

GCS

TH
M 11

THÈSE

MINISTÈRE DE L'AGRICULTURE
STATION D'AGRONOMIE
BIBLIOTHÈQUE

Présentée

Domaine Saint-Paul
84 - MONTFAVET

A LA FACULTÉ DES SCIENCES

DE L'UNIVERSITÉ DE GRENOBLE

Pour obtenir

LE GRADE DE DOCTEUR DE SPECIALITÉ (2^e Cycle)

Spécialité : Mécanique des solides

Option : Mécanique des sols

par

Alain FAURE

CONTRIBUTION A L'ETUDE EXPERIMENTALE

DE L'ACTION D'UN VERSOIR SUR LE SOL

Soutenue le 20 décembre 1968 devant la Commission d'examen

MM. J. KRAVTCHENKO Président

L. SANTON

P. SIRIEYS

J. BIAREZ

S. HENIN

} Examineurs

Invité

22 SEP. 1972

ANALYSE SOMMAIRE

Ce travail comporte une étude bibliographique critique effectuée en vue de préciser les résultats acquis par les chercheurs ayant déjà étudié le comportement d'un sol travaillé par un versoir. Une classification des versoirs est proposée et un certain nombre de grandeurs caractéristiques se sont trouvées ainsi définies. Il ressort de cet examen qu'il est nécessaire de reprendre ces recherches en partant de la théorie de la mécanique d'un milieu déformable.

Le dernier chapitre relate une première série d'expériences réalisées sur des modèles simplifiés et un sol artificiel. Les résultats montrent que cette approche doit permettre d'attaquer, avec des chances de succès, le problème général de l'action des versoirs.

°
° °

SOMMAIRE

	Pages
AVANT-PROPOS	
INTRODUCTION	
CHAPITRE I, OBJECTIFS AGRONOMIQUES DU LABOUR	1
CHAPITRE II, ETUDE DE LA GEOMETRIE DES VERSOIRS, CLASSIFICATION	
I. Etude de WHITE	
II. Représentation descriptive et perspective, Courbes limites	
III. Etude descriptive et classification de DALLEINE	
IV. Généralisation de la méthode de DALLEINE, Méthode des tests	
V. Application de la méthode des tests	
VI. Choix des grandeurs caractéristiques	
CHAPITRE III, ETUDE DU MOUVEMENT DE LA BANDE DE TERRE	29
I. Hypothèse H_1 : matériau indéformable	
II. Hypothèse H_2 : déformabilité restreinte	
III. Hypothèse H_3 : déformabilité dans la section droite	
IV. Hypothèse H_4 : déformabilité totale du matériau	
V. Conséquences.	
CHAPITRE IV, ETUDE EXPERIMENTALE ET THEORIQUE DE LA DYNAMIQUE DU MOUVEMENT.	44
I. Conséquences dynamiques d'une étude cinématique préalable	
II. Etude du comportement dynamique	
CHAPITRE V, ETUDE EXPERIMENTALE DES DEFORMATIONS ET DES CONTRAINTES.	61
I. Déformations du sol au cours de son labour	
II. Théorie de la coupe des métaux	
III. Essai d'application de la théorie de COULOMB	
CHAPITRE VI, ETUDE EXPERIMENTALE DES DEFORMATIONS DU MATERIAU.	84
I. Dispositif expérimental et matériau utilisé	
II. Détermination de la trajectoire des points	
III. Etude des déformations en régime transitoire	
IV. Etude des déformations en régime permanent	
V. Conclusions	

.../...

CONCLUSION	103
GLOSSAIRE	105
FIGURES	
TABLEAUX	
RESUME	107
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	109
TABLE DES MATIERES	115

AVANT - PROPOS

Avant d'exposer les résultats de ce travail, je tiens à remercier toutes les personnes qui en ont permis la réalisation,

Monsieur le Professeur KRAVTCHENKO, de la Faculté de Grenoble, a bien voulu accepter de présider le Jury de cette thèse après m'avoir initié, il y a quelques années, au Laboratoire de Mécanique des Sols à Grenoble,

Monsieur le Professeur HENIN, membre de l'Académie d'Agriculture, m'a accueilli au C. N. R. A. et m'a sensibilisé aux problèmes particuliers posés à la Mécanique par les sols agricoles.

Messieurs les Professeurs SANTON et BIAREZ, de la Faculté de Grenoble, ont bien voulu me faire l'honneur d'être membres du Jury, après m'avoir aidé dans mes études au cours de mon séjour aux Laboratoires de Grenoble.

Monsieur SIRIEYS, Maître de Conférences à la Faculté de Toulouse, rapporteur de cette thèse, a bien voulu me faire profiter de ses critiques et de ses conseils. Qu'il soit remercié pour les heures précieuses qu'il m'a consacrées en me guidant.

Que tous les membres de l'équipe du Laboratoire des Sols de Versailles et plus particulièrement Messieurs BETREMIEUX, FEODOROFF, GRAS et MONNIER trouvent ici l'expression de mon amicale reconnaissance.

Monsieur DALLEINE, Ingénieur à l'APEP, m'a appris à connaître les versoirs et m'a fait prendre connaissance des difficultés rencontrées sur le terrain à l'occasion des Championnats de Labours. Qu'il trouve ici l'expression de ma profonde gratitude.

Monsieur LACLIE a contribué à la résolution des problèmes de mises au point des divers essais et a su applanir les difficultés rencontrées à chaque étape. Ce travail est aussi le sien, qu'il soit remercié pour son aide dévouée et amicale.

I INTRODUCTION

Longtemps délaissée au profit des recherches chimiques et biologiques, l'étude mécanique des techniques culturales est un sujet de plus en plus d'actualité.

Depuis quelques années, en effet, la recherche de l'accroissement du produit par unité de travailleurs conduit l'agriculture à utiliser de plus en plus les machines. Celles-ci reproduisent en principe les actions traditionnelles, mais à des vitesses différentes. Profitant de la puissance des engins de traction, l'agriculteur généralement en modifie l'intensité pour obtenir plus rapidement les résultats cherchés. Les solutions classiques, mises au point à l'aide de tâtonnements successifs par des générations d'agriculteurs, ne sont donc plus valables. Il faut que la recherche reprenne une étude aussi précise que possible de l'action sur le sol des outils tractés pour permettre de les rendre plus aptes à remplir les nouvelles fonctions qui leur sont demandées. C'est la raison d'être du présent travail.

En premier lieu sont donc définis les divers objectifs recherchés pour la culture du sol et sont également précisés leur évolution en fonction des exigences croissantes de l'économie. Les outils n'ont cessé de s'améliorer plus ou moins empiriquement au cours des âges et un bref aperçu historique conduira de lui-même, au chapitre II, à la description de la pièce principale de la charrue : le versoir.

Il est alors possible d'aborder l'étude de l'action d'un versoir sur les sols agricoles. Le chapitre III permet de comparer le mouvement des particules de sol sur le versoir à l'aide d'hypothèses cinématiques simples, aux trajectoires obtenues expérimentalement par certains auteurs.

Les conséquences dynamiques de ce mouvement sont brièvement exposées au chapitre IV.

L'insuffisance de cette prise de position cinématique est mise en évidence au cours du chapitre V par l'intervention, rendue nécessaire, des théories de la plasticité d'un matériau déformable. Un parallélisme étroit est en outre établi avec les matériaux entrant en plasticité pendant leur usinage.

.../...

Enfin le chapitre VI, simplifiant le problème du labour tridimensionnel en ne considérant qu'un travail bidimensionnel de la terre, donne un aperçu expérimental de l'étude des déformations subies par un sol artificiel "in vitro" et essaie d'en donner une interprétation théorique.

Cette tentative d'analyse de l'action d'un outil sur un sol simplifiée à l'extrême n'est qu'une première étape dans la connaissance et la compréhension du phénomène réel, à trois dimensions lors du labour d'un terrain en place.

(x) L'astérisque qui suit certains mots du texte renvoie au glossaire.

.../...

CHAPITRE I. OBJECTIFS AGRONOMIQUES DU LABOUR

1) Prise de conscience des objectifs du labour.

Le concept de cultures évoque couramment l'image de champs de céréales. Mais on oublie peut être qu'une fois les moissons faites, le terrain apparaît sous la forme d'une surface compacte couverte d'un chaume impropre à de nouvelles récoltes. Cet état de compaction en effet ne permet pas à de nouvelles graines de se développer.

A l'aide de cette dernière constatation et par des considérations historiques, JEAN-BRUNHES (1910), DEMOLON (1946), HAUDRICOURT et JEAN-BRUNHES DELAMARRE (1955) se justifie aisément qu'un des premiers gestes qui a transformé le chasseur, ou l'homme vivant de cueillette, en agriculteur a été le semis ou la plantation pour en recueillir les fruits.

