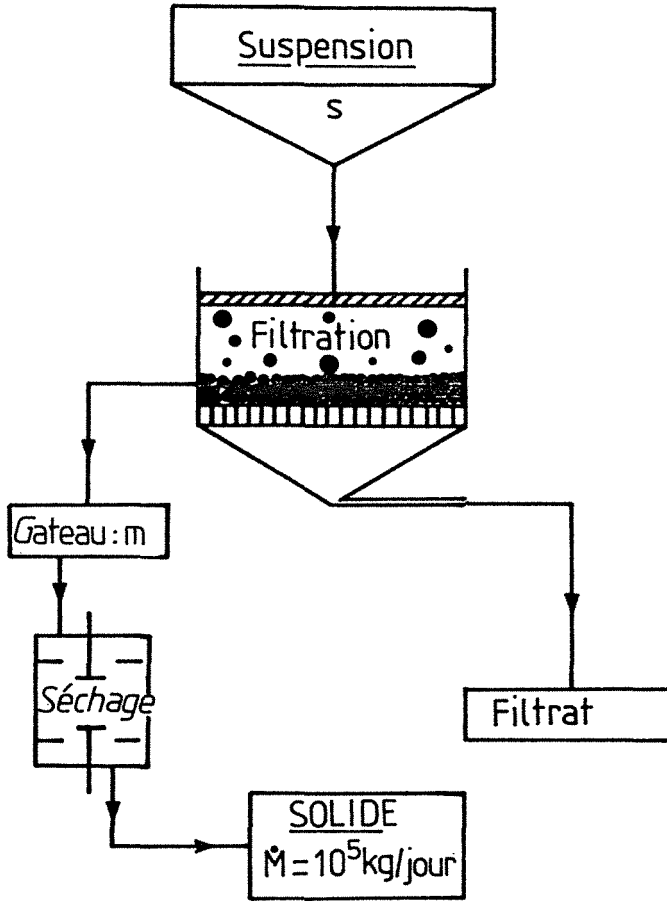


Figure 102

Il ressort clairement de cette première approche, que *le coût de séchage est la composante majeure du coût total.*

Dans ce cas, la réduction du taux d'humidité peut pallier cela. L'augmentation de la pression est une démarche en ce sens.

232. Incidence de la pression sur le coût global de la déshydratation

- Le cas du filtre presse à débâtissage et lavage automatiques.

Les expressions analytiques des coûts présentées au paragraphe 22 font apparaître deux variables ; d'une part, la surface filtrante que nous venons d'envisager et d'autre part, le taux d'humidité m qui joue, dans cette "stratégie" d'optimisation, le même rôle que la siccité x_i introduite dans la séquence précédente de séchage pressage des pulpes de betteraves.

Pour évaluer l'incidence de la pression sur le rapport d'humidité m, les considérations et résultats expérimentaux du chapitre III.3 ont été repris. La surface filtrante a été moyennée en introduisant un coefficient de sécurité par rapport à la surface Ω_{min} correspondant à l'optimum technique.

Pour un filtre presse automatisé, on montre que *le coût opératoire de séchage décroît rapidement avec la pression.* En passant de 2 à 10 bars, une économie d'environ 30 % est réalisée pour un surcroît en énergie de filtration d'environ 1 %. On entrevoit (figure A.II, 9) un optimum économique entre 10 et 15 bars.

233. Améliorations apportées par les filtres équipés de dispositifs de pressage

- Le cas des filtres à membranes presseuses et cycles courts avec débâtissage simultané entièrement automatique (type b).

Cette génération connait actuellement un grand succès du fait de l'accroissement de productivité, de l'encombrement minimum lié à leur géométrie et des gains de siccité réalisés grâce aux membranes presseuses dont ils sont équipés.

Du point de vue de l'optimisation technique, on montre, à partir des expressions théoriques du taux de compression primaire (cf. chapitre II, figure 21) et du volume de filtrat recueilli, que l'optimum correspond à l'égalité $(t_F + t_c) = t_a$ où t_F et t_c désignent respectivement les temps de filtration et de compression.

La figure 11 (annexe II) montre la variation du coût total en fonction de la pression. *Dans le cas étudié (kaolin) le gain de 30 % réalisé au niveau du séchage ne compense pas l'augmentation importante du m² de filtre.*

234. Floculation. Egouttage et pressage. Aspect technico-économique

La mise au point des floculants polymériques (1960) a contribué à l'apparition des dispositifs de pressage dans le secteur de la dessication des boues résiduaires. Depuis, de nombreuses versions associant égouttage et pressage par laminage ou compression unidirectionnelle sont apparues sur le marché des équipements plus spécifiques à ce domaine.

Dans ce cas, le temps de pressage conditionne la productivité du dispositif global. Nous évaluons, dans cette étude, l'incidence respective de la charge à temps de pressage constant (figure 12, annexe II) et à taux de compression constant (figure 13, annexe II) sur le coût total.

A durée de pressage constante et courte, il existe un optimum économique correspondant à un coût total supérieur à celui obtenu par les procédés précédents. *Le coût du floculant prend une large part dans cet accroissement.* Une humidité intermédiaire plus élevée accroît notablement le coût de séchage.

24. CONCLUSION

Il est difficile, à partir d'un produit unique, *de comparer les procédés de filtration* ; en effet, étant le plus souvent réalisés pour des applications très spécifiques, ces dispositifs ne sont performants que pour des suspensions correspondant aux motivations qui ont guidé leur conception.

Toutefois, *l'étude résumée* ici et détaillée en annexe II *trouve son originalité dans la méthodologie d'optimisation proposée.*

Nomenclature

*

NOMENCLATURE

SYMBOLES ET UNITES USUELLES

		dimensions
$\dot{A}$	flux d'agent de séparation (t/jour)	$(M.T^{-1})$
$\dot{A}_o$	constante dans l'expression du rendement η (éq. 61)	
A'_o	consommation spécifique en agent de séparation à rendement quasi-nul (Kg/Kg)	$(M.M^{-1})$
B	fraction du taux de compression obtenu par compression secondaire	(-)
C	charge par unité de surface de drainage (Kg/m^{-2})	$(M.L^{-2})$
C_c	constante dans la relation $e = f(\Delta P)$	(-)
C_e	coefficient de compression ($m^2.s^{-1}$)	$(L^2.T^{-1}).(M.L^3)^2$ ou $(L^2.T^{-1})$
C'_e	coefficient de compression modifié ($m^2.s^{-1}$)	$(L^2.T^{-1}).(M.L^3)^2$ ou $(L^2.T^{-1})$
CE_a	Contenu Energétique de la matière première ($Kwhe_p/Kg$)	$(L^2.T^{-2})$
CE_e	Contenu Energétique de "l'énergie" (Kwhep/Kwhe)	(-)
CE_f	Contenu Energétique fixe (Kwhep)	$(M.L^2.T^{-2})$
C_f	coût fixe (Fr)	
COUD	Coût Opératoire Unitaire en Devises (Fr/t)	
COUEP	Consommation Opératoire Unitaire en Energie Primaire (Kwhep/Kg)	
COUF	Coût Opératoire Unitaire en Francs (Fr/t)	
C_v	coefficient de consolidation	$(L^2.T^{-1})$
d	dose d'adjuvant (Kg/tMS)	
E	constante de raideur ; corps idéal de KELVIN-VOIGT	$(M.L^{-1}.T^{-2})$
E_o	constante dans la relation $e = f(\Delta P)$	(-)
E_r	module d'élasticité du ressort linéairement élastique	$(M.L.T^{-2})$
e	indice de vide	(-)
e_o	indice de vide initial	(-)
e_∞	indice de vide à compression infinie	(-)
G	coefficient de frottement visqueux - élément de KELVIN-VOIGT	(-)
G_i	taille granulométrique exprimée en diamètre équivalent	(L)
g	accélération de la pesanteur	$(L.T^{-2})$
H	coefficient de solubilité de l'air dans l'eau	(-)
i	nombre de surfaces de drainage	(-)
j	exposant dans la relation n° 56	(-)
K	coefficient dans la loi de filtration de Ruth	$(L^2.T^{-1})$
K_a	coefficient de compression apparente du liquide interstitiel	$(M.L^{-1}.T^{-2})$
K_e	coefficient de compression	(T^{-1})
K_c	coefficient de compression moyen	
k	exposant dans la relation n° 56	(-)
L	épaisseur de produit soumis à la compression (cm)	(L)

L_o	épaisseur initiale de produit soumis à la compression (cm)	(L)
L_1	épaisseur réelle à $\theta_c = 0$ (cm)	(L)
L'_1	épaisseur fictive à $\theta'_c = 0$ (cm)	(L)
L_2	épaisseur théorique finale (cm)	(L)
L_∞	épaisseur à compression infinie (cm)	(L)
L'_∞	épaisseur finale opératoire (cm)	(L)
ℓ	exposant dans la relation n° 56	(-)
M	charge initiale de kaolin floculé (g)	(M)
$\dot{M}$	débit de matière première (t/jour)	$(M.T^{-1})$
ou $\dot{M}'$	débit de matière première (t/jour)	$(M.T^{-1})$
$\dot{M}'_i$	débit de pulpes surpressées (t/jour)	$(M.T^{-1})$
m	rapport massique gâteau humide/gâteau sec	(-)
m_v	coefficient de changement de volume (Kg.m.s)	(M.L.T)
n	coefficient de compressibilité	(-)
ΔP ou P	pression appliquée (Pa)	$(M.L^{-1}.T^{-2})$
$\dot{P}$	débit de pellets (t/jour)	$(M.T^{-1})$
p_s	pression du solide (Pa)	$(M.L^{-1}.T^{-2})$
p_{so}	pression initiale du solide (Pa)	$(M.L^{-1}.T^{-2})$
p_x	pression du liquide interstitiel (Pa)	$(M.L^{-1}.T^{-2})$
p_{xo}	pression initiale du liquide interstitiel (Pa)	$(M.L^{-1}.T^{-2})$
$\dot{Q}$	flux d'énergie thermique (tep/jour)	$(M.L^2.T^{-3})$
$\dot{Q}_{max}$	flux maximal d'énergie thermique à fournir	$(M.L^2.T^{-3})$
q	coefficient de tension superficielle (KN/m)	$(M.T^{-2})$
$\dot{R}$	débit total d'eau éliminée (t/jour)	$(M.T^{-1})$
$\dot{R}_p$	débit d'eau éliminée par pressage (t/jour)	$(M.T^{-1})$
$\dot{R}_s$	débit d'eau évaporée (t/jour)	$(M.T^{-1})$
r	rayon moyen des bulles occluses	(L)
S_r	coefficient de saturation	(-)
S_{ro}	coefficient de saturation initiale	(-)
S_{r1}	coefficient de saturation à $\theta_c = 0$	(-)
s, s_i	teneur massique de la suspension en matières solides	(-)
T	température (°C)	
T_c	variable réduite correspondant à θ_c	(-)
T'_c	variable réduite correspondant à θ'_c	(-)
t	temps	(s)
U_c	taux moyen de compression exprimé en fonction de L_1	(-)
U'_c	taux moyen de compression exprimé en fonction de L'_1	(-)
U_f	taux moyen de filtration	(-)
u	taux d'importation	(-)
u_a	taux d'importation de l'adjuvant	(-)
u_e	taux d'importation de l'énergie	(-)

u_f	taux d'importation fixe	(-)
u_G	vitesse d'écoulement du gaz	$(L.T^{-1})$
u_L	vitesse d'écoulement du liquide	$(L.T^{-1})$
u_x	vitesse d'écoulement du liquide interstitiel	$(L.T^{-1})$
V	volume total	(L^3)
V_c	volume de liquide interstitiel éliminé par compression	(L^3)
V_f	volume de filtrat	(L^3)
V_s	volume de solide	(L^3)
V_a	prix en Fr de l'unité de masse d'adjuvant (Fr/t)	
V_e	prix en Fr de l'énergie (Fr/Kwhe)	
W	masse de solide déposée par unité de filtrat	$(M.L^{-3})$
$\dot{W}$	flux d'énergie mécanique (tep/jour)	
x_e	siccité à l'entrée des presses (cossettes)	(-)
x_i	siccité des pulpes surpressées	(-)
x_s	siccité des pellets	(-)
y_e	teneur en eau des cossettes	(-)
y_i	teneur en eau des pulpes surpressées	(-)
y_s	teneur en eau des pellets	(-)

LETTRES GRECQUES

α	résistance spécifique	$(L.M^{-1})$
$\bar{\alpha}$	résistance spécifique moyenne	$(L.M^{-1})$
ou α_{air}	résistance spécifique moyenne	$(L.M^{-1})$
α_G	résistance spécifique du gaz	$(L.M^{-1})$
α_L	résistance spécifique du liquide	$(L.M^{-1})$
α_x	résistance spécifique du liquide interstitiel	$(L.M^{-1})$
α_o	résistance spécifique initiale	$(L.M^{-1})$
α_1	résistance spécifique à $\theta_c = 0$	$(L.M^{-1})$
β	coefficient de compression secondaire $\equiv \frac{1}{m_v.E}$	
γ	coefficient isentropique du gaz	(-)
δ	déformation globale	(-)
δ_a	déformation d'un corps idéal type amortisseur	(-)
δ_f	déformation d'un corps idéal type frotteur	(-)
δ_r	déformation d'un corps idéal type ressort	(-)
ε	porosité	(-)
ε_i	porosité initiale	(-)
ε_o	porosité initiale	(-)
ε_1	porosité à $\theta_c = 0$	(-)
ε_∞	porosité à compression infinie	(-)
η	coefficient de consolidation secondaire	(T^{-1})

η_e	rendement	(-)
η_{emax}	rendement maximal	(-)
θ	temps (s)	(T)
θ_c	temps de compression (s)	(T)
θ'_c	temps de compression fictif (s)	(T)
θ_f	temps de filtration (s)	(T)
θ'_f	temps fictif de filtration (s)	(T)
θ_o	temps initial (s)	(T)
θ_l	temps correspondant à la transition filtration-compression	(T)
θ_∞	temps infini	(T)
μ	viscosité dynamique du filtrat (Pa.s)	$(M.L^{-1}.T^{-1})$
μ_L	viscosité dynamique du liquide (Pa.s)	$(M.L^{-1}.T^{-1})$
μ_G	viscosité dynamique du gaz (Pa.s)	$(M.L^{-1}.T^{-1})$
ν	indice de compression secondaire	(-)
ν'	indice moyen de compression	(-)
π	constante classique	(-)
ρ	masse volumique du filtrat	$(M.L^{-3})$
ρ_G	masse volumique du gaz	$(M.L^{-3})$
ρ_L	masse volumique du liquide	$(M.L^{-3})$
ρ_s	masse volumique du solide	$(M.L^{-3})$
σ	déformation	$(M.L^{-1}.T^{-2})$
σ_s	seuil de déformation	$(M.L^{-1}.T^{-2})$
τ	constante d'intégration	(-)
Ω	aire de la surface filtrante	(L^2)
ω_o	volume de solide déposé par unité de surface filtrante	(L)
ω	masse de solide déposé par unité de surface filtrante	$(M.L^{-2})$
ω_x	masse de solide par unité de surface filtrante à la distance x du support filtrant	

Conclusion et Perspectives

*

CONCLUSION ET *PERSPECTIVES*

L'objectif principal définissant le sujet de ce travail était la mise au point d'une méthodologie d'approche systématique des phénomènes de déshydratation par compression unidirectionnelle. Une appréciation de l'évolution technologique dans ce domaine a montré l'importance industrielle de ce processus d'élimination d'eau. Paradoxalement, une revue bibliographique préliminaire a révélé que peu d'études théoriques ont été réalisées pour rationaliser cette opération.

Alors que les phases situées en amont et en aval de ce procédé de préconcentration ou de préséchage sont assez bien maîtrisées sur le plan théorique et expérimental par les spécialistes des Sciences du Génie des procédés, il s'avérait indispensable de contribuer à la réduction de l'empirisme dans ce domaine.

Ainsi les axes de recherche théorique et expérimental étaient clairement définis.

Nous avons donc dans un premier temps, formulé les équations de base permettant d'apprécier la cinétique de pressage en fonction de grandeurs facilement mesurables. Cette approche mathématique démontre que la mécanique des sols constitue un support important et que la grandeur de base d'appréciation de la pressabilité est le coefficient K_e dans lequel interviennent, en première approche, trois variables opératoires classiques et deux constantes caractéristiques de l'écoulement du liquide à travers le milieu poreux et de la texture de celui-ci.

Ainsi en première approximation :

$$K_e \equiv \frac{A}{\omega^2 . \Delta P^{(n-1)} . \mu} \qquad \text{avec } A \equiv \frac{4i^2}{\pi} . \rho_s . \frac{(1-n)}{C_c . \bar{\alpha}}$$

Une fois le support théorique mis en place, il était nécessaire d'en vérifier la véracité. C'est la raison pour laquelle la première étape de notre programme expérimental, structuré en quatre phases, consistait à vérifier la validité des modèles.

Les dispersions solide-liquide de kaolin ont permis d'atteindre ce premier objectif. La modélisation du comportement au pressage unidirectionnel des boues floculées de kaolin est une illustration nouvelle de la notion de boues semi-solides à structure uniforme. Ce cas expérimental trouve une application industrielle directe dans le domaine de la purification des minerais. L'approche semi-théorique du processus considéré constitue une évolution simplificatrice utile.

A ce stade, l'adaptation de l'outil d'analyse théorique à l'étude du comportement de produits divers s'avérait indispensable.