Cette opération s'est effectuée avec le même bâton à fouir qui lui avait permis d'extraire du sol les racines assurant en partie son alimentation. Non seulement il s'agissait d'enfouir la semence assurant la propagation du végétal, qui devenait "cultivé", mais aussi de la défendre contre ses concurrents naturels : les plantes spontanées. L'agriculteur en est venu ainsi à remuer toute la surface sur laquelle il voulait installer ses cultures pour détruire cette végétation adventice en extrayant leur racine ou leurs rhizomes. Pour assurer une croissance plus vigoureuse, l'homme s'est aperçu qu'il avait avantage à enfouir dans le terrain des éléments fermentescibles, généralement des résidus organiques, en particulier les déjections animales ou humaines. C'est encore au cours du travail du sol qu'il réalisait la fertilisation chimique du milieu.

Il est évident que pour réaliser ces différentes opérations, le bâton à fouir primitif était un outil peu efficace. La partie travaillante a été élargie et les houes et les bûches ont ainsi apparues. L'homme s'est fait aider par l'animal et ces engins tractés ont représenté les prototypes de ce qu'allait être la charrue.

.../...

Il ne nous appartient pas de retracer ici la longue évolution de cet engin. Nous noterons seulement au passage que cette fonction de travail du sol est apparue si fondamentale que non seulement elle a donné lieu à une mythologie, mais que plus tard l'agriculteur était désigné simplement comme le laboureur.

Jusqu'à la fin du 18e siècle l'engin s'est diversifié et la forme des pièces travaillantes, le versoir en particulier, a été modifiée de manière à adapter l'engin aux comportements des différents types de sols et aux diverses fonctions que l'on en attendait. Cette recherche a dès la fin du siècle amené un certain nombre de théoriciens à se pencher sur ce problème. Les principaux DEHERAIN (1893 à 1898), WOLLNY (1895 à 1898) HAINES (1925), BLANCK (1931), KEEN (1931), Von NITZCH (1937), BAVER (1956), HENIN et associés (1960), DALLEINE (1962), KUIPERS (1963), SOEHNE (1966) en ont étudié également les effets en faisant apparaître un certain nombre d'impératifs recherchés par le travail du sol.

Il s'avère ainsi qu'il existe une possibilité d'adaptation de la charrue puisque par empirisme divers types d'engins avaient déjà été construits. Ceci laisse espérer que par une démarche plus rationnelle il sera possible dans l'avenir de faire évoluer le progrès d'une manière plus sûre et de permettre aux engins, maintenant tractés, de réaliser le travail dans de meilleures conditions et au moindre coût.

2) Objectifs du labour.

L'analyse des opérations du labour, comme les arguments utilisés par les agriculteurs pour justifier l'utilisation de la charrue, doivent se résumer de la façon suivante :

- destruction des mauvaises herbes,
- enfouissement des matières organiques,
- donner au sol un état favorable à la germination des semences et au développement des racines,
- assurer le contrôle de l'eau.

Ces divers objectifs mettent en oeuvre des mécanismes parfois fort complexes et sont rarement atteints immédiatement par le seul labour. Le travail du sol comporte généralement une série d'interventions successives dont le labour n'est qu'une première étape. On est ainsi amené à considérer la préparation d'un sol pour une culture comme le résultat d'un programme dont le labour constitue le premier élément et souvent le plus important. Il oriente ou prépare en effet les interventions suivantes. Celles-ci ne sont pas toujours purement mécaniques. Entre deux interventions la terre est laissée "mûrir", c'est à dire qu'elle est laissée exposée aux actions des facteurs climatiques, gel et dégel, sécheresse et humidité en particulier. L'action de ces facteurs est très variable selon l'état physique du terrain.

Toutes ces données permettent heureusement de simplifier le problème posé au chercheur car suivant le programme de préparation et selon les objectifs à atteindre (variables avec la culture, la saison et la nature du sol), le terrain est laissé en bandes rectangulaires plus ou moins dressées, ou au contraire réduit en petites mottes de façon homogène.

Il est alors possible de commencer à évoquer, bien qu'en termes encore un peu vagues, les problèmes plus spécifiquement mécaniques. Il est pourtant nécessaire de donner au préalable de façon schématique une description de l'action de la charrue lors du labour.

3) Description et action de la charrue.

Une charrue se compose essentiellement d'une pièce triangulaire (fig. 1), le soc, dont un côté est parallèle à la direction d'avancement. Cette pièce se prolonge par une surface gauche de forme variable : le versoir. Enfin à l'avant de ce dispositif se trouve le coutre, ayant le rôle d'un couteau, souvent remplacé sur les outils modernes par un disque. Plus rarement, à l'avant de cette pièce se trouve un petit corps de charrue grattant la terre sur quelques centimètres : la rasette. Celle-ci a pour fonction de découper un petit copeau de terre et la végétation qu'elle supporte, pour assurer son enfouissement. Il n'en sera plus question dans la suite de ce mémoire, l'outil proprement dit comportant le coutre et l'ensemble soc-versoir.

Le coutre découpe verticalement le terrain, le soc l'attaque horizontalement. Ces deux pièces travaillantes délimitent ainsi un volume de terre dont on considérera le plus souvent la section rectangulaire. La limite de la zone non travaillée qui apparaît après le passage du coutre est la muraille. La surface horizontale qui

.../...

apparaît après le passage du soc, constituant le fond du labour, est appelée semelle de labour quand elle présente un certain état de compaction.

La bande de terre attaquée par le soc monte sur cette pièce quand la charrue avance et commence à basculer, puisqu'une partie seulement de la bande de terre est alors détachée. Il reste presque toujours une petite bande de terrain non découpée par le soc : c'est la charnière. Elle permet d'amorcer le mouvement de renversement. La bande de terre est séparée par arrachement à cet endroit, puis elle monte sur le versoir et, au cours de ce mouvement, elle se trouve retournée et plus ou moins disloquée. Les problèmes qui se posent aux mécaniciens consistent à définir la cinématique d'abord, puis la dynamique, du mouvement de la terre en fonction de la forme des pièces travaillantes, de la nature du sol, de son humidité et de la vitesse d'avancement de la charrue.

4) Types de labours.

Les championnats de labour, dont le but principal est de donner aux agriculteurs l'occasion de confronter leurs expériences et de les encourager à rechercher la meilleure façon de travailler leur terre, ont rendu nécessaire la normalisation des termes utilisés pour caractériser les diverses formes de labour.

Il a été retenu quatre types principaux de labour : (fig. 2)

- labour plat, ou jeté, obtenu par un travail à allure rapide, la terre émiettée recouvre tous les sillons, schéma (a)
- labour arrondi, l'émiettement est important, mais les sillons sont nettement marqués, schéma (b)
- labour anguleux ou moulé, à émiettement faible, schéma (c)
- labour à crêtes vives, à émiettement nul. Il est obtenu avec un versoir hélicoïdal long, en terres argileuses et lors du défrichage des prairies, schéma (d).

Mais il est évident qu'il existe une solution de continuité entre ces différents types, donnant ainsi à l'agriculteur de grandes possibilités d'adaptation, pour le cas particulier de ses terres. Le choix du labour optimal exige donc une longue pratique sujette à de nombreux tâtonnements, en voici quelques exemples.

.../...

Les labours d'hiver sous climat humide et en terre facilement engorgées, sont surtout des labours anguleux ou à crêtes vives. Ils donnent ainsi à l'eau des passages préférentiels sous les mottes retournées ; leurs effets sont encore améliorés en orientant les labours de façon à donner une légère pente à la raie.

Les labours de printemps, sous climat moyennement humide seront de préférence des labours arrondis ou jetés.

Le rapport entre largeur et profondeur du sillon, d'une part, le réglage de la rasette et de la queue de versoir d'autre part, donnent des possibilités multiples de combinaisons pour obtenir des bandes de terres plus ou moins dressées. Une prairie temporaire ne doit pas être retournée en bandes trop couchées (ou insuffisamment dressées) car cet état est nuisible à la bonne décomposition des débris végétaux.

La complexité de l'action d'un versoir sur le sol, mise en évidence par ce bref exposé, nécessite une progression par étapes distinctes pour dissocier les différents phénomènes qui ont lieu simultanément. Cependant il convient de préciser en premier lieu les différents types de versoirs utilisés et de se familiariser avec chacun d'eux. Cette étude a l'intérêt de prendre contact avec les diverses conséquences cinématiques propres à chaque type et d'orienter par la suite l'étude du mouvement du sol sur l'outil.

CHAPITRE II. ETUDE DE LA GEOMETRIE DES VERSOIRS. CLASSIFICATION.

Deux auteurs ont fait un apport remarquable dans la connaissance de cet outil. Le premier, WHITE (1918), fait un historique de l'évolution mathématique des surfaces proposées au 19e siècle. Le second, DALLEINE (1962), établit une classification précieuse des versoirs existant actuellement et développe une méthode simple et rapide d'identification qui permet aussi de se faire une idée approchée des actions cinématiques et mécaniques que subit le sol au cours du labour.

I - ETUDE DE WHITE

Utilisation de la géométrie analytique

Après avoir exposé une méthode pour établir l'équation d'un versoir dont la surface est un hyperboloïde à une nappe, WHITE (1918) rappelle de façon intéressante la nature géométrique et l'équation de quelques versoirs "historiques".

Le trièdre de références proposé par WHITE, et qui sera adopté par la suite, est direct. Les axes de coordonnées sont tels que le sens d'avancement du versoir est l'axe Oz', opposé à Oz, et que la terre est versée dans la direction Ox.

1) - En 1760 un Ecossais, James SMALL, construisit un conoïde (fig. 3) engendré par une droite (D) parallèle à un plan fixe (xOy) s'appuyant sur une droite fixe (mp) et sur une demie chaînette (hO) située dans un plan passant par Oy. Ce conoïde a pour équation :

$$a(x-L) \left(\operatorname{Ch} \frac{z}{a} - 1 \right) - y \left(\frac{3L}{2L'} z - L \right) = 0$$

.../...

où $a = \sqrt{L'^2 + \frac{9L^2}{4}}$ et $2P = a \left(\text{Ch} \frac{z}{a} - 1 \right)$ avec

$L =$ largeur de labour
 $P =$ profondeur de labour
 $L' =$ longueur du versoir

2) - A la même époque que SMALL, un autre Ecossais, STEPHENS, choisit aussi un conoïde (fig. 4). Cette surface est engendrée par une droite (D) restant parallèle à un plan fixe (xy) et s'appuyant, d'une part sur une directrice rectiligne (on) perpendiculaire au plan (xy) et d'autre part sur une directrice courbe (γ) tracée sur un cylindre (C) de rayon b dont la transformée par développement plan du cylindre (C) est un arc de cercle de rayon $2\sqrt{b}$, ainsi :

$$\frac{y}{x} = \text{tg} \Theta \quad \text{où} \quad \Theta = f(z) = \frac{1}{L} \left[F - \sqrt{4\sqrt{b}^2 L^2 - (z + G)^2} \right]$$

avec $F = 2\sqrt{b} \cos \phi$ $G = 2\sqrt{b} \sin \phi$ $\phi = \alpha - \beta$

3) - En 1788, Thomas JEFFERSON, se base sur le fait que le rôle du versoir est de recevoir le sol venant du soc et de le retourner avec le moins de résistance possible. Il construisit une surface qu'il considéra, sans démonstration, comme répondant à ces données (fig. 5).

Le mode de génération de cette surface fait clairement apparaître qu'il s'agit d'un parabolicoïde hyperbolique, dont l'équation est :

$$3Lyz - 2Pxz - 2LL'y + 2LPz = 0$$

4) - En 1832, un Italien LAMBRUSCHINI propose comme surface de versoir un hélicoïde (fig. 6) qu'il considère comme étant "plus efficace" que le versoir de JEFFERSON. L'axe de l'hélicoïde est parallèle à la direction d'avancement et le rayon du cylindre directeur est égal à la largeur de la bande de terre labourée. La rotation de la droite génératrice est proportionnelle à son déplacement dans la direction Oz. Il vient alors :

$$\frac{y}{x} = \text{tg} \frac{\sqrt{b}}{L'} z$$

.../...

5) - En 1846, un Anglais, le Rev. W. L. RAHM s'appuya sur le principe que les lignes du versoir, dans la direction d'avancement pouvaient être des droites mais que les sections dans les plans perpendiculaires à cette direction pouvaient être rectilignes ou courbes, selon les caractéristiques du sol à travailler. Il s'accorda à dire que pour les sols meubles cette surface pouvait être voisine d'un parabolofde hyperbolique du même type que celui de JEFFERSON. Les projections orthogonales des génératrices de ce parabolofde hyperbolique sur le plan directeur perpendiculaire à la direction d'avancement sont évidemment des lignes droites. Mais pour des sols argileux lourds la surface est telle que ces lignes sont concave et pour des sols sableux légers, ces lignes sont convexes. WHITE constate que W. L. RAHM n'a pas donné de description exacte sur la forme de ces courbes et qu'il n'est pas possible de déterminer l'équation de ces surfaces. Cependant comm ces surfaces contiennent une famille de droites parallèles à une direction de plans et qu'elles ne sont pas du deuxième ordre, WHITE conclut qu'elles sont au moins d'ordre 4.

6) - En 1852, l'Américain KNOX prit un brevet pour une surface de versoir certainement unique. Le squelette de cette surface (fig. 7) (éléments directeurs) comporte trois arcs de cercles situés dans des plans parallèles et équidistants, tels qu'une famille de droites les rencontre tous les trois. Les deux cercles extrêmes sont de diamètres égaux et le cercle intermédiaire a un diamètre deux fois plus petit. L'équation de cette surface est du huitième degré.

7) - En 1854, un Américain Joshua GIBBS prit un brevet pour un versoir cylindrique à base circulaire, alors qu'en Allemagne étaient construits à peu près à la même époque des versoirs cylindriques à base hyperbolique.

8) - En 1863, un autre Américain MEAD construisit un versoir en tronc de cône de révolution.

9) - En 1867, selon WHITE le report of the New York State Agricultural Society publie un rapport complet sur les essais de charrues effectués par HOLBROOK à Boston (Mass.). Il met en évidence la supériorité de ces modèles sur les autres versoirs. Les surfaces choisies par HOLBROOK pour ses versoirs sont des plages d'hyperbolofdes à une nappe, dont l'équation générale est :

$$\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} - \frac{z^2}{c^2} = 1$$

.../...

10) - D'autres types de versoirs sont mentionnés pour mémoire, par WHITE. En effet, un grand nombre de surfaces a été utilisé pour la construction des versoirs mais leur complexité mathématique est telle que leurs équations n'ont pu être établies. Par exemple DAVIS, en 1818, considère une surface engendrée par un arc de cercle s'appuyant sur deux autres arcs de cercles, James JACOB en 1834, propose un versoir dont la surface est une combinaison de deux surfaces mathématiquement compliquées, chacune d'elles ayant deux familles de génératrices rectilignes. Samuel WITHEROW en 1839 et David PIERCE construisent un versoir dont la surface est engendrée par une ingénieuse utilisation d'un arc de cycloïde.

II - REPRESENTATION DESCRIPTIVE ET PERSPECTIVE

Courbes limites

Il reste bien évident que depuis 1918 le nombre de surfaces utilisées n'a fait qu'augmenter et que cette étude n'est qu'un bilan, non définitif, mais fort utile. WHITE définit parfaitement bien la position et l'orientation des éléments directeurs de chaque surface, mais n'a pas voulu, ce qui est regrettable, donner des limites explicites à chacune d'elles. La surface d'un versoir étant nécessairement définie, les raisons du choix de ces limites sont relatives à des considérations de mécanique du matériau.

Ces courbes limites, par les discontinuités qu'elles créent dans les champs de vitesses ou de contraintes, ont des conséquences directes sur la forme des labour. Par exemple, si deux versoirs ont des surfaces géométriques identiques mais limitées de deux façons différentes, le retournement et le rabattement de la terre ainsi que le dégagement du versoir seront nécessairement différents. Ainsi, les résultats donnés par WHITE ne sont pas directement exploitables par un constructeur tenté par telle ou telle forme du siècle dernier. Il lui manque des précisions sur les surfaces d'intersection qui définissent l'élément de surface du versoir proprement dit.

Tous ces résultats cependant, permettent d'avoir une idée générale de l'allure géométrique que peut prendre une surface de versoir et les figures 8 à 16 apportent un complément d'information et donnent un aperçu de leur forme géométrique. Afin de rester en accord avec la précision précédente ces surfaces ont été limitées par des plans, spécifiés sur chaque épure, de façon absolument arbitraire car aucune conséquence cinématique ou agronomique n'en a été tirée, une telle étude dépassant le cadre de ce chapitre.

Une remarque mérite d'être faite sur le versoir de KNOX dont WHITE donne le mode de génération et l'équation. Pour construire, par les méthodes de la géométrie de MONGE (fig. 17), les génératrices de la surface de KNOX (fig. 12) il a fallu utiliser des cônes auxiliaires ayant pour base commune le cercle de centre O_1 et dont les sommets sont sur le cercle de centre O_3 . Les intersections de chacun de ces cônes avec le plan contenant le cercle de centre O_2 sont des cercles de centre (c_i) et de même rayon que celui-ci. Les génératrices communes à chacun de ces cônes auxiliaires et à la surface de KNOX sont donc définies par les intersections des cercles (c_i) avec le cercle (O_2) . Il y a deux familles de génératrices et la surface de KNOX est composée de deux nappes mises en évidence sur l'épure de la fig. 18 par leurs intersections avec les plans verticaux P_1 et P_2 . Pour construire le versoir proprement dit une seule plage d'une des deux nappes a été considérée, celle définie par les génératrices a, b, c, ... f principalement.