C'est la raison pour laquelle nous avons ensuite entrepris une série d'essais d'orientation sur des produits agricoles tels que la luzerne et le cassis et sur des boues résiduaires préalablement floculées. Cette approche s'est avérée fructueuse et prometteuse puisque d'une part, elle montre l'applicabilité des expressions analytiques complètes et semi-théoriques dans ce domaine et d'autre part, *la compression du milieu insaturé se trouve abordée. Dans l'avenir, ce processus, particulier et néanmoins probablement fréquent dans l'industrie, pourrait être modélisé à partir des équations de base établies dans lesquelles apparaîtraient les grandeurs caractéristiques de la compressibilité du liquide interstitiel dont l'écoulement à travers le milieu poreux pourrait être envisagé à partir des lois classiques et des propriétés du gaz et du liquide considérés.*

Apprécier la sensibilité des modèles aux paramètres opératoires s'insérerait à ce stade, dans une progression logique de nos recherches.

Ainsi, diverses séries d'expériences nous ont permis de faire varier tour à tour la charge, la pression appliquée et la viscosité du liquide interstitiel. Ce troisième programme d'essais révèle et confirme la bonne adéquation de l'expérience aussi bien avec les solutions classiques donnant le taux de compression en fonction du temps qu'avec l'approche simplissime que nous proposons pour corréler K_e aux variables opératoires. Le coefficient K_e est inversement proportionnel à la charge élevée au carré, à la viscosité du filtrat et à la pression élevée à la puissance (n-1). *Ce coefficient de pressage s'avère, de ce fait, être la grandeur centrale des décisions technico-économiques puisqu'il permet de quantifier la phase hydrodynamique qui nous semble correspondre du point de vue de sa durée aux phases industrielles de pressage.*

L'aspect économique des opérations de pressage est effectivement la préoccupation de certaines branches d'activité industrielle. Dans ce cas, on trouve le pressage des pulpes de betteraves qui constitue un enjeu économique d'une part, mais également la condition de valorisation d'un produit dont le marché s'accroît.

Ces considérations sont à l'origine des motivations qui ont conduit au quatrième programme d'essais expérimentaux portant sur la compression de cossettes de betteraves. Cette série d'expériences, en montrant l'incidence de paramètres tels que la vitesse d'application de la pression, la taille des cossettes, ou la dose d'agents de pressabilité, ouvre de nombreuses perspectives d'évolution de notre travail tant au plan expérimental que théorique.

D'un point de vue expérimental, la mise au point d'un appareillage adapté pour la programmation de cycles d'application de pressions variables pourrait conduire à la mise à profit de considérations théoriques simples issues du principe de superposition de BOLTZMANN.

Cette équation d'état permet la prise en compte de la mémoire du matériau et pourrait s'appliquer aux croissances lentes de la pression telles qu'elles se produisent dans les équipements industriels. Les solutions envisageables dans ce cas seraient obtenues par la formulation en différences finies de l'équation de la compression. La résolution numérique de celle-ci serait alors particulièrement adaptée. La formulation en variables réduites des équations de base contribuerait à la vulgarisation de cette procédure.

Une troisième perspective d'évolution et de poursuite des travaux entrepris réside dans l'approche théorique et expérimentale de problèmes de compression plus complexes tels que ceux apparaissant lors du pressage par vis actuellement quasi unique dans le domaine de la déshydratation mécanique des pulpes.

Dans ce cas, le processus est effectivement plus complexe puisqu'il combine le cisaillement, à la compression pluridirectionnelle et à l'écoulement axial et radial du fluide. Dans une première phase de dégrossissement du problème, on peut raisonnablement penser que l'étude en système fermé de la compression à pression et vitesse variables permettrait d'entrevoir le profil de pression qui gouverne le pressage dans les systèmes à vis, par exemple. Dans une seconde étape, la transposition des théories portant sur l'extrusion des polymères pourrait être source d'éclaircissements du mécanisme d'écoulement du fluide. Des investigations plus précises pourraient alors permettre la prévision du pressage de produits donnés dans un dispositif dont les caractéristiques géométriques de la vis et de la cage perforée qui l'entoure, seraient prises en considération de façon plus rationnelle.

Toujours liée aux préoccupations économiques actuelles issues soit de problèmes énergétiques, soit de la balance des paiements, notre étude se termine par la

recherche d'optimums techniques, économiques et énergétiques d'opérations de pressage. Nous avons montré à travers une approche simple, l'incidence de procédures transitoires visant à combler l'absence d'innovations techniques. Ainsi, l'amélioration de la pressabilité des pulpes par adjonction d'agents adaptés reste une mesure économique au plan local tout en restant potentiellement pro-énergétique.

L'actualisation de notre étude par l'appréciation des coûts en devises constitue une voie à développer si l'on juge les incidences des fluctuations boursières sur la balance des paiements.

Annexes

*

ANNEXE I

TRAITEMENT NUMERIQUE DES DONNEES

RECHERCHE INFORMATISEE DES PARAMETRES ET MODELISATION

1ère étape : Création d'une banque de données brutes

2ème étape : Modélisation

A. Modélisation informatisée du comportement à la compression unidirectionnelle des boues résiduaires et des pulpes de betteraves

B. Exploitation des résultats à partir des équations semi-théoriques de SIVARAM et SWAMEE.
Application de la méthode d'optimisation de ROSENBROCK

C. Exemple de tracé de la courbe théorique correspondant au modèle de TERZAGHI-KELVIN-VOIGT à partir des paramètres B, η, C_e calculés par la méthode de ROSENBROCK.

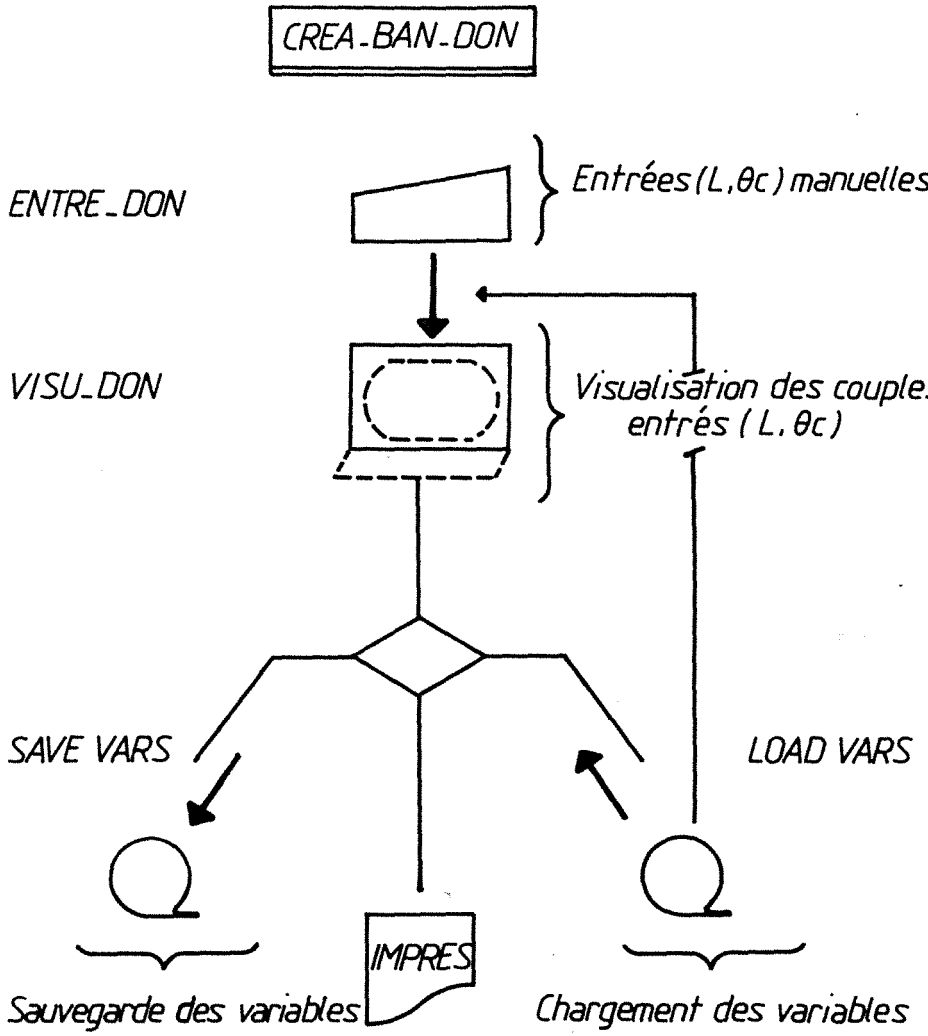
1ère ETAPE :

a) Organisation

FIGURE AI.1

1ère étape : Création de banques de données brutes

Figure AI.1



b) Exemple de listing du programme CREA-BAN.DON.

- sur micro-ordinateur ZX 81
- langage BASIC
- document imprimé L1

Remarque

L'apparition récente d'interfaces adaptables au ZX 81 et dont les voltages entrées-sorties sont compatibles avec les signaux fournis par les capteurs de déplacement et de pression disposés sur la cellule est un atout important pour l'automatisation complète des mesures et de leur exploitation.

I.1

PROGRAMME CREA.BAN.DON.

```
  10 REM [redacted]
  12 REM [redacted]
  20 PRINT AT 11,10;"[redacted]
"[redacted]
  30 INPUT N
  35 CLS
  40 DIM F$(N,12)
  50 PRINT AT 2,2;"VOUS INTRODUI
REZ DANS L.ORDRE[redacted]"
  55 PRINT
  60 LET I=1
  70 INPUT B$
  80 LET F$(I)=B$
  90 PRINT I;"[redacted]";F$(I);
 100 LET I=I+1
 110 IF I<=N THEN GOTO 70
 120 PRINT AT 19,2;"POUR VISUALIS
ER L.ENSEMBLE DES DONNEES [redacted]
[redacted]"
 130 STOP
 200 REM [redacted]
[redacted]
 210 PRINT AT 0,2;"VISUALISATION
DES DONNEES"
 220 PRINT AT 2,10;"[redacted]"
 230 FOR I=1 TO N
 240 PRINT I;"[redacted]";F$(I);
 250 NEXT I
 260 PRINT AT 19,2;"CREATION BAN
QUES DONNEES [redacted]"
 299 STOP
 300 REM ***PRINT MESSAGE***
 310 PRINT TAB 4;"READY TO SAVE
VARIABLES."
 315 PRINT
 320 PRINT TAB 3;"SET CASSETTE R
ECORDING,AND";TAB 2;"PRESS""NEWL
INE""WHEN RUNNING."
 325 REM ***WAIT FOR N/L TO BE P
RESSED***
 330 INPUT Z$
 335 REM ***CALL"SAVE VARS"***
 340 RAND USR 17118
 345 PRINT
 350 PRINT TAB 3;"[redacted]
[redacted]."
 360 STOP
 400 REM ***PRINT MESSAGE***
 410 PRINT TAB 4;"READY TO LOAD
VARIABLES"
 415 PRINT
 420 PRINT TAB 2;"PRESS NEWLINE
WHEN RUNNING."
 440 REM ***WAIT FOR N/L***
 450 INPUT Z$
 460 REM ***CALL "LOAD VARS"***
 470 RAND USR 17226
 475 PRINT
 480 PRINT TAB 2;"[redacted]
[redacted]"
 499 STOP
```

2ème ETAPE : MODELISATION

A. $U_c = 1 - \exp(-K_c \theta_c^{\nu'})$ linéarisation

B. $U_c = \dfrac{\sqrt{K_e . \theta_c}}{\left(1+K_e \theta_c^{\nu}\right)^{\frac{1}{2\nu}}}$ optimisation par la méthode ROSENBROCK

C. $U_c = 1-(1-B).\exp\left(-\dfrac{i^2\pi^2 C_e \theta_c}{4\omega_o^2}\right) - B.\exp(-\eta.\theta_c)$ méthode de ROSENBROCK

A. Modélisation informatisée du comportement à la compression unidirectionnelle des boues résiduaires et des pulpes de betteraves

1 Programme MOD.BORE.ET.BETTE.

a. Organigramme

cf. figure AI.2

b. Exemple de listing

- microordinateur ZX 81 langage BASIC
- documents imprimés L_2 (21, 22, 23)

2 Programme EXPLOI.BORE.ET.BETTE.

Remarque. Ce programme est analogue à la phase finale du programme MOD.BORE.ET.BET Toutefois, EXPLOI.BORE.ET.BETTE. est mieux adapté à l'exploitation graphique ou sous forme de tableaux comparatifs des résultats. Le précédent programme étant davantage un outil de modélisation et d'appréciation préliminaire de la validité du modèle et des paramètres calculés.

a. Organigramme simplifié

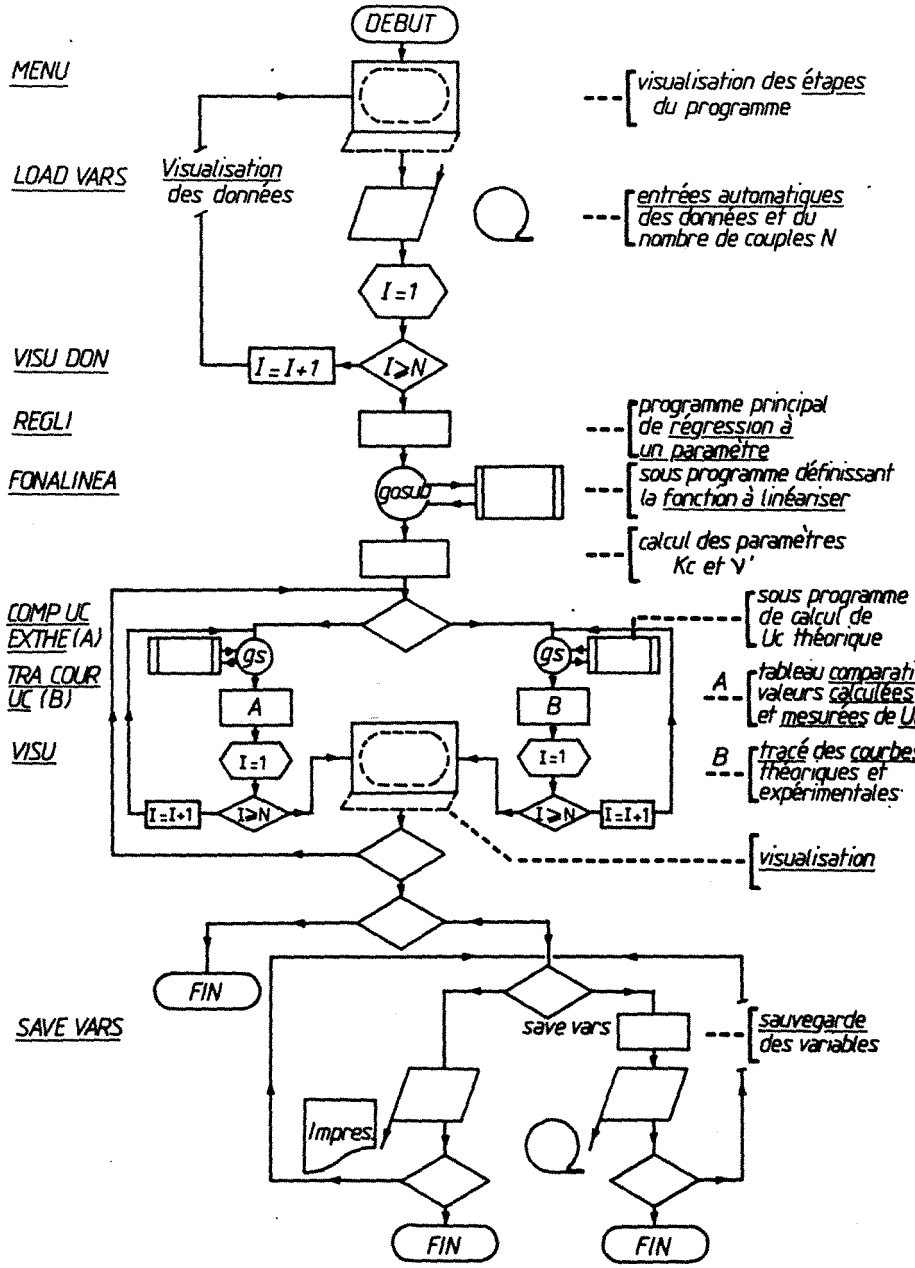
cf. figure AI.3

b. Exemple de listing

- microordinateur ZX 81 langage BASIC
- documents imprimés L_3 (31, 32, 33)