III - ETUDE DESCRIPTIVE ET CLASSIFICATION DE DALLEINE

L'étude de DALLEINE, ne se limite pas à des considérations sur la géométrie des surfaces. Elle met aussi en relief l'importance du rôle des courbes limites et fait faire ainsi un pas en avant considérable à la connaissance descriptive et expérimentale de l'action d'un versoir sur le sol (c'est à dire à la connaissance de l'outil par l'utilisateur).

Dans un certain nombre d'articles intéressants sur la façon de déterminer "de visu" un versoir, DALLEINE a été amené à en définir trois grandes catégories. Il définit également "les angles de vision", variables selon les catégories, sous lesquels il faut effectuer les observations pour classer le versoir considéré.

1) Versoirs cylindriques.

La directrice de ces versoirs est en général une parabole, ou une courbe d'allure parabolique.

- Pour s'assurer en premier lieu que le versoir est bien cylindrique (fig. 19), on l'examine en cherchant à se mettre dans le prolongement des génératrices du cylindre, du côté du sep. Ainsi un versoir "cylindrique pur" n'apparaîtra que sous la forme d'un arc de courbe : sa propre directrice. Certains versoirs présentent par rapport au cylindre pur une déformation très légère, soit près du bord supérieur, soit vers la "queue" du cylindre : ils sont appelés "cylindres légèrement déformés".

- Le deuxième angle de vision (fig. 20) permet alors de préciser l'inclinaison du cylindre par rapport au soc et au plan horizontal. On examine le versoir horizontalement en se mettant dans le prolongement de la ligne de contact du soc et du versoir. Si cette ligne de contact n'est pas horizontale, on se place du côté du sep., dans le prolongement du bord d'attaque du soc.

- Un versoir aura tendance à rabattre (x) la terre si ses génératrices sont inclinées vers l'arrière : seule est alors visible sa surface extérieure.

- Un versoir aura tendance à soulever (x) la terre si ses génératrices sont inclinées vers l'avant : seule est alors visible sa surface intérieure.

2) Versoirs universels.

En utilisant les mêmes axes d'observation que précédemment :

- on cherche à évaluer la fraction de surface de ce versoir qui peut être assimilée à une surface cylindrique, ce qui permet en outre d'estimer la façon dont les plages non cylindriques sont "déformées". Un versoir universel apparaît comme

.../...

un versoir cylindrique déformé soit seulement vers l'arrière, soit déformé dans sa partie inférieure vers l'arrière et dans sa partie supérieure vers l'avant ;

- on observe (fig. 21) le versoir dans le prolongement de la ligne de contact soc-versoir en se plaçant face à la muraille de labour. Dans cette direction le versoir universel peut apparaître de deux types différents :

Premier type : seule apparaît une fraction de sa surface intérieure : le versoir a tendance à laisser glisser (x) la terre sur le côté ;

Deuxième type : une fraction de sa surface intérieure et une fraction plus ou moins importante de sa surface extérieure apparaissent simultanément : le versoir tend alors à briser ou à retourner (x) la terre.

Dans cette catégorie entre aussi le versoir dit "américain", qui est un versoir universel "court", au bord supérieur arrondi.

3) Versoirs à tendance hélicoïdale.

Deux angles de vision sont nécessaires pour en estimer la forme.

- Vue de dessus, la surface d'un versoir appelé "vrai hélicoïdal" semble "au point de torsion se réduire à un point". Un versoir appelé "faux hélicoïdal" est une surface qui "ne semble pas se réduire à un point, mais présente une zone de torsion plus ou moins large" (fig. 22). Cette vue de dessus fait également apparaître si l'hélicoïdal est à axe droit ou à axe incurvé vers l'intérieur ou vers l'extérieur (fig. 23).

- En se plaçant en arrière du versoir, dans la direction de "l'axe de la surface hélicoïdale" on peut préciser la position de "l'hélice" par rapport au plan du soc, donc par rapport au plan horizontal. La position de l'hélice est définie par la direction de son axe qui peut être plus ou moins incliné que le plan du soc par rapport au plan horizontal (fig. 24).

Si le versoir est à axe incurvé, il y a un grand nombre de directions d'axes correspondant chacune à une plage de la surface du versoir. L'ensemble de ces directions permet à l'observateur de préciser si l'axe incurvé a sa concavité tournée vers l'extérieur ou vers l'intérieur et s'il a tendance à s'élever ou s'abaisser.

.../...

IV - GENERALISATION DE LA METHODE DE DALLEINE

Méthode des tests

Cette remarquable étude de DALLEINE représente une étape intéressante dans la compréhension du rôle joué par le versoir dans une opération de labour. La classification proposée met bien en évidence trois types de géométrie pour les surfaces utilisées. Elle ne présente pas uniquement un caractère esthétique car les actions mécaniques de ces trois familles de surfaces sur un même sol sont caractérisées par des résultats différents tant par la formation des mottes, l'allure de la bande retournée et l'émiettement que par des puissances de traction mises en jeu. Ces caractéristiques ne semblent pas avoir été l'objet d'études quantitatives aux laboratoires. Les constructeurs et les utilisateurs de charrues ont tous profondément conscience de l'aspect qualitatif qu'elles ont encore. Ils en utilisent cependant les résultats dans leurs divers travaux. C'est à leur intention et dans un souci de vulgarisation, que DALLEINE a effectué cette étude.

Afin de donner à cette classification un prolongement dans une optique plus théorique, à l'opposé certainement de la pensée de DALLEINE placée dans un milieu de praticiens, il convient de préciser la terminologie utilisée. A la place des angles de vision variables selon la famille à laquelle appartient le versoir considéré, un certain nombre d'examen permettent de définir, à l'aide de références un ensemble de tests d'identification.

Les trois catégories de versoirs définies par DALLEINE sont par elles-mêmes caractéristiques, mais une définition strictement géométrique de chacune d'elles s'impose.

Première catégorie : Versoir cylindrique.

Versoir dont la surface est une plage de cylindre, la directrice de ce cylindre pouvant être une courbe quelconque, mais de façon générale cette courbe a une allure parabolique.

Deuxième catégorie : Versoir universel.

Versoir dont la surface semble être une plage d'hyperboloïde à une nappe, ou une plage de surface dont l'aspect rappelle celui de l'hyperboloïde à une nappe, c'est à dire engendrée par une famille de droites s'appuyant sur trois courbes directrices fermées,

.../...

Troisième catégorie : Versoir à tendance conoïdale.

Le terme "hélicoïde", s'il est plus évocateur, semble cependant être trop restrictif. En effet l'hélicoïde est un conoïde particulier dont les génératrices s'appuient sur une directrice droite (l'axe) et sur une directrice courbe : une hélice. Cette troisième catégorie de versoirs est donc en fait une famille de surfaces conoïdales.

Un conoïde est une surface engendrée par une famille de droites parallèles à une direction de plans (plans directeurs) et s'appuyant sur deux courbes appelées directrices. Il est donc possible d'élargir cette définition et de parler de surface conoïdale à génératrices courbes ou plus simplement surface à tendance conoïdale en considérant une famille de courbes s'appuyant sur deux courbes directrices et soumises à une condition géométrique supplémentaire.

Ces définitions étant établies, de quelles façons est-il possible de classer un versoir donné ?

1) Tests d'ordre géométrique.

Test A : Test du contour (1) apparent à surface minimale -

On essaie de placer le versoir de façon à ce que son contour apparent soit une courbe unique ou en cas d'impossibilité définisse une surface dont l'aire soit la plus petite possible :

- ce contour apparent est un arc de courbe (arc de la courbe directrice) présentant éventuellement de très petites plages de la surface : le versoir est cylindrique (Première catégorie)
- ce contour apparent est une surface dont la plus petite dimension est très réduite donnant l'impression qu'il s'agit d'un cylindre déformé : le versoir est universel (Deuxième catégorie)
- ce contour apparent est une surface très importante ne pouvant jamais être réduite comme précédemment : le versoir est à tendance conoïdale (Troisième catégorie).

(1) - Le "contour d'un versoir" est le contour apparent particulier qui donne à la projection considérée une surface à valeur maximale.

.../...

Test B : Test de la ligne cachée -

Ce test n'est applicable qu'aux versoirs de la troisième catégorie. Sous un certain nombre de directions appropriées aisément déterminées, ces versoirs ont un contour apparent présentant un point double.

S'il existe au moins trois axes de projection parallèles à une même direction de plans (P) tels que le contour apparent de la surface selon ces axes ne présente aucune ligne cachée, et qu'en outre la concavité de la surface soit différente de part et d'autre du point double apparent, le versoir est une plage de conoïde à génératrices rectilignes. La direction de plans mise en évidence est celle du plan directeur.

S'il n'existe pas de tels axes de projection, le versoir est une plage de surface conoïdale à génératrices courbes.

S'il existe au maximum deux axes non parallèles entre eux et non parallèles au plan directeur (s'il existe) tels que le contour apparent selon ces axes présente un point double et ne présente aucune ligne cachée, ces axes sont les directrices de l'une ou l'autre des surfaces définies précédemment.

2) Tests d'ordre cinématique.

Test C : Test de la ligne moyenne (x) -

Ce test n'est applicable qu'aux surfaces conoïdales à génératrices rectilignes.

La ligne moyenne du versoir considéré peut être rectiligne, concave ou convexe. Précisons qu'une ligne est dite concave si elle tourne sa concavité dans la direction Ox, c'est à dire du côté de la terre précédemment labourée. Il est d'ailleurs intéressant de signaler qu'un versoir à ligne moyenne concave donne un déport (x) plus grand qu'un versoir à ligne moyenne convexe.

Test D : Test du contour apparent dans la direction de la ligne de contact soc-versoir vers l'octant négatif -

Cas d'un versoir cylindrique.

Ce contour apparent est :

- un arc de la courbe directrice. Les génératrices sont horizontales, alors
.../...

le versoir laisse glisser (x) et retourne (x) la bande de terre. Celle-ci se trouve pratiquement dans un cas de déformation plane dans xOy.

- la projection de la surface intérieure. Tout en retournant la bande labourée le versoir a tendance à l'abaisser (x).
- la projection de la surface extérieure. Tout en retournant la bande labourée le versoir a tendance à la soulever (x).

Cas d'un versoir universel.

Pour cette catégorie de versoirs, ce test correspond exactement au deuxième angle de vision de DALLEINE et les mêmes conclusions s'en déduisent.

Cas d'un versoir à tendance conoïdale.

Ce test n'est pas applicable à cette catégorie pour laquelle les tests E et F sont plus appropriés.

Test E : Test du contour apparent dans la direction horizontale parallèle au plan directeur -

Ce test ne peut s'appliquer strictement qu'aux surfaces conoïdales à génératrices rectilignes.

- Si ce contour apparent ne présente aucune ligne cachée, le versoir laisse glisser et retourne la terre.
- Si pour supprimer les lignes cachées, l'observateur doit changer de projection et, tout en restant parallèle au plan directeur, doit "regarder" le versoir vers le bas (il ne voit alors du soc que la surface supérieure), le versoir retourne la terre et a tendance à la soulever (x).
- Si pour atteindre le même but, l'observateur doit "regarder" vers le haut (il voit alors du soc une partie de la surface inférieure) en plus de la surface supérieure, le versoir retourne la terre et a tendance à l'abaisser (x).

.../...

Test F : Extrapolation du test E -

Il est possible d'appliquer le test E, avec moins de rigueur, aux surfaces à tendances conoïdales, par la détermination approximative de l'enveloppe des génératrices courbes tendant à réduire au maximum les lignes cachées des différents contours apparents considérés. Selon la concavité de cette enveloppe, les différentes conclusions mises en évidence par le test C peuvent être étendues à ces surfaces. Selon la tendance de cette enveloppe à s'élever ou à s'abaisser, les différentes conclusions du test E peuvent être également considérées pour ces surfaces.

L'ensemble de cette méthode est résumé dans l'organigramme de la figure 25.

Cette méthode des tests permet sans doute une classification plus exacte mais elle présente l'inconvénient majeur d'être très longue. La classification proposée par DALLEINE par contre, bien que parfois inexacte sous l'aspect mathématique, présente d'incontestables intérêts dans la pratique qui avant tout préoccupe son auteur.

V - APPLICATION DE LA METHODE DES TESTS

Afin d'établir un lien entre l'étude de WHITE et la méthode de DALLEINE, nous avons appliqué aux versoires présentés par WHITE la série de tests nécessaires pour retrouver leurs caractéristiques géométriques et se faire une idée de leur action mécanique. Seuls quelques exemples principaux sont analysés de façon complète mais les résultats de cette méthode sont donnés pour les autres versoires.

1) Versoir de SMALL.

Le test A, fig. 26 et 27 (à la même échelle que la fig. 8), donne une surface importante non assimilable à un arc de courbe, ce versoire est donc à tendance conoïdale.

.../...

Le test B, test de la ligne cachée, fig. 28, a, b, c, a été effectué selon trois axes parallèles au plan xOy , dont les directions sont précisées sur la figure. Ces trois contours apparents ne présentent aucune ligne cachée, les concavités sont différentes de part et d'autres du point double apparent, le versoir est donc à génératrices rectilignes. La deuxième partie de ce test, (fig. 29), met en évidence un seul axe non parallèle au plan directeur tel que le contour apparent selon cette direction ne présente aucune ligne cachée pour ce versoir. Cet axe est parallèle à la direction Oz , le versoir n'a donc qu'une seule directrice rectiligne.

Le test C, (fig. 28 c), fait apparaître une ligne moyenne convexe, ainsi le versoir a un faible déport.

Le test E correspond au test A (fig. 26) où il n'y a aucune ligne cachée, le versoir retourne la terre et la laisse glisser.

2) Versoir de STEPHENS.

Le test A donnerait, comme précédemment, une surface importante non assimilable à un arc de courbe.

Les deux parties du test B conduiraient aux mêmes conclusions que celles obtenues pour le versoir de SMALL.

Le test C conduirait à conclure à une ligne concave, ce versoir donne donc un grand déport.

Le test E indiquerait que ce versoir, comme celui de SMALL, retourne la terre et la laisse glisser.

3) Versoir de JEFFERSON.

La fig. 30 ne représente que les projections intéressantes pour définir ce versoir qui présente de nombreuses analogies avec le versoir de SMALL.

Le test A, fig.30d confirme la tendance conoidale du versoir.

Le test B, première partie, (fig. 30a et 30b notamment) donnerait des projections analogues à celles de la fig. 28.

.../...

La deuxième partie du test B, (fig. 30b et 30d) met en évidence deux axes non parallèles entre eux.

Le versoir considéré est bien un versoir conoidal à génératrices rectilignes ayant deux directrices rectilignes.

Le test C, de la ligne moyenne (fig. 30b) indique que le versoir a un grand déport.

Le test E (fig. 30a) apporte la même conclusion que pour le versoir de SMALL : ce versoir retourne la terre et la laisse glisser.

4) Versoir de LAMBRUSCHINI.

Les conclusions apportées par les différents tests sur ce versoir sont identiques à celles du versoir de SMALL ce qui confirme que les deux versoirs sont bien de la même famille.

5) Versoir de KNOX.

La projection horizontale du versoir seul, fig. 17, donne l'impression que la surface de ce versoir est cylindrique, avec une légère déformation vers la queue du versoir. Cette projection répond au test A : le versoir est universel.

Le test D est étudié par la fig. 31 où la projection de la surface dans la direction OX' de la ligne de contact soc-versoir fait apparaître une surface du deuxième type. Le versoir de KNOX tend à briser et à retourner la terre.

6) Versoir de GIBBS.

Le test A donne rigoureusement un arc de cercle, contour apparent du versoir dans la direction de la ligne de contact soc-versoir.

Le test D s'identifie au test précédent et permet de conclure que le versoir de GIBBS est cylindrique, il retourne la terre et la laisse glisser.

.../...

7) Versoir d'Allemagne.

Les tests A et D appliqués à ce versoir conduisent aux mêmes conclusions que précédemment ; il convient de noter cependant que la courbe obtenue est un arc d'hyperbole et non un arc de cercle.

8) Versoir de MEAD.

Le test A (fig. 32) met en évidence un contour apparent rappelant une surface cylindrique "déformée" et conduit à conclure que le versoir de MEAD est universel.

Le test D (fig. 33) fait apparaître un versoir du deuxième type. Le versoir de MEAD tend, comme celui de KNOX, à briser et à retourner la terre.

9) Versoir de HOLBROOK.

Les tests A et D appliqués à cette surface donnent des contours apparents analogues à ceux obtenus pour le versoir de KNOX. Il s'en suit que ce versoir est universel du deuxième type.

VI - CHOIX DES GRANDEURS CARACTERISTIQUES

A. Etude de DALLEINE -

Pour caractériser de façon plus pratique un versoir donné par sa forme géométrique et son action sur le sol, il convient de définir quelques grandeurs facilement mesurables, telles que angles ou longueurs. Dans une note faisant le point de l'évolution des versoirs après le Salon Agricole de 1962, DALLEINE propose les grandeurs suivantes :

1) Soulèvement par le soc (angles du soc) (fig. 34).