Figure AI.2

Programme MOD BORE ET BETTE



1.21

PROGRAMME MOD.BORE.ET.BETTE.

```
  10 REM [illegible]
  11 PRINT "---[illegible]
[illegible]---
  12 PRINT AT 8,0;"--REGLI--[illegible]
[illegible]<----->FONALINEA
                    ->MOD.BORE ET
 BETTE ---[illegible]
                    ->------->SAVE V
ARS---->[illegible]<------->LOAD VARS
---->[illegible]<------>
                    --VIOU.DON---
->[illegible]/     ---->COMP.UC.EXTHE
------>[illegible]<---->TRA.COUR.UC.-
--->[illegible]--////"
  14 STOP
  15 REM [illegible]
  16 PRINT AT 17,2;"VOUS AVEZ D
EFINIT [illegible] ?? LA FONCTION
OBJET DE L.AJUSTEMENT"
  20 LET H=1
  22 SCROLL
  24 LET H=H+1
  26 IF H<=20 THEN GOTO 22
  28 LET J=1
  30 FOR H=2 TO 16
  32 PRINT AT H,J;"[illegible]L
INEAIRE"
  34 LET J=J+2
  36 NEXT H
  38 LET H=1
  40 SCROLL
  42 LET H=H+1
  44 IF H<=20 THEN GOTO 40
  46 PRINT AT 11,8;"[illegible]
[illegible]N..."
  47 INPUT N
  48 FAST
  49 CLS
  50 LET XM=0
  55 LET YM=0
  60 LET X2=0
  65 LET Y2=0
  70 LET XY=0
  75 LET FONALINEA=1000
  80 FOR I=1 TO N
  85 GOSUB FONALINEA
  90 LET XM=XM+XI
  95 LET YM=YM+YI
 100 LET X2=X2+XI*XI
 105 LET Y2=Y2+YI*YI
 110 LET XY=XY+XI*YI
 115 NEXT I
 120 LET XMX=0
 125 LET XYMXY=0
 130 LET FONALINEA=1050
 135 FOR I=1 TO N
 140 GOSUB FONALINEA
 145 LET XMX=XMX+(XI-XM/N)*(XI-X
M/N)
 150 LET XYMXY=XYMXY+(XI-XM/N)*Y
```

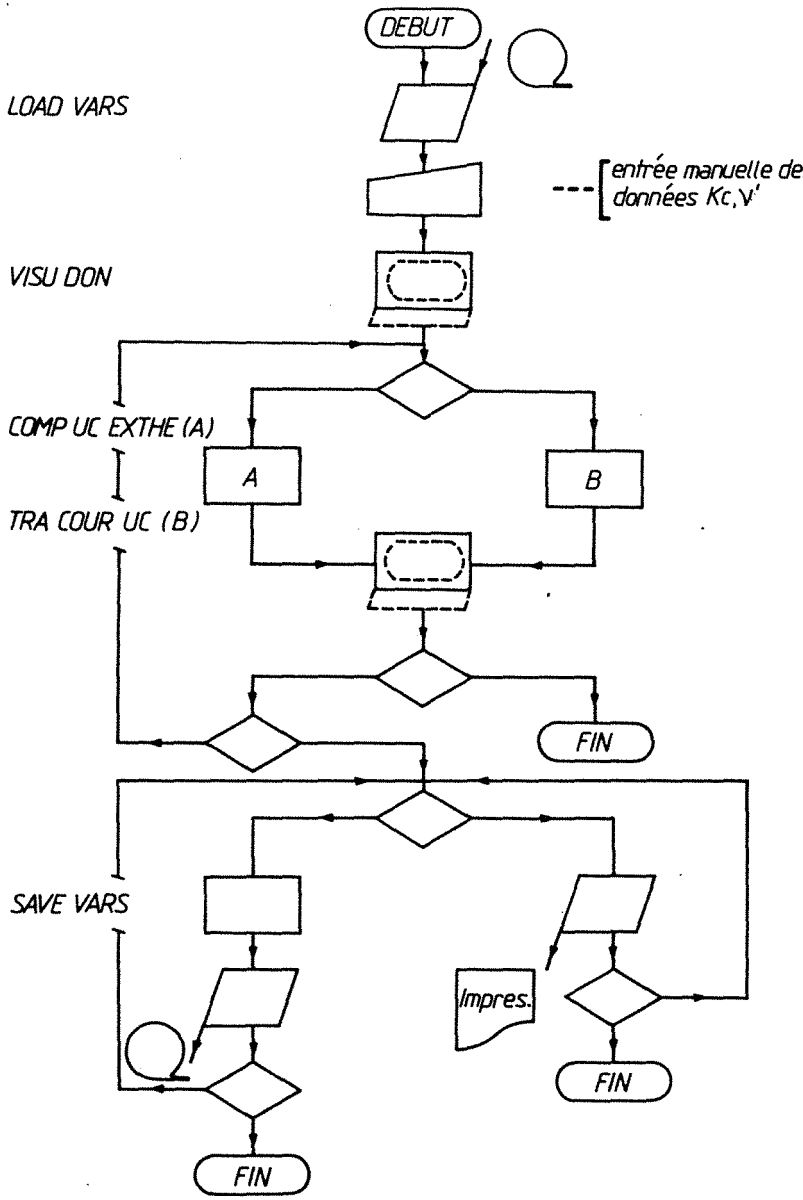
1.22

```
 155 [illegible]
 160 LET B1=XY-XM*YM/N
 165 LET B10=B1/(X2-XM*XM/N)
 170 LET A10=YM/N-B10*XM/N
 175 LET B20=XYMXY/XMX
 180 LET A20=YM/N-B20*XM/N
 185 LET R2=B10*B1/(Y2-YM*YM/N)
 190 SLOW
 195 PRINT AT 8,10;"[illegible]=";A10;"B
10=";B10
 200 PRINT AT 10,10;"[illegible]=";A20;"
B20=";B20
 205 PRINT AT 12,16;"COREGLI=";R
2
 210 STOP
 300 REM ***PRINT MESSAGE***
 310 PRINT TAB 4;"█READY TO SAVE
 VARIABLES.█"
 315 PRINT
 320 PRINT TAB 3;"▒SET CASSETTE
RECORDING,AND";TAB 2;"PRESS""NEW
LINE""WHEN RUNNING.▒"
 325 REM ***WAIT FOR N/L TO BE P
RESSED***
 330 INPUT Z$
 333 CLS
 335 REM ***CALL"SAVE VARS"***
 340 RAND USR 17115
 345 PRINT
 350 PRINT TAB 3;"[illegible]
[illegible]"
 360 STOP
 400 REM ***PRINT MESSAGE***
 410 PRINT TAB 4;"READY TO LOAD
VARIABLES."
 415 PRINT
 420 PRINT TAB 2;"SET CASSETTE T
O JUST BEFORE";TAB 7;"PERIOD OF
SILENCE."
 425 PRINT
 430 PRINT TAB 2;"PRESS NEWLINE
WHEN RUNNING."
 440 REM ***WAIT FOR N/L***
 450 INPUT Z$
 460 REM ***CALL"LOAD VARS"***
 470 RAND USR 17226
 475 PRINT
 477 CLS
 480 PRINT TAB 2;"VARIABLES HAVE
 BEEN LOADED."
 490 STOP
 500 REM "[illegible]
[illegible]"
 505 PRINT AT 0,2;"[illegible]
[illegible]"
 506 PRINT AT 2,3;"L1-L    TO
   L1-L    TO"
 507 PRINT "-------------------
-----------"
 510 FOR I=1 TO N
 515 PRINT I;"▒";F$(I),
 525 NEXT I
 530 STOP
 535 REM CALCULS [illegible]
..TRACES [illegible]
 540 PRINT AT 0,0;"    [illegible]
     [illegible]"
 541 FAST
```

```
 540 FOR I=1 TO N
 545 LET TC=VAL F$(I)(7 TO 12)
 550 LET UC=VAL F$(I)(1 TO 5)
 555 LET UCE=UC/(L1-LINF)
 560 LET UCT=1-EXP (-(EXP A10)*T
C**510)
 565 LET E$=STR$ UCE+"00000000"
 570 LET T$=STR$ UCT+"00000000"
 600 PRINT I;"[redacted]";E$(2 TO 7);T$(2
TO 7),
 605 NEXT I
 606 SLOW
 608 PRINT AT 18,0;"POUR REPRES.
.[redacted] "
 610 STOP
 650 REM [redacted]
[redacted]
 651 FAST
 652 FOR I=0 TO 20
 653 FOR J=1 TO 30
 654 PRINT AT I,J;"[redacted]"
 655 NEXT J
 656 NEXT I
 658 SLOW
 659 LET A$="-------------------
---------"
 660 FOR I=0 TO 10 STEP 2
 665 PRINT AT 20-2*I,0;15*I;A$
 670 NEXT I
 675 FOR J=0 TO 15 STEP 3
 680 PRINT AT 20,2*J;"."
 685 PRINT AT 21,2*J;J-J/3
 690 NEXT J
 695 PRINT AT 0,5;"[redacted]
[redacted]"
 700 FOR I=1 TO N
 705 LET TC=VAL F$(I)(7 TO 12)
 710 LET UC=VAL F$(I)(1 TO 5)
 715 LET XE=UC/(L1-LINF)
 725 LET Y=50R TC
 730 IF Y>=150 THEN GOTO 760
 755 PLOT XE*60,2+Y*40/150
 757 NEXT I
 760 FOR I=1 TO N
 765 LET TC=VAL F$(I)(7 TO 12)
 770 LET XT=1-EXP (-(EXP A10)*TC
**510)
 775 LET Y=50R TC
 777 IF Y>=150 THEN GOTO 790
 780 PLOT XT*60,2+Y*40/150
 785 NEXT I
 790 PRINT AT 2,12;"[redacted]"
 795 PRINT AT 4,4;"[redacted]
[redacted]"
 800 STOP
1000 REM [redacted]MOD 50RE ET [redacted]
 BETTE[redacted]
1010 IF I>1 THEN GOTO 1060
1020 SLOW
1030 PRINT AT 10,16;"DONNEZ MOI
LA VALEUR DE L.INF PUIS DE L1.."
1040 INPUT LINF
1050 INPUT L1
1055 FAST
1056 CLS
1060 LET X=VAL F$(I)(7 TO 12)
1070 LET Y=VAL F$(I)(1 TO 5)
1080 LET UC=Y/(L1-LINF)
1090 LET YI=LN (LN (1/(1-UC)))
1100 LET XI=LN X
1111 RETURN
```

Figure A I.3

Programme EXPLOI BORE et BETTE
organigramme simplifié



1.31

PROGRAMME EXPLOI.BORE.ET.BETTE.

```
  10 REM    [redacted]
  12 REM [redacted]
  13 PRINT AT 21,2;"[redacted]"
  14 PRINT AT 0,3;"L1-L   TC
   L1-L   TC"
  15 FOR I=1 TO N
  18 PRINT I,"[redacted]",F$(I),
  20 NEXT I
  22 STOP
  26 PRINT AT 2,5;"[redacted]"
  28 INPUT A10
  30 PRINT AT 3,5;"*OK"
  32 INPUT B10
  34 PRINT AT 3,12;"*OK"
  36 INPUT LINF
  38 PRINT AT 3,19;"*OK*"
  40 INPUT L1
  42 PRINT AT 3,27;"*OK"
  45 PRINT AT 0,1;"[redacted]"
  46 FAST
  48 PRINT AT 1,1;"*************
*****************"
  51 PRINT AT 2,1;"* N. * UCEXP
* UCTHEO *RAC.TC*"
  54 PRINT AT 3,1;"*************
*****************"
  55 LET H=1
  58 LET F=0
  60 FOR I=1 TO N
  62 PRINT AT 2,1;"* N. * UCEXP
* UCTHEO *RAC.TC*"
  65 FAST
  68 LET TC=VAL F$(I)(7 TO 10)
  70 LET UC=VAL F$(I)(1 TO 5)
  75 LET UCE=100*UC/(L1-LINF)
  80 LET UCT=100*(1-EXP (-A10*TC
**B10))
  85 LET RTC=SQR TC
  90 LET E$=STR$ (UCE+1-INT UCE)
  95 LET E=LEN E$
 100 IF E<=4 THEN GOTO 150
 105 LET K=E
 110 LET J=VAL E$(K)
 115 IF J>=5 THEN GOTO 135
 125 LET E$=E$(1 TO (K-1))
 130 GOTO 95
 135 LET E$=E$(1 TO (K-1))
 140 LET UMCE=VAL E$+10**(3-K)
 145 LET E$=STR$ UMCE
 148 GOTO 95
 150 LET UCE=VAL E$-1+INT UCE
 160 LET T$=STR$ (UCT+1-INT UCT)
 165 LET T=LEN T$
 170 IF T<=4 THEN GOTO 220
```

1.32

```
175 LET K=T
180 LET J=VAL T$(K)
185 IF J>=5 THEN GOTO 205
195 LET T$=T$(1 TO (K-1))
200 GOTO 165
205 LET T$=T$(1 TO (K-1))
210 LET UMCT=VAL T$+10**(3-K)
215 LET T$=STR$ UMCT
218 GOTO 165
220 LET UCT=VAL T$-1+INT UCT
230 LET O$=STR$ (RTC+1-INT RTC)
235 LET O=LEN O$
240 IF O<=4 THEN GOTO 300
245 LET K=O
250 LET J=VAL O$(K)
260 IF J>=5 THEN GOTO 285
270 LET O$=O$(1 TO (K-1))
280 GOTO 235
285 LET O$=O$(1 TO (K-1))
290 LET RMTC=VAL O$+10**(3-K)
295 LET O$=STR$ RMTC
298 GOTO 235
300 LET RTC=VAL O$-1+INT RTC
302 PRINT AT 2,1;"[illegible]"
305 PRINT AT I-F+3,1;"*      *
    *          *          *"
310 PRINT AT I-F+3,3;I
312 PRINT AT I-F+3,8;UCE
314 PRINT AT I-F+3,16;UCT
316 PRINT AT I-F+3,24;RTC
325 IF I>=15*H THEN GOTO 350
330 NEXT I
350 PRINT AT I-F+4,1;"*********
*******************"
351 PRINT AT 2,1;"* N. * UCEXP
* UCTHEO *RAC.TC*"
352 SLOW
353 IF I>=N THEN GOTO 368
360 PRINT AT 20,4;"[illegible]
[illegible]";" ";(N-I);" ";"[illegible]"
362 PRINT AT 21,5;"POUR CONTINU
ER [illegible]"
364 LET H=H+1
365 LET F=F+15
367 STOP
368 PRINT AT I-F+7,10;"///FIN//
/"
369 STOP
370 PRINT AT 0,1;"[illegible]"
372 LET I=I+1
375 PRINT AT 1,1;"*************
*****************"
380 PRINT AT 2,1;"* N. * UCEXP
* UCTHEO *RAC.TC*"
385 PRINT AT 3,1;"*************
*****************"
388 GOTO 65
390 STOP
400 REM ***PRINT MESSAGE***
410 PRINT TAB 4;"READY TO LOAD
VARIABLES."
415 PRINT
```

```
 420 PRINT TAB 2;"SET CASSETTE T
O JUST BEFORE";TAB 7;"PERIOD OF
SILENCE."
 425 PRINT
 430 PRINT TAB 2;"PRESS NEWLINE
WHEN RUNNING."
 440 REM ***WAIT FOR N/L***
 450 INPUT Z$
 460 REM ***CALL"LOAD VARS"***
 470 RAND USR 17226
 475 PRINT
 477 CLS
 480 PRINT TAB 2;"VARIABLES HAVE
 BEEN LOADED."
 499 STOP
 500 REM ***PRINT MESSAGE***
 510 PRINT TAB 4;"[redacted]READY TO SAVE
 VARIABLES.[redacted]"
 515 PRINT
 520 PRINT TAB 3;"[redacted]SET CASSETTE
RECORDING,AND";TAB 2;"PRESS""NEW
LINE""WHEN RUNNING.[redacted]"
 525 REM ***WAIT FOR N/L TO BE P
RESSED***
 530 INPUT Z$
 533 CLS
 535 REM ***CALL"SAVE VARS"***
 540 RAND USR 17118
 545 PRINT
 550 PRINT TAB 3;"[redacted]
[redacted]"
 560 STOP
 600 LET A$="-------------------
-----------"
 602 CLS
 605 FOR I=0 TO 8 STEP 2
 610 PRINT AT 2*I,0;I;A$
 615 NEXT I
 630 FOR J=0 TO 15 STEP 2
 625 PRINT AT 20,2*J;"."
 630 PRINT AT 21,2*J,10*J
 635 NEXT J
 640 FOR I=1 TO N
 642 PRINT AT 0,4;"[redacted]"
 645 LET XX=VAL F$(I)(7 TO 12)
 648 LET UC=VAL F$(I)(1 TO 5)
 650 LET X=SQR XX
 652 IF X>150 THEN GOTO 680
 655 PRINT AT 0,4;"[redacted]"
 660 LET YE=UC/(L1-LINF)
 665 PLOT X*60/150,42-YE*40
 667 PRINT AT 0,4;"[redacted]"
 675 NEXT I
 680 FOR I=1 TO N
 682 PRINT AT 2,5;"[redacted]"
 685 LET XX=VAL F$(I)(7 TO 12)
 690 LET X=SQR XX
 695 IF X>150 THEN GOTO 720
 697 PRINT AT 2,5;"[redacted]"
 700 LET YT=1-EXP (-A10*XX**B10)
 710 PLOT X*60/150,42-YT*40
 712 PRINT AT 2,5;"[redacted]"
 715 NEXT I
 720 STOP
```

B. Exploitation des résultats à partir des équations semi-théoriques de SIVARAM et SWAMEE. Application de la méthode d'optimisation de ROSENBROCK Programme OPTI.ROSE.SS.

a. Organigramme

cf. figure AI.4

b. Exemple de listing

- microordinateur ZX 81 langage BASIC
- documents imprimés L_4 (41, 42, 43)

. nomenclature

- NX nombre de paramètres à optimiser
- NMAX nombre maximum de calculs
- PREC précision relative requise sur chaque variable à optimiser

C. Exemple de tracé de la courbe théorique, correspondant au modèle de TERZAGHI-KELVIN-VOIGT à partir des paramètres B, η et C_e calculés par la méthode de ROSENBROCK

- figure AI.5
- optimisation de trois paramètres (C_e, B, η) - NX = 3
- 100 itérations - NMAX = 1000
- précision relative 10^{-4} - PREC = 10^{-4}.
- références J.M. BLONDEL, D.E.A., 1982 (INPL).