) Angle d'entrure (α) dans le plan vertical du sep. Il correspond à la direction initiale de cheminement de la terre.

.../...

β) Angle d'attaque du soc (β). La variation de cet angle est en relation directe avec la largeur de travail et permet une réduction des dimensions du corps de charrue. Il est évidemment la cause initiale du mouvement du sol dans la direction Ox.

χ) Angle du dièdre formé par le plan du soc avec le plan horizontal, ou angle d'entrure du dièdre (μ).

2) Basculement.

Théoriquement le basculement de la terre dépend du rapport profondeur sur largeur de travail, mais il dépend en pratique de la forme du corps de charrue.

χ) Sur le soc. Le basculement est amorcé le long du soc et influencé par l'angle de la section transversale du soc (χ), angle situé dans le plan perpendiculaire au plan du sep.

β) Sur le versoir. Le basculement sur le versoir est influencé notamment par trois angles (fig. 35):

- angle moyen du versoir (ξ) qui intervient dans la détermination de la trajectoire de la partie centrale de la bande de terre.

- angle du bord supérieur (ζ) qui intervient dans la détermination de la trajectoire de la partie supérieure de la bande de terre.

- angle de fuite du bord inférieur (ϵ) qui intervient dans la détermination de la trajectoire de la partie inférieure de la bande de terre.

Détermination de ces trois angles pour un versoir quelconque.

La fig. 37 définit les longueurs nécessaires pour exprimer simplement ces trois angles.

Si $d_1 = LL'$ est la largeur du versoir à son extrémité et $l_1 = BL$ la plus grande dimension du versoir on a :

$$\sin \chi = \frac{d_1}{l_1}$$

.../...

Si $l_2 = CL$ est la longueur du bord supérieur du versoir, il vient :

$$\sin \lambda = \frac{d_1}{l_2}$$

Si $d_2 = DD'$ est la largeur de la gorge du corps de charrue, c'est à dire la largeur minimale du versoir, $m = DM$ la longueur du bord inférieur du versoir jusqu'à son point de courbure maximale et $d_3 = MM'$ la largeur du versoir au point de courbure maximale, alors :

$$\sin \zeta = \frac{d_3 - d_2}{m}$$

3) Dislocation le long du versoir (fig. 36).

DALLEINE estime que le phénomène de dislocation dépend notamment de quatre grandeurs caractérisant l'apparition des surfaces de rupture.

1) angle de montée de la terre (α) le long de l'arête jusqu'au point d'inflexion C défini précédemment.

2) angle résultant (Θ) de la trajectoire, caractérisant le déport de la bande de terre labourée.

3) il est intéressant de noter que la somme des valeurs de l'angle moyen et de l'angle du bord supérieur est également en relation avec la dislocation des motte pendant la première "courbure" de la bande de terre. Or, ces deux angles ont séparément des effets opposés.

4) rayon de courbure moyen d'une courbe déterminée sur la surface du versoir universel.

Ce rayon est mesuré dans le plan vertical perpendiculaire à la trajectoire moyenné et passant par l'extrémité de l'intersection du soc et du versoir. Il permet d'apprécier le caractère creux, demi-creux ou plat attribué au versoir.

.../...

Méthode de calcul de ces grandeurs pour un versoir quelconque.

Si $h = CC'$ est la hauteur du point C par rapport à la semelle de labour et $c = CA$ la distance du point C à la pointe du soc, on a :

$$\sin \lambda = \frac{h}{c}$$

$L_1 = AL$ étant la distance du point L à la pointe du soc, il vient :

$$\sin \phi = \frac{L_1}{d_1}$$

Si $p = DE$ est la largeur du versoir dans le plan vertical perpendiculaire à la trajectoire moyenne de la terre, et q est la flèche de l'arc de courbe DE par rapport à la corde DE, le rayon de courbure moyen a alors pour valeur :

$$R = \frac{p^2}{8q} + \frac{q}{2}$$

4) Dégagement de la raie de labour.

La largeur arrière du corps de charrue influe principalement sur le dégagement de la raie, mais il faut tenir compte de la hauteur du point L au-dessus de la semelle de labour.

5) Dislocation à l'extrémité du versoir.

α) La largeur arrière du versoir, associée à la hauteur du bord inférieur, comme précédemment. Un corps peut émettre la terre, par son bord inférieur ou postérieur, quand il est trop large.

β) L'angle de fuite du bord inférieur du versoir (ζ) peut agir sur les mottes de la base de la bande.

γ) L'angle du bord postérieur du versoir est assimilable à l'angle du bord supérieur δ.

.../...

6) Adhérence au versoir.

L'adhérence des terres argileuses sur les outils dépend évidemment de l'état de la surface des versoirs, mais également de leurs formes géométriques. Elle dépend donc des caractéristiques suivantes :

- longueur du corps de charrue
- angles de "cheminement" de la terre
- divers rayons de courbure

L'adhérence dépend en outre des dimensions de la gorge entre soc et versoir, et de la surface de ce dernier.

2) Gorge du versoir.

La gorge est définie par sa largeur d_2 .

3) Surface et largeur du versoir.

La détermination de l'aire de la surface présente des difficultés certaines, car elle exige la connaissance de son équation, mais il est évident que l'adhérence de la terre sur le versoir en est fonction.

Résultats numériques.

DALLEINE a effectué un grand nombre de mesures de tous ces éléments et les valeurs moyennes obtenues sont rassemblées dans les tableaux I et II.

Rappelons qu'un versoir est dit " n " pouces " si la largeur de la raie de labour faite par celui-ci est de n pouces.

Il est également intéressant pour le basculement de faire apparaître les différentes valeurs des quantités $\xi - \eta$ et $\xi - \delta$ selon la forme des versoirs. Les valeurs moyennes numériques de ces quantités sont données dans le tableau III.

.../...

B. Eléments caractéristiques intrinsèques -

Il apparaît très clairement que les grandeurs proposées par DALLEINE non seulement sont trop nombreuses, mais en outre ne sont pas toutes indépendantes. De plus, il semble opportun, ici encore, de distinguer entre elles les grandeurs ayant une influence sur la cinématique des particules de celles ayant une influence sur la dynamique du mouvement.

1) Caractéristiques cinématiques.

a.) Soulèvement par le soc.

Seuls sont à conserver, (fig. 34) les angles α et β , qui sont directement mesurables. On en déduit immédiatement l'angle μ par la relation :

$$\operatorname{tg} \mu = \frac{\operatorname{tg} \alpha}{\sin \beta}$$

b.) Retournement.

Le retournement de la terre est une notion qualitative dont il est souhaitable de préciser la signification. Il peut être défini par l'angle de rotation globale $\pi - \psi$ (fig. 37) que font entre elles les positions d'un même élément de la bande de terre dans le plan xOy avant et après le passage de l'outil.

L'angle γ proposé par DALLEINE n'est pas intrinsèque car il dépend des angles α et β précédemment définis en effet :

$$\operatorname{tg} \gamma = \frac{\operatorname{tg} \alpha}{\operatorname{tg} \beta}$$

Les angles χ , δ et ξ définissant les conditions initiales des trajectoires des particules sont des grandeurs intrinsèques. Ces angles introduisent la notion de courbe limite des surfaces totalement absente dans l'étude de WHITE, comme il a été mentionné au chapitre II.

.../...

c.) Dégagement (x) de la raie de labour.

Le dégagement de la raie de labour peut être défini par un coefficient sans dimension (coefficient de dégagement de la raie) rapport de la largeur arrière du versoir LL' à la largeur de travail exprimée en centimètres et non en pouces contrairement aux normes agronomiques. Cette notion de dégagement est fonction notamment de la quantité $D = \frac{L - l}{h}$ où L représente la largeur arrière du versoir l la largeur de travail et h et c. la hauteur du point L (fig. 36) au-dessus de la sole de labour.

Ainsi pour les versoirs universels de 12 pouces pour lesquels DALLEINE donne LL' = 42 cm et h = 18,5 cm en moyenne, il vient $D = \frac{42 - 30}{18,5} = 0,65$,

alors que pour les versoirs cylindriques de 16 pouces, les valeurs moyennes de de ces quantités sont: LL' = 57 cm et h = 23 cm, ainsi $D = \frac{57 - 48}{23} = 0,39$.

Ces derniers versoirs ont donc tendance à donner un moins bon dégagement que les précédents, toute chose égale par ailleurs.

2) Caractéristiques dynamiques,

a.) Dislocation le long du versoir.

Les angles α et β étant précédemment définis, leur somme n'est pas une nouvelle caractéristique intrinsèque, même si elle intervient comme facteur influa sur la dislocation des mottes sur le versoir.

Les angles A et C sont de nouvelles données géométriques indépendantes et peuvent à ce titre être considérés comme caractéristiques de la tendance qu'a le versoir à disloquer la terre.

Le rayon de courbure moyen défini par DALLEINE est particulièrement intéressant du fait qu'il se rapporte directement à la déformation que subit la bande de terre lors de son passage sur le versoir. Il quantifie la notion de "creux" du versoir. Ce rayon de courbure permet de déterminer la valeur moyenne de la déformation le long de la "trajectoire moyenne" et donne une première approximat de sa grandeur.

.../...

b.) Dislocation à l'extrémité du versoir.

Aucune nouvelle caractéristique indépendante n'intervient de façon intrinsèque.

c.) Frottement sur le versoir.

Outre les angles de cheminement précédemment définis, il est évident que la surface du versoir intervient de façon primordiale tant par sa rugosité que par sa grandeur.

d.) Efforts de traction.

Dans le tableau III, DALLEINE donne des résultats numériques concernant une combinaison linéaire des trois angles α , β et ξ . Cette combinaison n'est pas en elle-même intrinsèque, même si elle est très "parlante" pour un praticien, mais ce tableau fait intervenir la notion de "versoir fuyant" qu'il convient de préciser par un critère. Le caractère fuyant d'un versoir peut être défini par le produit, rapporté à la largeur de travail unitaire exprimée en cm, de la largeur arrière du corps de charrue (LL') par la hauteur du point L au-dessus de la sole (fig. 36). Ce coefficient de fuite (exprimé en cm² par cm) se rattache à la notion de portance dans la direction horizontale Oz'. Il est donc un facteur intéressant dans la détermination des forces de traction mises en jeu. Il convient de préciser que plus un versoir est "fuyant", plus le coefficient de fuite est faible.

CONCLUSION

Si le mérite d'avoir été le premier à présenter une classification revient à WHITE, il est indéniable que les travaux de DALLEINE ont fait progresser de façon considérable l'étude de la géométrie des versoirs. Le premier auteur n'a considéré que l'aspect mathématique des surfaces et n'a que très peu pris en considération l'aspect mécanique de leurs actions sur le sol. Le second auteur aborde cette étude en praticien expert et apporte un certain nombre de notions fondamentales. En premier lieu une classification des surfaces, plus générale

.../...

que celle de WHITE, qui tient compte non seulement de la forme géométrique du versoir, mais aussi de son action sur le sol. Cette classification a rendu nécessaire une définition de grandeurs caractéristiques permettant notamment de limiter la surface mathématique considérée par WHITE. Ces grandeurs permettent, par leur mesure, une comparaison quantitative des actions cinématiques de chaque versoir rendent plus efficace et plus utile la classification proposée. En ne considérant que les grandeurs intrinsèques, le nombre de paramètres intervenant pour chaque versoir est de 12, alors que WHITE n'a utilisé en moyenne que trois paramètres pour écrire l'équation des versoirs.

Dans l'équation de la surface d'un versoir, supposée connue, interviendrait sous une forme ou l'autre trois paramètres de DALLEINE α , β et R. Pour limiter cette surface et la rendre utilisable en pratique il est nécessaire de considérer les neuf autres paramètres intrinsèques dont l'expression mathématique serait rendue possible par la connaissance des équations des surfaces d'intersection.

Au cours de cette étude sont apparues les diverses actions que peut avoir un versoir telles que "rabattement, retournement, soulèvement etc.." qui montrent la complexité du mouvement du sol au cours d'un labour. Cette diversité de phénomènes est la cause initiale des difficultés rencontrées tant par le praticien que par le chercheur, c'est pourquoi ce dernier a tenté de simplifier les données du mouvement et d'éliminer telle ou telle action du versoir. Selon les simplifications adoptées, donc selon les hypothèses choisies, les études se sont orientées différemment. Les chapitres suivants donnent les hypothèses choisies dans chacune de ces étapes. Ils analysent les conclusions qui en découlent concernant l'angle de retournement, les trajectoires, les efforts de traction et les critères d'écoulement en particulier.

o
o o

.../...

CHAPITRE III. ETUDE DU MOUVEMENT DE LA BANDE DE TERRE.

Dans ce chapitre l'étude des contraintes et des forces mises en jeu n'est pas abordée. Le matériau est supposé homogène, continu, et isotrope. Sa section est supposée rester plane pendant le mouvement. En premier lieu celle-ci est supposée indéformable. Cette première hypothèse (Hypothèse H_1), très simple ne permet qu'une comparaison entre l'état initial et l'état final de la bande labourée. Elle permet également d'obtenir une valeur approximative du foisonnement du sol après labour et remet une nouvelle fois au premier plan l'importance des courbes limites du versoir.

Cependant, pour déterminer les trajectoires des particules, il est nécessaire d'admettre que sur les surfaces du soc et du versoir la bande labourée est déformée. Cette déformation, due au fait que la terre se déplace sur une surface non plane, est supposée (Hypothèse H_2) se produire sans aucune dilatation ni contraction dans le matériau ($\xi_{ij} = 0$). Les essais effectués sur le terrain par certains auteurs mettent toutefois en évidence les insuffisances de cette attitude. Il est donc de nouveau nécessaire de faire un autre pas en avant et de tenir compte des dilatations ou contractions dans le plan xOy (Hypothèse H_3 , $\xi_{xx} \neq 0$, $\xi_{yy} \neq 0$, $\xi_{zz} = 0$). Enfin certains auteurs ont généralisé cette dernière hypothèse en considérant également les contractions et les dilatations qui se créent dans le matériau parallèlement à la direction Oz (Hypothèse H_4 , $\xi_{ij} \neq 0$).

Ces quatre hypothèses ont chacune leur propre intérêt car il est possible de donner à chacun d'elles un prolongement pouvant servir de base à de nouvelles expériences ou de point de comparaison à des résultats expérimentaux.

I - HYPOTHESE H₁ : MATERIAU INDEFORMABLE

A. Etude générale.

Avec cette hypothèse, la comparaison entre l'état initial et l'état final de bande labourée apporte des éclaircissements sommaires mais instructifs.

HENIN (1960), FEUERLEIN (1966) et BARRETT (1967) notamment ont considéré cet aspect du problème et ont ainsi mis en évidence le rôle du rapport $\xi = \frac{\text{largeur}}{\text{profondeur}} = \frac{L}{P}$. La bande de terre labourée est supposée pivoter autour de sa charnière extrême (point C fig. 37) avant que celle-ci ne soit soulevée par le soc.

Le mouvement de la bande de terre se décompose dans le plan transversal (perpendiculaire à la direction d'avancement) en une rotation d'angle $\frac{\gamma}{2}$ autour

de la charnière C et une rotation d'angle ψ autour de la nouvelle charnière B₁. Soit ψ l'angle d'inclinaison de ces bandes de terre une fois labourées. Les deux rotations respectant la distance Bb, B₁b₁ = L et $\sin \psi = \frac{P}{L}$, ce qui

entraîne nécessairement $\xi > 1$. Ces deux rotations ont pour résultante une rotation d'angle $\frac{\gamma}{2} + \psi$ et de centre Ω (fig. 38) dont la position est définie par

longueur h telle que $h = \frac{P \operatorname{tg} \frac{\psi}{2}}{1 + \operatorname{tg} \frac{\psi}{2}}$. La section A₂ B₂ C₂ D₂ ne reste appuyée

sur a₂b₂c₂d₂ que si le point D₂ est du côté de a₂b₂c₂d₂ par rapport à la

verticale de B₂. On obtient ainsi une limite supérieure ψ_{\max} pour l'angle d'inclinaison. Soit ϕ l'angle A₂ B₂ D₂, il vient (fig. 39) $\operatorname{tg} \phi = \frac{P}{L} = \frac{1}{\xi}$ d'où

$$\operatorname{tg} \psi_{\max} \times \operatorname{tg} \phi = 1 \text{ ainsi : } \xi^4 - \xi^2 - 1 = 0 \text{ ou}$$

$$\xi_M = \left(\frac{1 + \sqrt{5}}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \dots / \dots$$

Pour que le retournement soit assuré il faut donc que ξ vérifie la condition $\xi > \xi_M$

B. Conditions de foisonnement maximal.

Les hypothèses faites par ces auteurs n'ont qu'une valeur de première approximation, car il faut bien noter que la non déformabilité de la section droite de la bande labourée, néglige les possibilités de "moulage" de ses éléments sur la surface gauche du versoir.

Il est certes hors de doute que le caractère très restrictif de ces hypothèses n'a pas échappé à ces auteurs, et l'intérêt de cette approche se trouve dans sa simplicité et dans les prolongements théoriques qui peuvent être utilisés comme base pour une étude plus expérimentale.

1) Foisonnement dû au labour.