Nous remercions à cette occasion Monsieur A. LEMAITRE, Ingénieur du Centre de Calcul du LSGC, pour sa collaboration efficace et ses remarques judicieuses et originales.

Organigramme du programme OPTI_ROSE_SS

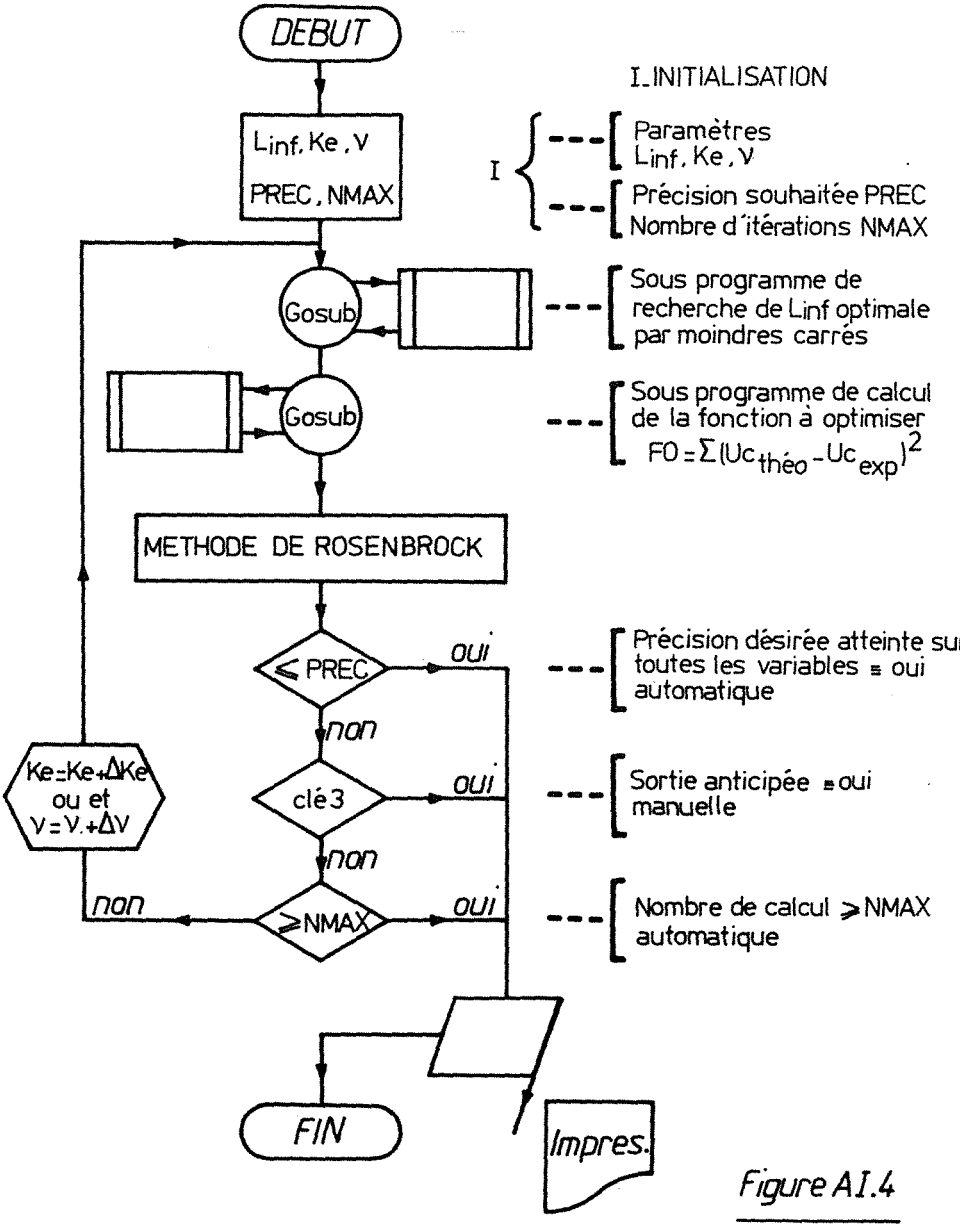


Figure AI.4

PROGRAMME OPTI.ROSE.S.S.

```
  10 REM [redacted]
  15 LET F=1
  22 GOTO 1000
  25 LET F=0
  28 REM IF X(2)<0.3 OR X(2)>0.8
 THEN GOTO 92
  30 IF X(1)<0 OR X(1)>0.1 THEN
GOTO 94
  33 LET FUC4=0
  36 LET LINF=0
  39 FOR Z=1 TO 20
  40 LET TC=VAL F$(Z)(7 TO 12)
  41 LET UC=VAL F$(Z)(1 TO 5)
  42 LET FUCX=(SQR (X(1)*TC))/(1
+(X(1)*TC)**(X2)+(1/(2*X2)))
  45 LET LINFX=FUCX*PARAM-UC
  48 LET LINF=LINF+LINFX
  51 LET FUC4=FUCX+FUC4
  54 NEXT Z
  57 LET X3=LINF/FUC4
  58 PRINT AT 0,15;"X3=";X3
  59 IF X3<0 OR X3>1 THEN GOTO 9
6
  60 FOR W=1 TO 20
  61 LET TC=VAL F$(W)(7 TO 12)
  62 LET UC=VAL F$(W)(1 TO 5)
  64 LET FUC1=1+(X(1)*TC)**X2
  66 LET FUC2=(PARAM-X3)*SQR (X(
1)*TC)
  68 LET FUC3=FUC1**(1/(X2*2))
  72 LET FUC=FUC2/FUC3
  76 LET DIFF=(UC-FUC)
  80 LET F=F+DIFF*DIFF
  84 NEXT W
  86 IF F<=0.09 THEN GOTO 1110
  88 RETURN
  92 LET X(2)=0.55
  93 GOTO 30
  94 LET X(1)=1E-2
  95 GOTO 33
  96 LET F=1.1*F0
  97 GOTO 86
 100 REM [redacted]
 110 POKE 16570,9
 111 PRINT AT 10,0;"BONJOUR"
 112 POKE 16701,13
 113 RAND USR 16700
 114 RAND USR 16569
 115 PRINT AT 0,5;"METHODE DE RO
SENBROCK"
 116 POKE 16601,18
 117 PRINT AT 1,5;"-------------
--------"
 119 RAND USR 16600
 120 DIM I(NX)
 130 DIM D(NX)
 140 DIM E(NX)
 150 DIM V(NX,NX)
 160 DIM W(NX,NX)
 170 DIM A(NX)
 180 DIM B(NX)
 200 DIM R(NX)
 202 FAST
 205 LET IMP=980
 206 POKE 16570,1
 220 LET NCALC=0
 230 FOR I=1 TO NX
 240 LET R(I)=X(I)
 250 LET E(I)=.05*X(I)
 260 IF ABS X(I)<1E-10 THEN LET
E(I)=1E-3
 270 FOR J=1 TO NX
 280 LET V(I,J)=0
 290 NEXT J
 292 LET V(I,I)=1
 295 NEXT I
 300 GOSUB CASUB
 302 LET F0=F
```

```
310 LET NCALC=NCALC+1
320 GOSUB IMP
330 FOR J=1 TO NX
340 LET I(J)=4
350 LET D(J)=0
360 NEXT J
370 FOR I=1 TO NX
380 IF INKEY$="3" THEN GOTO 870
390 IF NCALC>NMAX THEN GOTO 880
400 FOR J=1 TO NX
410 LET A(J)=E(I)*V(I,J)
420 LET X(J)=X(J)+A(J)
430 NEXT J
440 GOSUB CASUB
442 LET F1=F
450 LET NCALC=NCALC+1
460 IF F1>=F0 THEN GOTO 560
470 LET D(I)=D(I)+E(I)
480 LET E(I)=E(I)*3
490 LET F0=F1
500 FOR J=1 TO NX
510 LET R(J)=X(J)
520 NEXT J
530 GOSUB IMP-1
540 IF I(I)>3 THEN LET I(I)=2
550 GOTO 800
560 REM
570 FOR J=1 TO NX
580 LET X(J)=X(J)-A(J)
590 NEXT J
600 LET E(I)=-.5*E(I)
610 IF ABS (E(I)/A(I)<1E-10) TH
EN LET E(I)=E(I)-1E-9
620 IF I(I)>=3 THEN GOTO 800
630 LET I(I)=0
640 FOR J=1 TO NX
650 IF I(J)>=1 THEN GOTO 800
660 NEXT J
670 FOR L=1 TO NX
675 FOR J=1 TO NX
680 LET A(J)=0
685 FOR K=L TO NX
690 LET A(J)=A(J)+D(K)*V(K,J)
695 NEXT K
700 LET B(J)=A(J)
702 NEXT J
704 IF L<=1 THEN GOTO 725
706 FOR K=1 TO L-1
708 LET PROD=0
710 FOR J=1 TO NX
712 LET PROD=PROD+A(J)*W(K,J)
714 NEXT J
716 FOR J=1 TO NX
718 LET B(J)=B(J)-PROD*W(K,J)
720 NEXT J
725 LET S=0
730 FOR J=1 TO NX
732 LET S=S+B(J)*B(J)
734 NEXT J
736 LET BNORM=SQR S
738 FOR J=1 TO NX
740 LET W(L,J)=B(J)/BNORM
742 NEXT J
744 NEXT L
750 FOR L=1 TO NX
755 FOR J=1 TO NX
760 LET V(L,J)=W(L,J)
765 NEXT J
770 NEXT L
780 GOSUB IMP
790 GOTO 330
800 NEXT I
810 FOR I=1 TO NX
820 LET S=0
830 FOR J=1 TO NX
835 LET S=S+E(J)*V(J,I)
840 NEXT J
845 IF ABS (S/R(I))>PREC THEN G
OTO 370
850 NEXT I
855 PRINT AT 21,0;"PRECISION ";
PREC
860 GOTO 900
870 PRINT AT 21,0;"SORTIE CLE 3
```

1.43

```
 875 GOTO [illegible]
 880 PRINT AT 21,0;"NOMBRE DE CA
LCULS ";NCALC
 900 RAND USR 16569
 902 FOR J=1 TO NX
 905 LET X(J)=R(J)
 910 NEXT J
 920 GOSUB CASUB
 925 LET F0=F
 930 LET NCALC=NCALC+1
 940 GOSUB IMP
 960 RETURN
 970 REM ****************
 979 PRINT AT 21,0;I;":";
 980 PRINT AT 21,6;NCALC;" F0=
";F0
 982 FOR J=1 TO NX
 983 RAND USR 16569
 984 PRINT AT 21,0,X(J)
 985 NEXT J
 986 RAND USR 16569
 987 RAND USR 16569
 988 RETURN
 989 RETURN
 990 REM ************
1000 LET CASUB=24
1010 LET NX=1
1015 DIM X(NX)
1020 LET X(1)=5E-4
1030 LET X2=0.55
1040 LET PARAM=2.9030
1050 LET CARDE=100
1060 LET NMAX=1000
1070 LET PREC=1E-8
1100 GOSUB CARDE
1110 SLOW
1120 STOP
2000 REM "[illegible]"
2030 FAST
2033 LET FUC4=0
2036 LET LINF=0
2039 FOR Z=1 TO 20
2040 LET TC=VAL F$(Z)(7 TO 12)
2041 LET UC=VAL F$(Z)(1 TO 5)
2042 LET FUCX=(SQR (X(1)*TC))/(1
+(X(1)*TC)**X2)**(1/(2*X2))
2045 LET LINFX=FUCX*PARAM-UC
2048 LET LINF=LINF+LINFX
2051 LET FUC4=FUCX+FUC4
2054 NEXT Z
2055 LET X3=LINF/FUC4
2057 SLOW
2058 PRINT AT 0,16;"[illegible]=";X3
2060 PRINT AT 2,16;"[illegible]=";X(1)
2070 PRINT AT 4,16;"[illegible]=";X2
2080 PRINT AT 11,7;"[illegible]
=";F
2999 STOP
3000 REM [illegible]
3010 LET FUCX=0
3039 FOR Z=1 TO 20
3040 LET TC=VAL F$(Z)(7 TO 12)
3041 LET UC=VAL F$(Z)(1 TO 5)
3042 LET FUCX=(SQR (X(1)*TC))/(1
+(X(1)*TC)**X2)**(1/(2*X2))
3050 LET UCE=UC/(PARAM-X3)
3060 PRINT Z;"[illegible]";"E ";UCE,"T ";F
UCX
3070 NEXT Z
3080 STOP
5000 REM [illegible]
5010 DIM F$(20,12)
5020 LET N=1
5030 INPUT B$
5040 LET F$(N)=B$
5045 PRINT N;"[illegible]";F$(N),
5050 LET N=N+1
5060 IF N<=20 THEN GOTO 5030
5065 PRINT "POUR VISUALISER L.EN
SEMBLE DES DONNEES [illegible]"
5070 STOP
5999 REM [illegible]
6000 FOR N=1 TO 20
6010 PRINT N;"[illegible]";F$(N),
6020 NEXT N
6030 STOP
9999 STOP
```

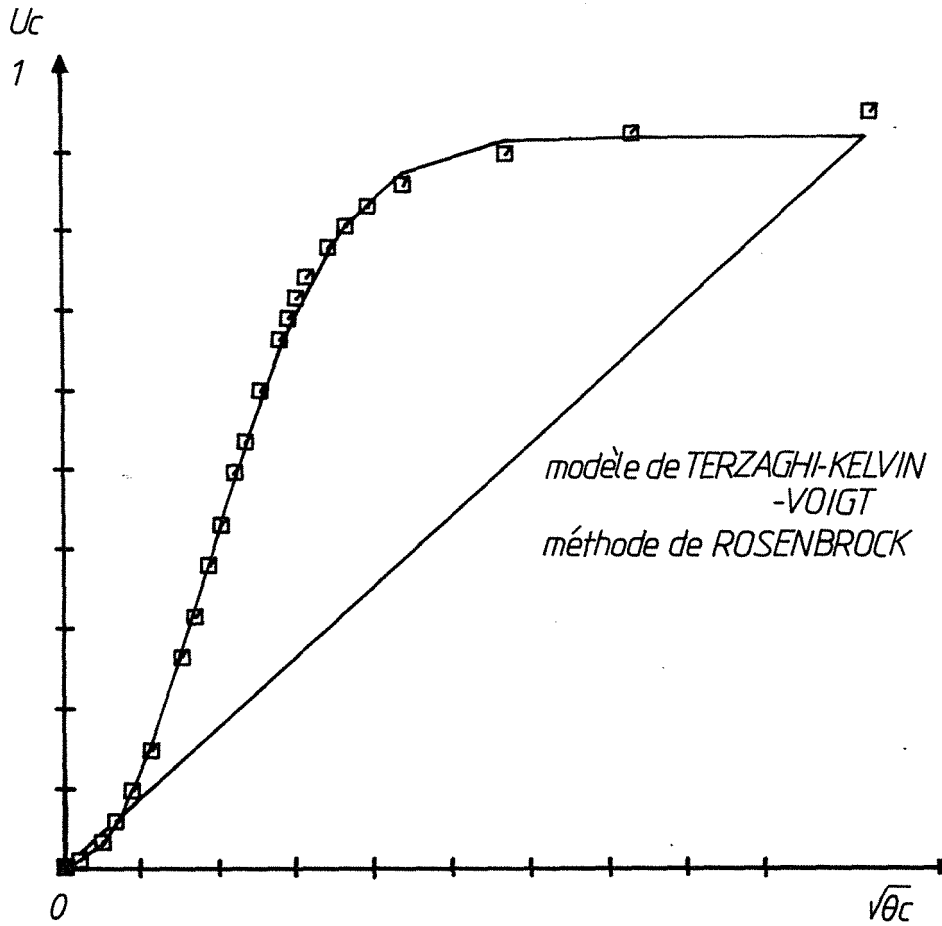

Uc
1
0
√θc
modèle de TERZAGHI-KELVIN
-VOIGT
méthode de ROSENBROCK

Figure AI.5

ANNEXE II

MECHANICAL DEWATERING OF FLOCCULATED SLUDGES*

THEORETICAL EVALUATION OF ENERGETIC OR ECONOMIC OPTIMA

* Cette publication a fait l'objet d'une conférence réalisée par D. LECLERC et S. REBOUILLAT dans le cadre du Symposium International organisé les 17, 18 et 19 novembre 1981, à Louvain La Neuve, par la Société Belge de Filtration sur le thème :
"Economic Optimization Strategy in solid-liquid Separation Process".

1. INTRODUCTION

Activity in the field of the belt press and of the membrane filter press design has rapidly accelerated over the past ten years. Practical application of these filters increases productivity and overall economies.

At present, the largest market for belt press dewatering is the treatment of organic sludges, particularly those from the production of paper and pulp and sewage. Most presses have been installed at sewage works where the sludges have a high biomass concentration which is difficult to dewater. The areas in which this draining-pressing process is most successful are those in which sludge or slurry cannot be dewatered without the addition of a conditioning agent.

Why have membrane filter press and pressing filter enjoyed such rapid success and what advantages have they over other forms of dewatering ? Generally, the equipment offers a very short cake discharge. Thus the production of "very thin" dry cakes may be adjusted to the technical optimum.

Flocculation increases the filtration and compression rate but conditioned cakes retain much more water. Thus the drying operation is more expensive.

In the present study, an attempt will be made to determine economic optima of a dewatering operation in which mechanical and thermal phases are associated. In order to evaluate the real interest of the separation process including flocculation, draining and pressing stages, we will present a theoretical evaluation of the economic performance of four commercial filters most frequently encountered in industry and used to separate concentrated suspensions of flocculated and unflocculated particles.

These traditional filters will be compared with the pressing band filter. We will consider successively a conventional filter press, an automatized filter press, a pressing filter with short discharge period and finally, a pressing band filter which can be used under high pressure.

It is hoped that the presented study will form a consise guide to the selection and costing of solid-liquid separation equipment. However, the intention is not to provide a catalogue of available equipment.

2. THE PROBLEM

The main objective of the present paper is illustrated by the schematic representation of the figure 1.

The purpose of the considered operation is to separate $\dot{M}$ kg/day of dry solids from a suspension containing a mass fraction of solids s. The cake deposited during the separation phase has a dryness

$$S = \frac{1}{m}$$

where m is the ratio of wet to dry mass of cake.

We will assume that the filtrate removal by air flow cannot be accomplished.

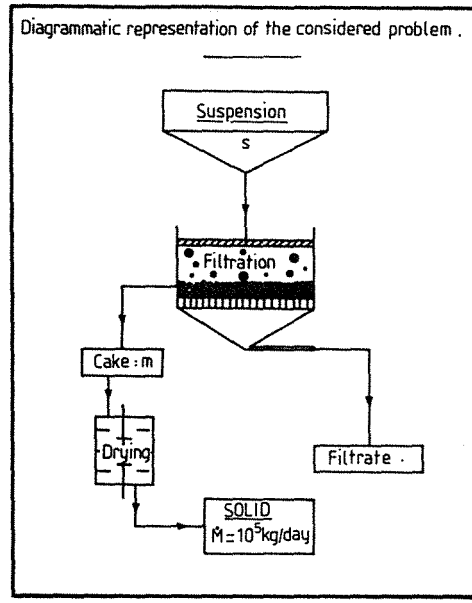


Figure 1. Diagrammatic representation of the considered problem.

The global treatment cost will be divided as follows :

- Energetic cost of the solid-liquid separation ..... CEF
- Investments cost of the solid-liquid separation ..... CIF
- Energetic cost of the drying ..... CED
- Investments cost of the drying ..... CID

The total operation cost will be the following sum :

$$CT = (CDF + CIF) + (CED + CID) = CTF + CTD$$

These costs will be valued for a daily production of one hundred tons of dry solids, according to the 1980 actualized data.

We will also consider the flocculation pre-treatment. In this case, we will include, in the total cost, the capital investment and energetic cost required for this operation.

1. ENERGETIC COST OF THE SOLID-LIQUID SEPARATION

First, we will suppose that the solid-liquid separation is a constant pressure operation, and that the required energy is directly proportional to the volume of filtrate V multiplied by the pressure Δp and divided by the efficiency of the pumps μ. These assumptions have the advantage of greater simplicity.

We will arbitrary choose the value 0.5 for the coefficient μ.

According to these considerations, the daily required energy for the separation will be calculated by the following equation :

$$E_F = \frac{\dot{M}}{\rho_l}\left(\frac{1}{s} - m\right)\frac{\Delta p}{\mu} \cdot \frac{1}{3,6.10^6} \qquad \text{(kwh/day)} \qquad (1)$$

and the corresponding energetic cost will be expressed as follows :

$$CEF = \frac{\dot{M}}{\rho_l}\left(\frac{1}{s} - m\right)\frac{\Delta p}{\mu} \cdot \frac{1}{3,6.10^6} \cdot C_e \qquad (2)$$

with C_e = 0.2 FF/kwh (electricity EDF 1980). (1)

2. INVESTMENTS COST OF THE SOLID-LIQUID SEPARATION

The investments daily cost valued in French Francs (1980) is calculated from an amortization period of ten years and an operating period of 300 days per year.

We propose, in this article, an evaluation of the costs of four types of commercial filters.

- Manual filter-press with hydraulic thightening and mechanized cake discharge. For this type of filter, we valued an average cost :

$$C_{\Omega 1} = 2.3 \text{ FF/day.m}^2$$

This one includes the amortization.

- Automatic filter-press which daily cost is increased by 20 percent compared to the manuel filter-press.

$$C_{\Omega 2} = 2.76 \text{ FF/day.m}^2$$

- Filter designed for use with diaphragms and for short operation cycles with simultaneous fully automatic cake discharge. The cost, per m^2 of this equipment is about ten times the price of a conventional filter-press.

$$C_{\Omega 3} = 23 \text{ FF/day.m}^2$$

- Continuous pressure band filter. This filter is equipped with a horizontal drainage section and is designed for continuous feed.

$$C_{\Omega 4} = 110 \text{ FF/day.m}^2$$

3. DRYING INVESTMENTS COST

After the separation, the wet solid is introduced into a drier composed of the following elements :

- a hot gas-generator fed with solid, liquid or gaseous combustible and with combustion and dilution air.

- a co-current drier.

- equipment for transferring the atmosphere, the drying gas and the evaporated water after dust separation.

The daily cost of such a drier may be calculated from the quantity of evaporated water.

This cost is given by :

$$CID = 38.7 + 1.57\times10^{-3}\ \dot{M}\ (m-1) \qquad \text{(1980 price)} \qquad (3)$$

4. DRYING ENERGETIC COST

The drying energetic cost depends on the mass of water evaporated. This cost has been evaluated for the drier previously described, using for calculation purposes, the data corresponding to the drying of beet pulps.

Thus, $$CED = \dot{M}\ (m-1) \times 0.057.10^{-3} \times (600) \qquad (4)$$

according to the following considerations :

- 57.10^{-6} TEP are required to evaporate 1 kg of water
- and 1 TEP = 600 FF (1).

5. CONCLUDING REMARKS

This chapter has attempted to consider all the components of the total cost filtration operation.

The costs equations, previously developped, can be only used for calculations if the following variables are accessible :

- the moisture ratio : m
- the filtration area : Ω.

These two operational values are calculated from the general laws governing filtration and compression.

Let us rewrite the basic equations of the filtration-compression operation.

3. THEORETICAL ASPECT OF THE FILTRATION-COMPRESSION OPERATION

1. FILTRATION PERIOD

First, we will assume that the resistance of the membrane filter cloth is negligibly small compared to the resistance of the filter cake.

For this case, the period of time required to filter, under constant pressure, a volume of slurry corresponding to M kg of dry solid, is expressed by the equation :

$$t_F = \frac{\alpha\eta}{2\Omega^2.\Delta p.W}\ .\ M^2 \qquad (5)$$

where α is the average specific filtration resistance.

For compressible filter cakes, the following correlation between the mean specific resistance and the pressure is generally assumed :

$$\alpha = \alpha_o \, \Delta p^n \qquad (6)$$

n being the compressibility coefficient of cake.

In the present study, we will use the experimental correlation corresponding to the filtration of kaolin and talc suspensions.

- talc : $\alpha_{av} = 3.86\times10^8 \, \Delta p^{0.47} \; m.kg^{-1}$ (Δp in Pa) (7)
- kaolin : $\alpha_{av} = 2.33\times10^9 \, \Delta p^{0.53} \; m.kg^{-1}$ (Δp in Pa) (8)

η is the filtrate viscosity. For the aqueous considered suspensions, we will take $\eta = 10^{-3}$ Pa.s ;
Ω is the filtration area (m^2) ;
W is the mass of solid deposited per unit filtrate volume. W is calculated from the expression :

$$W = \frac{\rho_l \cdot s}{(1-ms)} \qquad (9)$$

where s is the mass of solids per unit mass of slurry and m is defined as the ratio of the mass of wet cake to the mass of dry cake.

2. CONSOLIDATION PERIOD

As illustrated by figure 2, compressible filter cakes of original thickness L_l have a non uniform void ratio distribution because they are not uniformly deposited. Thus the layers near the filter medium are compact and dry, while the cake surface is wet and soupy.

The pressing of such a cake by means of a diaphragm is described by the degree of consolidation over the total thickness which is called average consolidation ratio defined as follows :

$$U_c = \frac{L_l - L}{L_l - L_\infty}$$

with - L_l original thickness of the cake
- L thickness of compressed mixture at time t_c
- L_∞ final thickness of the cake when $t_c = \infty$.

In terms of this ratio, the variable m is given by :

$$m = 1 + \left[\frac{\rho_l}{\rho_s}\frac{L_\infty}{\omega_o} - 1 + (1-U_c)\left(\frac{L_l - L_\infty}{\omega_o}\right)\right] \qquad (10)$$

in which the fictitious thickness ω_o corresponding to a zero porosity, is introduced.

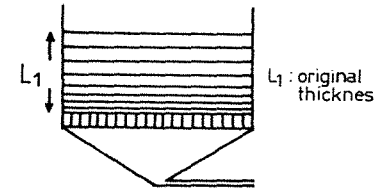
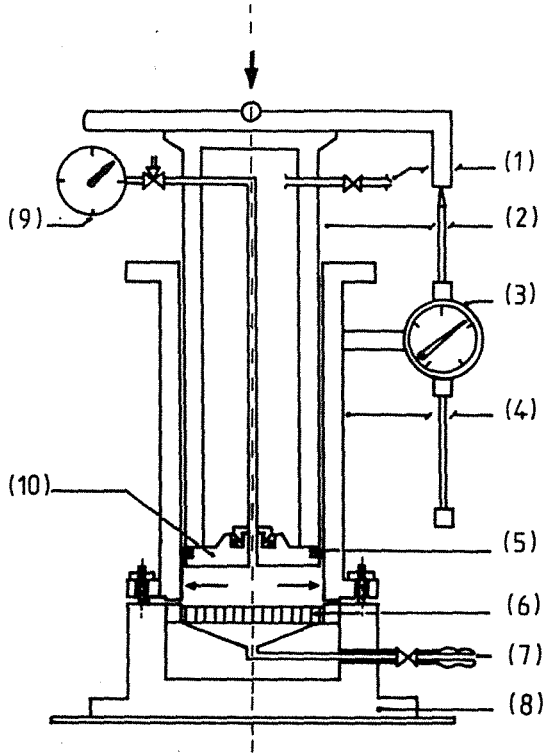


Figure 2. Schematic illustration of the non uniform void ratio distribution through a filter cake.



(1) Air vent

(2) Piston

(3) Gauge (1/20 mm)

(4) Cylinder

(5) O-ring seal

(6) Porous plate

(7) Draining orifice

(8) Basis

(9) Manometer

(10) Full plate or porous plate

Figure 3. Filtration-compression Cell.

The average consolidation ratio U_c has been calculated from (L,t) experimental data and the equation previously reported.

Figure 3 shows the assembly of the filtration-compression cell used for studying the variations (L,t). The solid-liquid mixture is introduced into the cell cylinder and mechanical pressure is applied by means of a piston moved by a hydraulic jack. The thickness of the cake L is measured with a gauge graduated to

1/20 mm. Thus experimental U_c vs t_c curves are directly accessible.

In making the expression measurements for this study, the materials kaolin and talc, flocculated and non-flocculated, have been used.

In the field of mechanical expression, a great deal of work has been done by SHIRATO and his co-workers (4). Thus SHIRATO proposed the modelling of the experimental U_c vs t_c curves governing the compression of both filter cakes and semi-solid materials.

For filter cakes with some creep characteristics, the whole process of expression can be predicted with the following equation :

$$U_c = (1-B)\left[1 - \exp\left(-\frac{\pi^2}{4} \cdot \frac{i^2 C_e}{\omega_o^2} \cdot t_c\right)\right] + B\left(1 - \exp(-\delta t_c)\right) \quad (11)$$

This expression is based upon the TERZAGHI-VOIGT model.

Figure 4 shows the agreement of theoretical calculations with our experimental results. It can be seen that the calculation obtained from equation (11) are much more accurate than the former calculation on the basis of TERZAGHI's theory.

TERZAGHI's model does not include the secondary compression due to the plastic characteristics of the solids, but leads to the simplified equation :

$$U_c = 1 - \exp\left(-\frac{\pi^2}{4} \cdot \frac{i^2 C_e}{\omega_o^2} \cdot t_c\right) \quad (12)$$

According to figure 4, we will use the equation (12) for $U_c \leq 0.90$. For the present study, the accuracy will be acceptable.

Recently, we have showed that one of these models described the mechanical pressure of flocculated sludges with a good accuracy. Figure 5 illustrates our investigations.

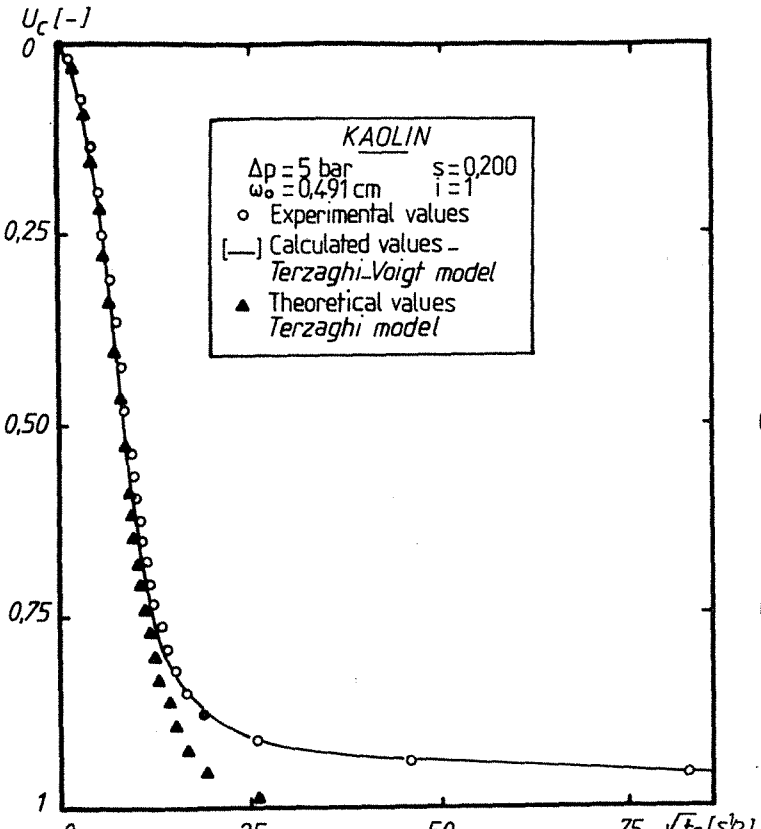
However, the theoretical expression of the average consolidation ratio is not easily applicable to execute the numerical calculation of U_c vs t_c. Consequently we will use the experimental values.

4. FILTRATION AREA OPTIMIZATION - ECONOMIC AND TECHNICAL OPTIMA

The main objective of this chapter is to calculate the maximum production or the minimum filtration area required for the constant pressure filtration of a volume of slurry corresponding to the production of $\dot{M}$ ton per day of dry solids.

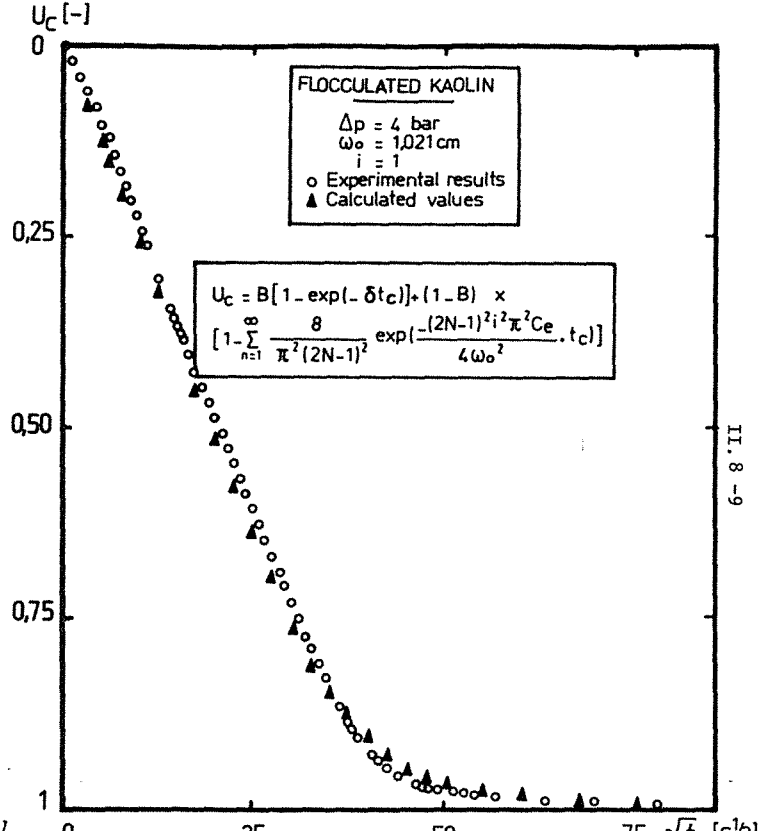
The filtration down time t_a must be introduced in the calculation of the production. This capacity is given in figure 6, by the slope of the straight line which joins the origin to the considered point of the curve M vs $(t+t_a)$.

The variable θ is maximal when the straight line is tangent to the curve. For a parabolic function (equation 5), we have $t_{F,opt} = t_a$.



Influence of the creep effect of solids on the prediction of the average consolidation ratio

Figure n°4



Mathematical modelling of flocculated sludges dewatering by pressing

Figure n° 5

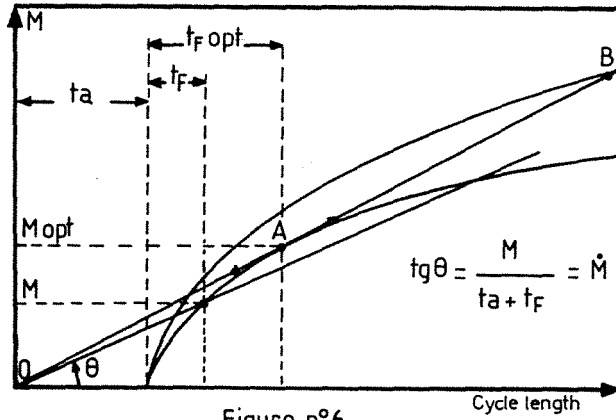


Figure n°6

Figure 6. Graphical determination of optimum operation conditions

- point A : optimum production $\dot{M}_{opt} = \frac{M_{opt}}{t_a+t_F}$, $t_F = t_a$
- point B : an identical production may be obtained with a larger filtration area

$$\dot{M} = \frac{M}{t_a(j+1)}, \qquad t_F = jt_a$$

Thus in optimum conditions, the production of solids per cycle is $M = 2.t_a.\dot{M}$ and the filtration law is :

$$t_F = t_a = \frac{\alpha\eta}{2\Omega^2_{opt}.\Delta p.W}(2t_a\dot{M})^2$$

Thus the minimum filtration area is :

$$\Omega_{opt} = \sqrt{\frac{2\ \alpha\eta\ t_a}{\Delta p\ .\ W}}\ .\ \dot{M} \qquad (11)$$

An identical problem can be obtained with a larger filtration area. In this case, the filtration time will be different from the filtration down time.

$$t_F = j.t_a$$

and the filtration area required for a flowrate $\dot{M}$ is given by the following equation :

$$\Omega = \Omega_{opt}\left(\frac{j+1}{2\sqrt{j}}\right) \qquad (12)$$

The parameter $(j+1)/2\sqrt{j}$ gives a greater flexibility to the installation. Thus a perturbation of the flowrate or of the filtrability of the slurry will be easily handled.

We will study the variation of the production cost in terms of j, for a manual filter. The labour cost is important in this estimation because this one will increase with the frequency of cycles.

In order to evaluate the daily labour period, we can consider two cases :

- Case number one :

The manpower utilization period depends on the filtration area. The daily work-hours are then 24/(1+j) ; so, for a manpower cost of 50 FF/hour :

$$CMF_1 = \frac{24 \times 50 \times 1.1}{1 + j} \qquad (13)$$

The coefficient 1.1 corresponds to the maintenance.

- Case number two :

The manpower utilization time is proportional to the area of the filter. In this case, we will express the cost as follows :

$$CMF_2 = \frac{24 \times 50 \times 1.1}{1 + j} \times \frac{\Omega}{\Omega_{opt}} \qquad (14)$$

For these two cases, the incidence of an increase of the filtration time with regard to the filtration down time has been evaluated according to the following conditions :

- filtration pressure : $\Delta p = 6$ bar
- filtration down time : $t_a = 1800$ s
- viscosity : $\eta = 10^{-3}$ Pa.s
- production : $M = 10^5$ kg/day of dry solids.

TABLE 1. OPERATING DATA

$\Delta p = 6$ bar	α $m.kg^{-1}$	m_1	W_1 kg/m^3	Ω_{opt} m^2	$(M/\Omega)_{opt}$	Fig.
Talc s = 0.075	$1.97\ 10^{11}$	1.71	90.6	130	32.1	7
Kaolin s = 0.200	$2.69\ 10^{12}$	1.46	282.6	277	15.0	8

CONCLUSIONS

- As illustrated on figures 7 and 8, the technical optimum and the economic optimum are different. The manpower cost leads to the increase of the filtration time compared with the down time filtration. This augmentation corresponds to the displacement of the economic optimum ; the easier the filtration the smaller is this displacement.

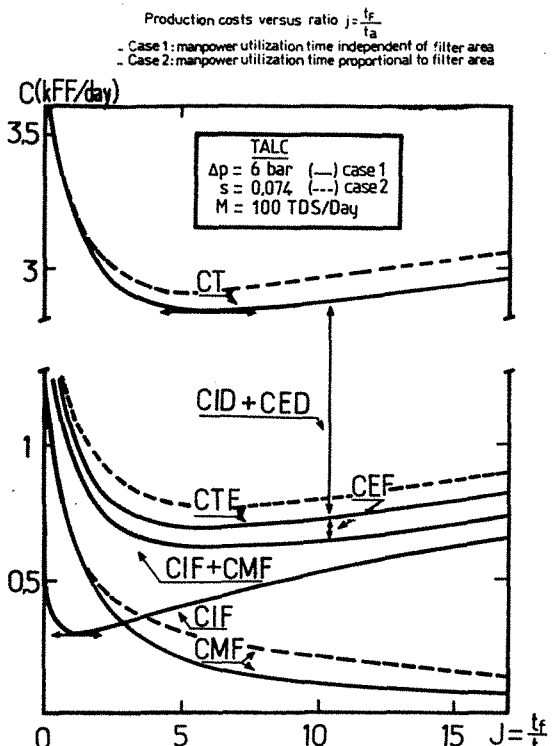


FIGURE n° 7

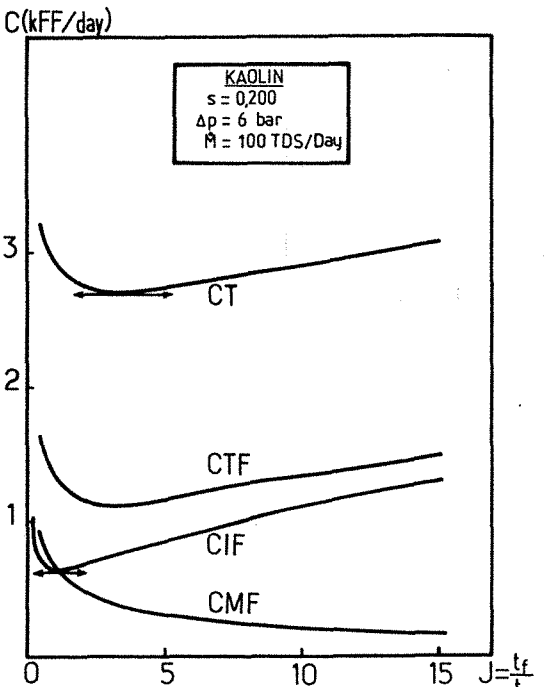


FIGURE n°8

- It is clear (case number two) that the filtration area has no influence on the manpower.

- In every case, the dryins cost is predominant in the global dewatering cost.

According to these considerations, it is now necessary to estimate the influence of the pressure on the operating cost.

TABLE 2. THE ECONOMIC OPTIMA POSITIONS

	Case number one		Case number two	
	J	Ω/Ω_{opt}	J	Ω/Ω_{opt}
Talc s = 0.075	6	1.43	5	1.34
Kaolin s = 0.200	3.5	1.20	-	-

5. FILTER WITH AUTOMATIZED CAKE DISCHARGE AND WASHING INFLUENCE OF THE PRESSURE

The increase of the filtration pressure leads to the reduction of the residual moisture of the cake and, consequently, of the drying cost. In this chapter, an attempt will be made to outline the saving realized by increasing the filtration pressure.

A filter press with automatized cake discharge and washing, fed with kaolin suspensions (s = 0.2) has been considered in this chapter.

In making the filtration and expression measurements for this study, the filtration-compression cell has been used and the main results are summarized in the following table.

TABLE 3

$\Delta p.10^{-5}$ Pascal	m_1	W kg.m^{-3}
2	1.56	290
5	1.47	283
6	1.46	282.6
10	1.39	277

We will arbitrarily take for calculations, a filtration area $\Omega = 1.2\ \Omega_{opt}$. The factor 1.2 is a safety coefficient introduced here in order to compensate some variation of production or feed materials.

Thus the filtration area required to produce $\dot{M}$ ton/day of dry solids is given by the equation (15 :

$$\Omega = \Omega_{opt} \left(\frac{\Delta p_o}{\Delta p}\right)^{\left(\frac{1-n}{2}\right)} \left(\frac{W_o}{W}\right)^{\left(\frac{1}{2}\right)} \left(\frac{1 + j}{2\sqrt{j}}\right) \qquad (15)$$

where - Ω_{opt} is the minimum area previously calculated for a filter working under $\Delta p_o = 6.10^5$ Pa ;
- W_o is the deposited solid mass per unit filtrate volume at constant pressure $\Delta p_o.W_o = 282.6$ kg.m^{-3} ;
- the security coefficient

$$\frac{1+j}{2\sqrt{j}} = 1.2$$

corresponds to the filtration time $t_F = 3.47t_a$.

In order to elucidate, as accurately as possible, the influence of the pressure, we will modify the invest cost expression by introducing the correctinf factor $0.88 + 0.02\ \Delta p/\Delta p_o$ (1). This correction is consistent with the view that, generally an increase of 20 % is admitted for a 10 bar pressure variation.

$$CIF = \Omega.C_{\Omega 2} \left(0.88 + 0.02\ \frac{\Delta p}{\Delta p_o}\right) \qquad (16)$$

For these considerations, we can establish a table of the different elements of the global cost (FF/day).

TABLE 4

Δp (bar)	CIF	CEF	CID	CED	CT
2	1037	7.6	127	1915	3087
5	857	19.6	112	1607	2596
6	825	23.6	111	1573	2532
10	750	40.1	100	1334	2223

These results are shown in figure 9 and lead to the following remarks and conclusions.

The energetic drying cost decreases quickly with the pressure. It is fairly obvious that such a variation is due to the reduction of the cake moisture. However, the energetic filtration cost remains negligible compared with the energetic drying cost.

For the invest costs, the diminution of the cake moisture does not modify the low drying invest cost, but reduces extremely the filtration invest cost which is still important.

This example shows that the pressure increase is an important controlling factor for savings. However, none experience has been realized at a higher pressure than 10 bars. Thus we can not define the economic optimum position. The invest filtration cost seems to increase beyond this value.

$$\frac{M}{\Omega} = \frac{\dot{M}\ t_a\ (1+j)}{\Omega} \rightarrow j = 3.47$$

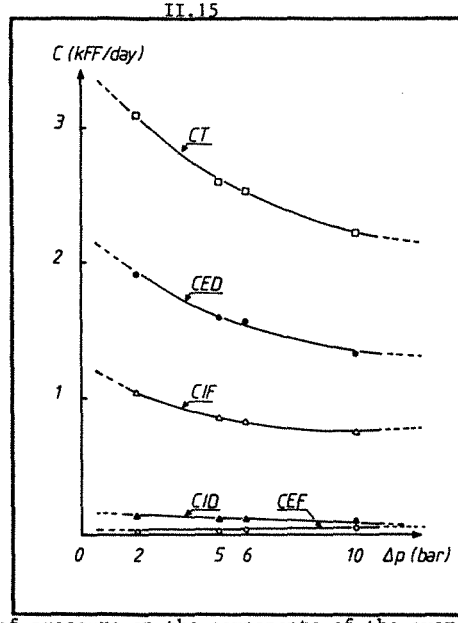


Figure 9. Influence of pressure on the components of the overall filtration cost (filtration of kaolin on a filter with automatic cake discharge and washing).

6. PRESSING BELT FILTER SHORT CYCLE OPERATIONS

The membrane filter with short automatized cycles increases the productivity.

For the same filtration area, the average filter productivity is represented, as illustrated in figure 10, by the slope of the straight line running from the origin and tangent to the curve M vs cycle length. The shorter the filtration down time, the higher is the slope. Therefore, the productivity bonus is high with this type of filter.

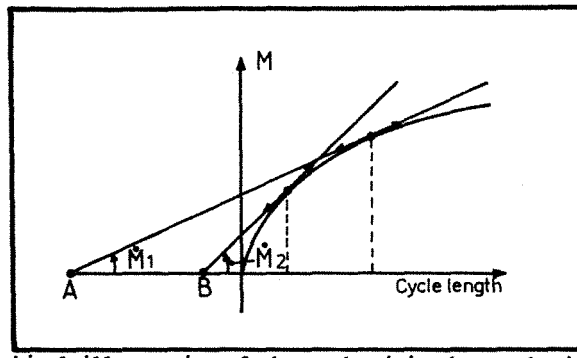


Figure 10. Graphical illustration of the productivity bonus obtained by reducing the cycle length.
- $(A,\dot{M}_1)$ standard membrane filter
- $(B,\dot{M}_2)$ membrane filter with sort automatic cycles

This benefit can be discussed as follows :

- the unit filtration area is much more expensive compared with conventional filters, but its reduction of moisture compensates this extra cost ;

- the ability to provide higher cake dry solids has an interesting significance in the reduction of the energetic drying cost.

By way of illustration, let us consider a practical application and first, let us give the basic equations.

For a dry solids output M kg per cycle, the filtration down time is given by :

$$t_F = \frac{\alpha\eta}{2\Omega^2\Delta pW} \cdot M^2 \qquad (5)$$

and the squeeze pressure time :

$$t_c = -\frac{4.\mathrm{Ln}(1-U_c)}{\pi^2.C_{eF}.\Omega^2} \cdot M^2 \qquad (17)$$

This relation corresponds to the first step of the cake compression and can be admitted as a first approximation if $U_c \leq 0.9$ (figure 4).

Thus the total operation time (filtration and pressing) is proportional to the square of the output rate M and can be written :

$$t_{F+C} = \frac{\alpha\eta}{2\Omega^2\Delta pW}(1+D).M^2 \qquad (18)$$

with $$D = -8\frac{\Delta p\ W\ \mathrm{Ln}(1-U_c)}{\pi^2.\alpha.\eta.C_{eF}} \qquad (19)$$

or for greater simplicity :

$$t_{F+C} = a(1+D)M^2$$

The equations (5) and (18) are mathematically equivalent.

As previously demonstrated (equation 11), the optimum filtration area can be calculated with the following relation :

$$\Omega_{opt} = \frac{2\alpha_o\eta(1+D_o)t_a}{\Delta p_o.W_o} \cdot \dot{M} \qquad (20)$$

with $$D_o = -8\frac{\Delta p_o^{(1-n)}W_o\ \mathrm{Ln}(1-U_c)}{\pi^2.\alpha_o.\eta.\ C_{eF}} \qquad (21)$$

The filtration area in terms of the optimum area Ω_{opt}, under Δp_o, can be expressed for any pressure, by the relation :

$$\Omega = \Omega_{opt} \left(\frac{\Delta p_o}{\Delta p}\right)^{\left(\frac{1-n}{2}\right)} \left(\frac{W_o}{W}\right)^{\left(\frac{1}{2}\right)} \left(\frac{1+D}{1+D_o}\right)^{\left(\frac{1}{2}\right)} \left(\frac{1+j}{2\sqrt{j}}\right) \qquad (22)$$

$\left(\frac{1+j}{2\sqrt{j}}\right)$ is the security coefficient previously commented.

The piston press described in figure 3 has been used for the prediction and the estimation of filter-belt presses performances. The laboratory tests realized in this cell with kaolin suspensions (s = 0.2) lead to the experimental results commented in this chapter.

TABLE 5

Δp bar	L_1 cm	L_∞ cm	W_o cm	M/Ω $kg.m^{-2}$	W $kg.m^{-3}$	m_1	m_2
2	1.195	0.98	0.489	12.7	290	1.56	1.408
5	1.085	0.91	0.491	12.7	283.1	1.47	1.343
6	1.06	0.87	0.480	12.4	282.6	1.46	1.329
10	0.965	0.82	0.483	12.4	277	1.39	1.281

m_1 and m_2 are respectively the moisture ratio at the end of the filtration period and the compression step.

The main experimental relations between the traditional filtration-compression operation variables and the pressure are given in the following lines.

- average specific filtration resistance vs Δp (Pascal)

$$\alpha = 2.33\times10^{9}\ \Delta p^{0.53}$$

- coefficient of primary consolidation vs Δp

$$C_{eF} = 4.33\times10^{-5}\ \Delta p^{0.74}$$

- mass of solid deposited per m^3 filtrate vs Δp (Pascal)

$$W = 413.5\ \Delta p^{-0.0289}$$

Then, let us evaluate the optimum filtration area, for a filter working under Δp = 6 bar with a down filtration time t_a = 120 s and a dry solids output $\dot{M} = 10^5$ kg/day. By varying the compression time, cake dryness can be controlled; we will choose, for this calculation, an average consolidation ratio U_c = 0.9.

Thus $\Omega_{opt} = 76.4\ m^2$.

This area leads to a solid mass deposited per unit filtration area :

$$\frac{2t_a.\dot{M}}{24 \times 3600 \times \Omega_{opt}} = 3.64\ kg.m^{-2}$$

For different pressures, equation (22) gives the filtration invest cost. For such filters, the unit area cost of the membrane is 23 FF/m^2.day.

In another way, it is possible to evaluate the costs CEF, CID and CED with equations (2), (3) and (4) if the variation of the final moisture ratio in terms of the operating pressure, is known.

All these considerations lead to the results summarized in table 6 (costs in FF/day).

TABLE 6

Δp bar	Ω m^2	$\frac{M}{\Omega}$ $kg.m^2$	CIF	CEF	CIS	CES	CT
2	119	5.2	2760	8	103	1395	4266
5	96	6.5	2208	20.3	93	1173	3494
6	92	6.7	2116	24.5	90	1125	3356
10	82	7.6	1886	41	83	961	2971

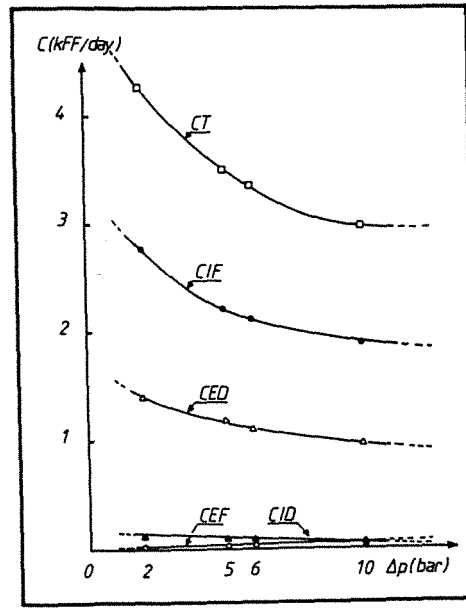


Figure 11. Variation of the components of the overall cost with the operating pressure (membrane filter with short automatic cycles fed with a kaolin suspension and controlled to give a fixed average consolidation ratio U_c).

These data are represented in figure 11 which leads to the following remarks.

Filtration areas are reduced with regard to the preceding case (chapter IV, figure 9), but the relatively complex nature of the pressing filter leads to an important augmentation of the global operating cost. However, savings are realized during the thermal drying.

Like in the preceeding case, an improvement of the energetic and economic balance is noticed when the pressure increases and an optimum can be well predicted at a higher pressure than 10 bar.

7. DRAINING AND PRESSING OF FLOCCULATED SLUDGES

This type of dewatering became a practical proposition for sludge pressing only with the availability of water soluble polyelectrolytes of high molecular weight for conditioning the considered material before dewatering.

Some of these polyelectrolytes are so effective as coagulants that they convert a homogeneous sludge into a heterogeneous mixture of large flocs and water from which the water may be readily separated.

This dewatering method is the basic principle of commercial filter belt presses. There are three main stages in the operation of a belt press :

- chemical conditioning of the feed ;
- gravity dewatering to a non-fluid consistency ;
- compression of the pre-dewatered sludge.

The squeeze pressure time which is a variable is of great importance for the productivity.

Earlier chapters have covered running cost aspects of different equipment used in the solid-liquid separation of unconditioned sludges. In the preceeding chapter, the two steps of this operation were distinguished and so, the influence of the complementary pressing period was elucidated. The same theme is continued in this chapter where discussion of other essential operating parameters is included.

Thus, we will estimate the pressing cost in terms of dry solids deposited per unit filtration area.

The influence of the squeeze pressure time and of the average consolidation ratio will be respectively discussed.

As shown in figure 5, the flocculated sludges behaviour during the compression, is similar to the semi-solid materials behaviour which is accuratly described by SHIRATO-TERZAGHI-VOIGT model. Because of the relatively high complexity of the U_c vs t_c mathematical expression, we will use our experimental measurements, in this study (4).

Now, we will give a practical view of these considerations. Let us define the filtration area :

$$\Omega = \frac{\dot{M}.t_c}{M/\Omega}$$

The experimental values are summarized in table 7 and have been realized with $\Delta p = 4$ bar. In this first part, the compression time t_c has been approximatively fixed to one hundred seconds and the influence of the thickness of cake has been

studied. Table 7 shows the variation of values previously discussed in terms of the initial cake thickness.

TABLE 7

M/Ω $kg.m^{-2}$	t_c s	U_c	ω_o cm	L_∞ cm	L_1 cm	m_1	m_2	$\Omega\ m^2$
5,7	121	0,9	0,221	0,505	0,92	2,22	1,57	24,6
13,2	121	0,47	0,510	1,175	2,5	2,51	2,03	10,6
26,5	121	0,267	1,021	2,34	4,8	2,43	2,18	5,3

Correct conditioning of feed sludge makes available for dewatering both the free water originally contained in the sludge and the intercellular water, previously chemically bound during the flocculation. Thus, after the draining phase, the sludge retains much more water than an unconditioned cake deposited during a traditional filtration phase.

At the end of this gravity dewatering, the sludge is sandwiched and the compaction phase beings. When the pressure dewatering cycle is short, the misture ratio m_2 remains higher than for non-flocculated kaolin.

However, the suppression of a classical filtration phase leads to an appreciable reduction of the filtration area and consequently, to the decrease of separation invest cost.

As illustrated in table 8, these benefits are greater when the cake thickness is smaller.

In another way, the drying cost is more important because of the higher residual moisture.

In this operation, the chemical conditioning cost must be added to the global cost. The evaluation of this extra cost may be taken into account as follows.

We have determined the correct polyelectrolyte dosage needed to achieve the best floc formation. Too low a dose left some of the kaolin unconditioned and gives poor drainage. With too high a dosage the excess polyelectrolyte is wasted and that part which appears in the free water reduces drainage efficiency. According to these considerations, we have chosen a 1 ‰ dose of cationic polyelectrolyte but our investigation does not pretend to be exhaustive. For a 100 ton/day D.S. production, this dosage corresponds to a 100 kg polyelectrolyte consumption per day. Thus the daily conditioning agent cost will be 2000 FF/day if a low price polymer is used (20 FF/kg). We will add to this cost, 8 FF per day in order to take into account the flocculation equipment investment and the energetic flocculation cost.

The pressing costs repartition is given in table 8 (FF/day).

TABLE 8

Constant pressing time t_c = 121 s
pressure Δp = 4 bar

M/Ω	CT floc	CIF	CEF	CIS	CES	CT
5.7	2008	2706	2.88	128	1949	6793
13.2	2008	1167	2.14	200	3522	6890
26.5	2008	583	1.10	224	7455	10271

It is fairly obvious that, in the chosen conditions (kaolin, concentrated sludges), the flocculation - draining and pressing operation is not economically acceptable. The explanation of such a remark lies in high price of polyelectrolytes and in the increase of the energetic drying cost. Thus the material considered is quite unrealistic.

However, according to figure 12, the production of "very thin" dry cakes in a relatively short time is a good improvement. As shown in this figure, an economical optimum appears for an input feed of 9 kg. DS per unit working filtration area.

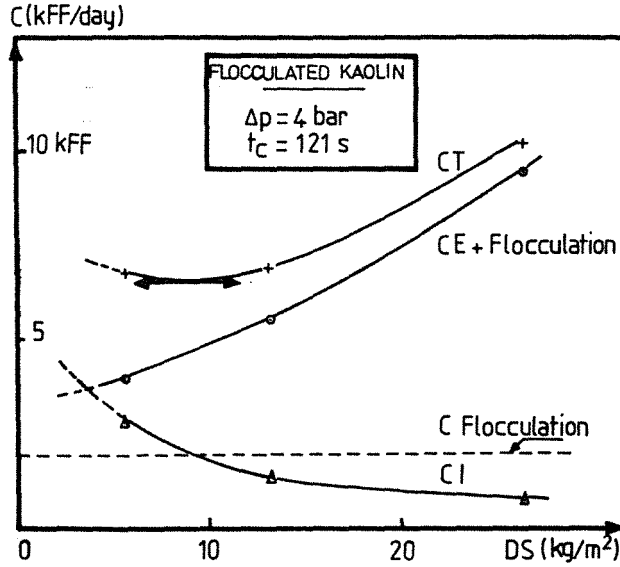


Figure 12. Estimation of the pressing cost in terms of dry solids deposited per unit filtration area - influence of the squeeze pressure time.

In the preceeding case, the economical calculations have been realized for a constant compression time. The cake dryness can be only controlled by varying the squeeze pressure time. It is the reason why we will now estimate the different costs for a constant average compression ratio $U_c = 0.90$. This second case will elucidate more completely the influence of the cake thickness.

The pressing time and the filtration areas required to obtain the average consolidation ratio $U_c = 0.90$ are :

TABLE 9

M/Ω kg/m^2	t_c s	Ω m^2
5.7	121	24.6
13.2	484	42.5
26.5	1444	63.1

TABLE 10

M/Ω	CT floc	CIF	CEF	CID	CED	CT
5.7	2008	2706	2.88	128.2	1949.5	6794.5
13.2	2008	4668	2.14	133.7	2069.1	8880.94
26.5	2008	6937	1.10	131.7	2024.7	11102.5

These results (figure 13) show that the increase of the compression time due to the cake thickness augmentation, leads to high costs.

8. CONCLUSION

First, the difference between the technical and the economic optimum has been shown in the case of a manual filtration.

Then, we have elucidated the pressure influence on the cost of a separation realized with a fully automatic filter and with a pressing filter. In both cases, the energetic cost of the mechanical separation is negligible ; consequently, a benefit is realized under high pressure. The pressing filter, in spite of its higher capital investment, is advisible because good performances can be obtained during the compression phase. Thus, savings may be realized during the thermal drying.

The pressing band filter is not well adopted to the sludges considered in this study. First, conditioning chemicals are very expensive though the flocculant demand of a sludge in broad terms, is, a feature of the sludge itself, not of the process subsequently applied to dewater the flocculated mass. Then, the residual moisture of flocculated compressed sludges is higher than the moisture of unconditioned pressed cakes. Finally, the higher capital invest cost is not compensated by the reduction of the required filtration area. An operational aspect, in

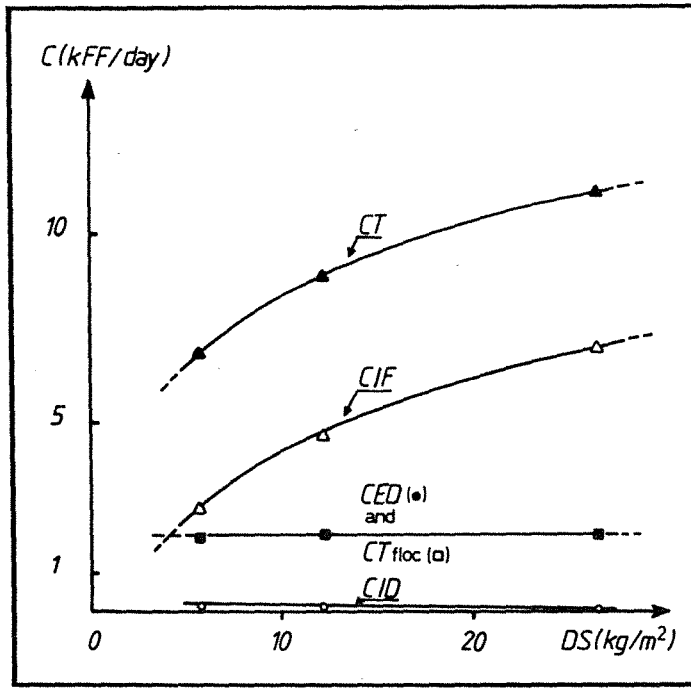


Figure 13. Evaluation of the pressing cost in terms of dry solids deposited per unit filtration area
- influence of the average consolidation ratio
- material : flocculated kaolin
- operating pressure : $\Delta p = 4$ bar
- average consolidation ratio : $U_c = 0.90$.

favour of filter belt presses is that the efficiency of the conditioning process and the effect of changing feed sludge nature or concentration can be immediately assessed by visual observation. In other words, it is not necessary to wait until the filter cake is formed before making adjustements. This undesigned extra cost is much more difficult to assess, but sometimes may be of a great importance in the operating cost. Finally, the very simple and robust nature of the machine may reduce the maintenance cost when particular products are filtered.

However, these conclusions are based on theoretical evaluation and consequently, we advise users to manipulate carefully these results. We hope that this study will form a guide to the selection and costing of solid-liquid separation processes in terms of :

- the invest costs of compared apparatus ;
- the thermal drying operation cost ;
- the feed sludge solids concentration and of its aptitude to the flocculation ;
- the average specific resistance of the slurry and its compressibility.

This study does not pretend to be exhaustive. A concise guide cannot be a complete catalogue.

9. NOMENCLATURE

B	Creep constant representing the ratio of consolidation by secondary consolidation to total consolidation (-)
C_e	modified consolidation coefficient ($\equiv C_{eF}$), (m^2/s)
CED	energetic cost drying, (FF/day)
CEF	energetic cost filtration, (FF/day)
CID	invest cost drying, (FF/day)
CIF	invest cost filtration, (FF/day)
C_{MF}	manpower filtration cost, (FF/day)
CT_{floc}	total flocculation cost, (FF/day)
CT	total operation cost, (FF/day)
D	equation (19)
E_F	filtration energy, (kwh/day)
i	number of drainage surfaces, (-)
j	ratio t_a/t_F, (-)
L	thickness of compressed cake at time t_c, (m)
L_1	cake thickness at $t_c = 0$, (m)
L_∞	L value at $t_c = \infty$, (m)
m	ratio of wet to dry mass of filter cake under operation pressure, (-)
M	dry solids production, (kg/day)
s	mass fraction of solids in slurry, (-)
S	dryness, (-)
t_a	filtration down time, (s)
t_c	consolidation time, (s)
t_F	filtration time, (s)
U_c	average consolidation ratio, (-)
W	mass of solid deposited per unit filtrate volume, (kg/m^3)

Greek letters

α_{av}	average specific resistance, ($m.kg^{-1}$)
δ	coefficient of secondary consolidation, (s^{-1})
Δp	operation pressure, (Pa)
η	filtrate viscosity, (cpoi)
μ	pump efficiency, (-)
ρ_l	true density of filtrate, (kg/m^3)
ρ_s	true density of solid, (kg/m^3)
ω_o	total solid volume of mixture per unit sectional area, (m)
Ω-Ω_{opt}	filtration area and its optimum value, (m^2)

10. REFERENCES AND LITERATURE CITED

1. P. LE GOFF, Coordinateur. "Energétique Industrielle", Ed. Technique et Documentation, Paris. Vol. 2 "Analyse économique et optimisation des procédés".
2. Société Belge de Filtration. "La filtration industrielle des liquides", Tome VI : "Exploitation et économie de l'installation de filtration", Louvain-la-Neuve, 1977.
3. J.H. BACKHURST, J.H. HARKER, Heinemann Chemical Engineering Series, "Process plant design".
4. M. SHIRATO, T. MURASE, A. TOKUNAGA, O. YAMADA, Journal of Chemical Engineering of Japan, Vol. 7, n° 3, 1974, pp. 229-231.
5. Ning Hsing Chen, Chemical Engineering, July 1978, pp. 97-101, "Liquid-solid filtration. Generalized design and optimization equations".
6. D.B. PURCHAS, Filtration and Separation, March-April 1980, pp. 147-151, "A practical view of filtration theory".

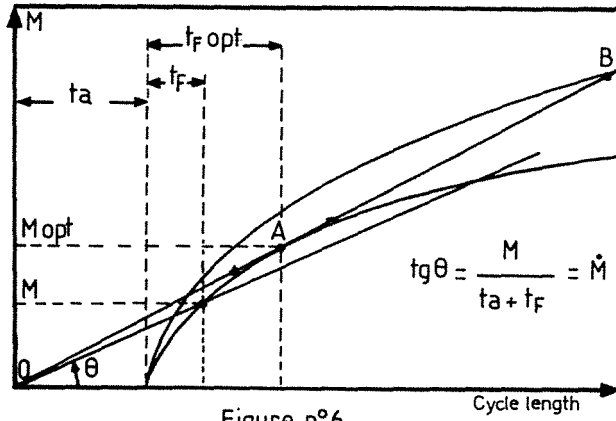


Figure n°6

Figure 6. Graphical determination of optimum operation conditions

- point A : optimum production $\dot{M}_{opt} = \frac{M_{opt}}{t_a + t_F}$, $t_F = t_a$
- point B : an identical production may be obtained with a larger filtration area

$$\dot{M} = \frac{M}{t_a(j+1)}, \qquad t_F = j t_a$$

Thus in optimum conditions, the production of solids per cycle is $M = 2.t_a.\dot{M}$ and the filtration law is :

$$t_F = t_a = \frac{\alpha\eta}{2\Omega^2_{opt}.\Delta p.W}(2t_a\dot{M})^2$$

Thus the minimum filtration area is :

$$\Omega_{opt} = \sqrt{\frac{2\ \alpha\eta\ t_a}{\Delta p\ .\ W}}\ .\ \dot{M} \qquad (11)$$

An identical problem can be obtained with a larger filtration area. In this case, the filtration time will be different from the filtration down time.

$$t_F = j.t_a$$

and the filtration area required for a flowrate $\dot{M}$ is given by the following equation :

$$\Omega = \Omega_{opt}\left(\frac{j+1}{2\sqrt{j}}\right) \qquad (12)$$

ABSTRACT

About twenty per cent of combustible energy burned by french industry is used for dewatering processes ; consequently dehydration techniques which involve *low energetic consumption* have rapidily accelerated over the past ten years. For example, we can mention mechanical pressing with an energy consumption twenty per cent lower than its thermal equivalent. Practical application of mechanical compression is very well adapted to actual technical and economical requirements.

Dewatering by filtration has been investigated, but expression remains very poor. This lack of theory is specially prejudicial in the following fields : ores purification, water treatment and generally speaking in the environmental area and in the industries specialized in the treatment of agricultural products.

The main objective of the present research is *to develope a systematic approach to the very diversified problems of dehydration* encountered in the afaresowd areas.

The present study is divided in four main chapters organized around the following subjects :

CHAPTER 1. The corvety of equipment appropriate to the expression mechanism is presented taking into account the fluidity of the concerned material. Fluid and non fluid systems determine two broad categories of equipment which are described in order to *underline the present tendencies.*

CHAPTER 2. Numerous theories of one dimensional consolidation have been formulated for soils mechanic requirements. These considerations are analysed in a *bibliographical review* completed by the abstracts of the mains theoretical and experimental works realized in the considered fields. Then, taking into account soil consolidation basis, *a formulation of equations required for the analysis of the various experiments,* is reformulated. Finally simplified theories are presented.

CHAPTER 3. Three steps in the *experimental work* are described and analysed in order to bring out an approximate method well adapted to the expression of industrial products. This chapter is characterized by a progression towards simplified analysis by numerical treatment and semi-theoretical models.

CHAPTER 4. A *theoretical evaluation of technical, energetic and economic optima* with practical examples is presented through an attempt to establish a general strategy suitable for filtration-compression and pressing processes. This chapter also includes the fourth step of the experimental work.

The main conclusions are presented in the fllowing lines in an illustrated description.

Firstly the technological review shows for filtration-compression equipments three tendencies. Thin layers must be expressed through short automatized cycles under high pressure. On the other hand, *pressing equipments* seem to be still designed by *empirical procedures.*

Secondly a *prospective research about works* realized in the studied fields reveals that theoretical approaches of the one-dimensional consolidation of clay soils are accurate and numerous. The authors, BOLTZMANN (1875), TERZAGHI (1925), TAYLOR (1940), GIBSON and LO (1960) and more recently SIVARAM and SWAMEE (1977), are for the first five, the precursors of the traditional analytical method. The two last have developped an original semi-theoretical approach.

But, *very few pressing theories and experimental studies* of the expression of industrial products *have been realized*. This situation underlines a great lack and consequently *the necessity of an efficient tool to analyse industrial problems* through a simple experimental step.

Formulation of basis equations is realizable with the support of classical laxs such as DARCY's law and TERZAGHI's analogy. Solution of differential equations, provided by this way, leads to the expression of the average consolidation ratio given by the following equation

$$U_c = \frac{\text{variation of total volume at compression time } \theta_c}{\text{final variation of the total volume}}$$

This ratio is equivalent to classical transfer coefficient. Figure 21 gives the main formulations of U_c. In this table, theoretical and semi-theoretical models are given. The *progression from complete analytical equations to simpler* ones corresponds with the practical requirements associated to the encreased emphasis of this technique in recent years.

The last equation, called *"simplissime" model permits an overall approach to the phenomenon,* described until now by two compression steps. Such an approach is proposed in order to take into account, in the future, the slow build up of effective stresses produced during hydrodynamic compression. This gradual increase of the solid pressure is well described by the original *TERZAGHI's piston-spring analogy.*

In addition, this last model gives a correct account of primary and secondary compression according to experimental work described in chapter III.

Experimental studies, begin with *experiments* performed with kaolin slurries. This first step shows the applicability of complete analytical equations (see figures 33, 34) and their validity to describe expression of flocculated kaolin sludges. The experimental equipment is designed to realize one dimensional compression according to an automatized procedure of measurements of the main variables. This apparatus corresponds to the classical filtration-compression cell.

The second experimental step, as shown in figure 23, *attempts to extend the aforesaid models to various applications of the pressing process.*

This tentative is successful in the main fields concerned by this proceeding. For example, expression of fruits, compaction of water sludges, and pressing of lucerne, can be studied experimentally and theoretically analysed through the complete, the semi-theoretical or the simplified procedure above mentioned.

The third step is entirely devoted to *the study of water sludge expression* which presents a real practical interest. Residues of water treatment operations in the form of very soupy sludges present many problems of storage and of evacuation, for they constitute an environmental deterioration factor. Operating variables such as pressure, total mass of mixture per unit area, temperature and floculant dose are taken into account. An attempt, to correlate the modified consolidation coefficients C_e, K_e to the operationnal variables, is made. These coefficients appear in most models and are useful for practical applications be-

cause of their importance for forecasting in a first compression stage.

As a first approximation, K_e can be written as follows :

$$K_{e,théo} \equiv \frac{A}{\Delta p^{(n-1)} . \mu . \omega^2}$$

where - Δp is the applied pressure
- μ is the dynamic viscosity
- ω is the total mass of mixture per unit area

and A represents a constant given by

$$A \equiv \frac{4i^2}{\pi} \cdot \rho_s \cdot \frac{(1-n)}{C_c . \overline{\alpha}}$$

where - i is the number of drainage surfaces
- n is the compressibility coefficient
- ρ_s is the true density of solid
- C_c is a constant in the relation e versus ΔP
- $\overline{\alpha}$ is the average specific filtration resistance.

Figure 67 shows the agreement between calculated and measured values.

The *last chapter begins with an economic evaluation of the importance of the industrial dewatering* of agricultural products. This overview underlines the great importance of these processes in a saving energy politics. Sugar beets pulps pressing is the case choosen to give a numerical appreciation. For example a two points increase of the outlet dryness of pressed pulps represents a saving of 30.000 TEP/year which is equivalent to 0,15 % of the annual potential saving in energy for french industry. Figure 70 illustrates the evolution of fuel-oil compared with the overall dewatering cost, over the last ten years. A great effort has been accomplished in the industries concerned.

No theorical guidance is available either from the operational or design aspect of screw presses widely used for beet pulps treatment. For this reason, *the second part of this chapter is a tentative forecast of the behaviour of pulps during one-directionnal compression* on the basis of the laboratory procedure previously described. The influence of different physical factors ("pulp age", initial loading, temperature, chemical factors, pressure and its rate of application...) are studied. For example, a roughly 50 % decrease on the initial loading gives a two point increase in the outlet dryness of pressed pulps. An increase of adjuvant dose equivalent to the concentration of presses juice leads to a great improvement in the material's ability to be pressed. In this case, 38 % more water is eliminated. Finally, the importance of the rate of expression is underlined. The juice eliminated by pressing is twice and the rate is divided by twenty.

The analysis of compression processes leads to a good agreement between measured variations of the average consolidation ratio, U_c versus the compression time, θ_c, and calculated values obtained on the basis of the "simplissime" model. This simple relationship between U_c and θ_c is an useful practical tool for the prediction of the amount of dehydration. Each curve is identified by two parameters which are very accessible by numerical treatment. Hence this solution is easily utilized in practise.

The third part beings with a study of the optimizing of a pulp pressing and drying sequence. Then a generalized optimization technique is proposed to predict maximum production and minimum total cost for each of the various types of commercial filters.

After the presentation of the problem in its general context, the first part is axed on research of financial and energetical optima according to a general theory initially developped by P. LE GOFF. This study underlines the influence of the consumption of separating agents on the economic optimum. Then the energy contents of each input are taken into account in order to evaluate the energetic level of the optimum operating conditions. This methodology is illustrated by a diagram (figure 100). Firstly called Energy-Cost characteristic (CAREC) by the above mentionned author. This representation is specially suitable for examining the two corresponding optima. For the choosen example, it can be easily demonstrated that an initial objective of reducing energy consumption may be transformed to the opposite tendance because of the market demand which has a great influence on the price of separating agents. Finally, the evaluation of the financial optimum expressed in currency is a good method to appreciate the real problem concerning energetic dependence. Hence this last approach takes into account the importation rates of inputs.

The last part of this chapter shows that *experiments and models previously reported are good supports for establishing an economic and technical optimization strategy.* This attempt concerns the principal types of commercial filters but the difficulty of comparison must be underlined and can be explained considering the initial design. Broadly speaking, solid-liquid separation equipments are often designed for particular applications.

Theoretical and experimental investigations reported in this thesis demonstrate the possibility of a useful mathematical tool for industrial analysis of constant pressure expression of various materials. The entire processes can be evaluated according to the proposed economic, energetic and technical approaches.

ZUSAMMENFASSUNG

In der Französischen Industrie, wird zirka 20% der brennbachen Energie für Wasserauslösungsvorgänge verbraucht. Darum entwickeln sich die Wasserentziehungsmethoden mit niedrigen Energiekosten. Die mekanische Pressung, zum Beispiel, benödigt ungefähe 20 mal weniger Energie als die Thermischen Methoden.

Die technologische Verwendung der mekanischen Pressung ist mit den heutigen Erfördernisse in beeinigung, und ist auch für die Umweltschutzprobleme geeignet. Wenn man im Bereich der Filtrierung-Pressung Agromechaniktheorien anwandte, die Entwasserung der Tresterkuchen durch Lehnfiltrierung erlaubten, ist es nicht desgleichen mit der mechanischen Wasserentziehung für Verbreidungsprodukte zum Beispiel in der Mineralien Industrie, der Umwelt, und der Nahrungswirtschaft. Darum soll die vorgeschlagene Arbeit von D. LECLERC und J.C. CHARPENTIER eine systematische Beistellung der Entwasserungskinetik ungelösten und wasserigen Produkten bearbeiten so wie ungelösten Mineralien von Talk und Kaolin, städtisches Abschlamm, und Landwirtschaftsprodukten (Stengelklee, Schwarze Johannisbeeren, Rübepulpe).

Diese Arbeit besteht aus 4 Teile :

- Im ERSTEN KAPITEL, wird die technologische Entwicklung der Pressungsanlagen dargestellt, so wie Filterpressen oder Pressen.

Wir werden auf die aktuellen Grundzügen des Betriebes bestehen, die uns in die Probeforschungen der aufeinanderfolgenden Handlung geleiten haben.

Im Bereich der Filterpressen, gib es eine sehr klare Tendenz Filtern einzustellen, die dünnen Schischten in kurzen automatisierten Zyklen und unter hochen Druck bearbeiten können.

Im gegenteil, gib es keine prezisen Regeln im Bereich der Schraubpressen, die noch sehr erfahrungsmäßig scheinen.

- Im ZWEITEN KAPITEL, wird eine volle Bibliographie den Theorien über die unidimensionale Verstärkung der Boden, und einigen grundsätzlischen und experimentalischen Arbeiten über die Pressung dargestellt.

Diese Analyse zeigt daß, trotz einer wichtigen Wissenschaft im Bereich der Boden und Fluidum Mechanik, das Chemiewesen oder das Wesen den Ver-fahren keine Pressungstheorien hat (Chemie Industrie und Nahrungswirtschaft).

Die Abfassung Gesamttheorien könnten sehr alten und einfachen Betrachtungen wiederhohlen (BOLTZMANN-TERZAGHI) um sie entwickeln, mit dem Ziel sie leichter benutzen und sie der numerischen Behandlung anpassen.

Auf dem experimentalischen Gebiet, sind die möglichkeiten noch weiter, weil die experimentalischen Arbeiten auf industrie Produkte, hinsichtlisch auf Kompression sehr selten und öfters wenig ausgearbeit sind in ihrer Interpretation.

Deswegen formulieren wir die differential Equation ansprechend der Beziehung zwischen Zwang und Verzerrung vereinigt mit dem KELVIN-VOIGT Element.

Die Kompression Stufe U_c (anfänglish hergestellt von TAYLOR und später von SHIRATO) ist :

$$U_c = \frac{\text{Anderung des total Volumen bezüglisch der Kompressionszeit } \theta_c}{\text{Endänderung des total Volumen}}$$

Dieser Prozentsatz ist die Grundgröße unsere Arbeit.

Die Figur 21 zigt eine Entwicklung zu den halb-theoretischen Modelen von SIVARAM und SWAMEE und dem einfachen Model den wir später rechtfertigen werden.

- Der DRITTE KAPITEL (Fig. 23) zeigt die drei ersten Etapen einer experimental Arbeit die eine Methodologie der Wasserentziehung der industrie Produkte auslösen soll.

1. Die erste Etape ist auf Kaolin Suspensionen ausgearbeitet worden. Sie bestätigt die Anwendung der Bodenmekanik Modelen : Primärkompression (Hydrodynamische Kompression), und Sekundärkompression (Kriechen).

2. Die zweite Etape ist hauptsächlich auf Stengelklee und zerstoßene. Schwarze Johannisbeeren und städtisches Abschlumm realisiert worden. Sie erlaubt den Gebrauch der halb-theoretischen Modelen auszubreiten.

3. Die dritte Etape ist auf städtisches Abschlamm ausgearbeitet worden. Es handelt sich um den Einfluß der Operationsveränderlichen (Druck, Last, Temperatur...). Sie zeigt daß es möglich ist, im Ausdruck $U_c = \sqrt{K_e}.\sqrt{\theta_c}$ $(\lim_{\theta_c \to 0} U_c)$, K_e darstellen mit :

$$K_{e,theo} = \frac{A}{\Delta p^{(n-1)}.\mu.\omega^2}$$

Δp : Druck
μ : Dynamische Viskosität
ω : Last je Entwässerungsfläche

$$\text{und} \quad A = \frac{4i^2}{\pi} . \rho_s . \frac{(1-n)}{C_c.\overline{\alpha}}$$

ρ_s : Masse je Volumeneinheit
i : Zahl den Entwässerungsflächen
n : Preßbarkeit Koeffizient
C_c : Konstante
$\overline{\alpha}$: Spezifischer Bodenwiderstand

- Der VIERTE KAPITEL betrifft die Kompression der Rübepulpen.

. Zu erst, eine Wirtschaftsschätzung : Fig. 70
. Der zweite Teil, der eine Experimentalarbeit ist, besteht aus drei Teile :

1. Eine semi-quantitative Analyse des Einflußes der Operationsveränderlichen so wie : "Alter der Pulpen, Last, Temperatur, Druck, ...

2. Eine experimentalische Rechtfertigung der halb-theoretischen Modelen.

3. Eine Wirtschafts und Energie Analyse von dem Einfluß der Zusätze des Pressen. Sie erlaubt nutzbare optima festzusetzen mit der Darstellung ENERGIE-KOST "CAREC" (Fig. 100).

Zum Schluß, zeigen wir daß die mathematischen Modelen der Kompression sehr nützlichen und einfachen Werkzeugen sind für die Analyse des Einflußes der Operations veränderliche, und daß sie einflußreichlich beitragen zu der Schätzung der technischen und wirtschaftlichen ausführbaren Fortschritten.

institut
national
polytechnique
de lorraine

Le Président

N/Réf. : Scol.

AUTORISATION DE SOUTENANCE DE THESE DE DOCTORAT-D'INGENIEUR

-:-:-:-:-:-:-:-:-:-:-:-:-:-:-:-

VU LE RAPPORT ETABLI PAR :

Monsieur J-C. CHARPENTIER - Directeur de Recherche -

le Président de l'Institut National Polytechnique de Lorraine autorise :

Monsieur REBOUILLAT Serge

à soutenir, devant l'I.N.P.L., une thèse intitulée :

"DESHYDRATATION PAR FILTRATION-PRESSAGE : MODELISATION DE LA COMPRESSION UNIDIRECTIONNELLE DE PRODUITS HUMIDES DIVERS. RECHERCHE D'OPTIMUMS TECHNIQUES, ECONOMIQUES ET ENERGETIQUES D'OPERATIONS DE PRESSAGE."

en vue de l'obtention du titre de DOCTEUR-INGENIEUR

Spécialité *"GENIE CHIMIQUE"*

Fait à NANCY, le *6 Mai 1983*

Le Président de l'I.N.P.L.

INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE LORRAINE NANCY

M. LUCIUS

Déshydratation par filtration-pressage

L'élimination d'eau par voie mécanique apporte des solutions aux problèmes d'environnement apparus dès l'utilisation massive des moyens de production industrielle. Cette technique s'insère parmi les solutions de type énergétique adoptées par les décideurs publics et privés alors que l'ère de l'énergie à bon marché s'achevait.

Sur le plan technologique ces tendances se sont concrétisées par l'apparition sur le marché de dispositifs variés associant le plus souvent, la filtration à la compression mécanique. La première partie de ce mémoire relate cette diversification très évolutive et souligne la part d'empirisme qui subsiste lors de la mise en oeuvre de ces équipements.

La compression unidirectionnelle, qui correspond à un concept scientifique très ancien et connu en mécanique des sols, est reprise, dans ses fondements théoriques, pour réaliser une approche systématique de la cinétique de déshydratation de suspensions et de produits humides divers.

A travers un protocole opératoire simple et une exploitation progressivement allégée grâce à un outil mathématique adapté au traitement numérique, on propose une méthologie d'approche du pressage de produits rencontrés dans les secteurs du traitement des minerais, de l'environnement et de l'industrie agro-alimentaire.

Dans ces domaines, force est de reconnaître que la substitution travail-chaleur est l'un des points forts des économies d'énergie réalisables. A partir d'une évaluation chiffrée de l'importance économique d'opérations de déshydratation, telles que le pressage-séchage des pulpes de betteraves, on démontre l'intérêt de fournir une procédure de recherche des optimums technique, économique, et énergétique de ce processus global.

La dernière partie de cette thèse est entièrement consacrée à cet aspect. Elle montre, à partir d'exemples concrets, comment mettre à profit les acquis théoriques et expérimentaux de cette étude et fournit une méthodologie simple d'appréciation des trois catégories d'extremums. Enfin, une évaluation succinte de l'incidence, sur l'optimum en devises, des taux d'importation des intrants d'une séquence de pressage-séchage, permet de pressentir la notion d'équilibre de la balance des paiements dans le domaine considéré.