Il nous a paru intéressant de déterminer la valeur du foisonnement, rapport du volume des "vides" (section $B_1 c_2 b_1$) au volume de la bande de terre en position initiale (section ABCD), ainsi :

$$n = \frac{\text{Surface } (B_1 c_2 b_1)}{\text{Surface } (ABCD)} = \frac{B_1 c_2 \cdot c_2 b_1}{2 P \cdot L}$$

$$\text{or, } B_1 c_2 = (L^2 - P^2)^{\frac{1}{2}} = P (\xi^2 - 1)^{\frac{1}{2}} \text{ d'où } n = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{1}{\xi^2}\right)^{\frac{1}{2}}$$

Le foisonnement est maximal quand la surface du triangle $B_1 b_1 c_2$ est elle-même maximale, c'est à dire : quand $B_1 c_2 = c_2 b_1 = P$, on obtient dans ce cas $L = P\sqrt{2}$, ainsi $\xi = \sqrt{2}$ est $n_{\max} = \frac{100\%}{2\sqrt{2}} = 35,4\%$.

L'angle d'inclinaison φ est évidemment égal dans ce cas à $\frac{\pi}{4}$.

Si on tient compte de la porosité initiale du sol, soit n_0 , le volume total des vides est alors non plus $\frac{1}{2} P^2 (\xi^2 - 1)^{\frac{1}{2}}$, mais :

$$\frac{1}{2} P^2 (\xi^2 - 1)^{\frac{1}{2}} + n_0 PL - n_0 P^2 (\xi^2 - 1) \text{ et dans ce cas}$$

la nouvelle valeur du foisonnement est $n - n_0$ avec $n = n_0 + \frac{(1 - n_0)\sqrt{\xi^2 - 1}}{2\xi}$
 .../...

2) Conditions géométriques de foisonnement maximal.

Le fait que la charnière C ne soit pas soulevée dans la première partie de la rotation entraîne une condition géométrique pour le versoir que des calculs ne peuvent exprimer simplement en toute généralité. En effet, dans un labour suffisamment lent (ce qui est en général le cas pour un labour moulé) où les énergies cinétiques mises en jeu et les forces d'inertie sont faibles, le retournement de la bande n'est possible que si au moment où le point C arrive en contact avec le soc, la première rotation est complète. Alors le versoir a amené le point D à la verticale de C . Cette condition pour le point D impose une restriction de type géométrique pour le versoir.

En outre pour que la bande de terre soit dans la position finale $A_2 B_1 C_2 D_2$, il faut que le bord intérieur du versoir soit tel que lorsque la rotation d'angle (φ) est complète, le point C_2 soit "abandonné" par le versoir. Ce bord intérieur doit donc avoir une découpe telle que le dégagement du point C soit possible quand il a été soulevé d'une hauteur $H = P \sin \varphi$ appelée hauteur de dégagement.

Ces conditions font ressortir le rôle primordial des paramètres de DALLEU ayant une influence sur le dégagement de la raie de labour.

Ces conclusions ont été appliquées à deux types de versoirs. Le premier conduit à l'impossibilité du dégagement total, ce qui entraîne la formation d'une charnière intermédiaire passant par un point C' de CD .

a.) Cas du versoir hélicoïdal.

Soit un versoir hélicoïdal droit de rayon R dont l'axe OZ est horizontal, situé dans le plan xOz de la semelle de labour, ainsi $(Oz, OX) = \beta$ est l'angle d'attaque du soc. A l'instant $t = 0$ le point D de la section $ABCD$ considérée jusqu'à présent est "pris" par la pointe du soc située à l'origine O des coordonnées. Soit $(OXYZ)$ le trièdre trirectangle intrinsèque à l'hélicoïde : (fig. 40).

Les équations paramétriques de cette surface dans ses axes sont :

$$X = r \cos \theta, \quad Y = r \sin \theta, \quad Z = h (\pi - \theta)$$

.../...

Dans le système d'axes Oxyz, il vient :

$$x = -h (\pi - \theta) \cos \beta + (r \cos \theta + R) \sin \beta$$

$$y = r \sin \theta$$

$$z = h (\pi - \theta) \sin \beta + (r \cos \theta + R) \cos \beta$$

L'angle μ étant défini comme l'angle du dièdre formé par le plan du soc avec le plan horizontal, il vient :

$$(\text{tg } \mu)_{\text{max.}} = \left(\frac{\frac{\partial y}{\partial \theta}}{\frac{\partial z}{\partial \theta}} \right) = \left(\frac{-r \cos \theta}{h} \right) = \frac{R}{h} \quad (\text{I})$$

La rotation (φ) est complète quand le point B_2 arrive sur la ligne de contact du soc avec la semelle de labour, c'est à dire sur OX, alors :

$$x_{B_2} = P + L \text{ et } \theta_{B_2} = \pi \quad \text{ainsi :}$$

$$x_{B_2} = (R - r_{B_2}) \sin \beta = P + L, \quad y_{B_2} = 0, \quad z_{B_2} = (R - r_{B_2}) \cos \beta$$

en outre la cote de C_2 est la même que celle de B_2 . On peut écrire :

$$x_{C_2} = P + L - P \cos \varphi = -h (\pi - \theta) \cos \beta + (r_{C_2} \cos \theta + R) \sin \beta \quad (2)$$

$$y_{C_2} = r_{C_2} \sin \theta = P \sin \varphi \quad (3)$$

$$z_{C_2} = \frac{P + L}{\text{tg } \beta} = h (\pi - \theta) \sin \beta + (r_{C_2} \cos \theta + R) \cos \beta \quad (1)$$

de ces trois équations on obtient :

$$r_{C_2}^2 = P^2 \sin^2 \varphi + \left[\frac{P + L}{\sin \beta} - P \cos \varphi \sin \beta - R \right]^2 \quad (4)$$

Les équations (3) et (4) permettent alors de calculer $\text{tg } \theta$:

$$\text{tg } \theta = \frac{\pm P \sin \varphi \sin \beta}{P + L - P \cos \varphi \sin \beta - R \sin \beta} \quad (\text{II})$$

θ étant donné par l'équation (II), les équations (1) et (2) donnent :

$$h = \frac{P \cos \varphi \cos \beta}{\pi - \theta} \quad (\text{III})$$

.../...

$tg\mu$ étant défini, l'équation (I) donne alors le rayon du cylindre directeur de l'hélicofde.

Exemple numérique : Si nous considérons à titre d'exemple une charrue 12 pouces, dont le versoir est du type considéré, ce versoir a une largeur de travail $L = 30$ cm. Cherchons s'il est possible d'obtenir le foisonnement maximal défini précédemment ; dans ce cas il vient $P = \frac{30}{\sqrt{2}}$. Les

valeurs moyennes des angles caractéristiques pour ce type de versoir sont :

$$\alpha = 22^\circ, \beta = 41^\circ 30' \text{ et } \mu = 32^\circ 30'$$

$$(I) \text{ donne } R = 0,637 h, \quad (III) \text{ donne } h' = \frac{11,235}{\pi - \theta} \text{ et}$$

$$(II) \text{ donne } tg\theta = + \frac{9,93}{44,6263 - \frac{4,7377}{\pi - \theta}}$$

Mais pour que la terre soit soulevée, il faut que le point D_2 soit entre les points O et Ω et non au-delà de Ω c'est à dire que R doit vérifier la relation $R > \frac{R+L}{\sin\beta}$. Tous calculs faits $h > \frac{30(\sqrt{2}+1)}{0,637, 0,662, \sqrt{2}}$ cm/rd

dans ce cas, par l'équation (III) :

$$\pi - \theta < \frac{11,235, 0,637, 0,662, 1,414}{30, 2, 414} \text{ ou } \theta > \pi - 0,0925 \text{ rd}$$

La valeur minimale de l'angle θ est $174^\circ 30'$ environ, or cette condition ne peut satisfaire l'équation (II) dont la solution la plus proche de cette limite inférieure est $\theta = 161^\circ 30'$, déterminée par approximations successives. Un tel versoir ne donnera donc pas le foisonnement maximal. Pour y parvenir, il faudrait par exemple incliner l'axe du cylindre directeur par rapport au plan horizontal.

b) Cas du versoir cylindrique.

Considérons un versoir cylindrique dont la base est la parabole (P) dans le plan des YZ. Dans le système d'axes Ω XYZ, les équations paramétriques de ce cylindre sont (fig. 40) :

$$X = r \quad Y = 2a \frac{tg\theta - tg\mu}{tg\theta} \quad \text{et} \quad Z = 2a \frac{tg\theta - tg\mu}{tg^2 \theta} \quad \dots / \dots$$

Son équation cartésienne étant $Y^2 + 2a(Z\text{tg}\mu - Y) = 0$, la valeur du paramètre de la parabole de base est ainsi $p = a\text{tg}\mu$.

Dans le système d'axes oxyz il vient :

$$x = -2a \frac{\text{tg}\Theta - \text{tg}\mu}{\text{tg}^2 \Theta} \cos \beta + r \sin \beta$$

$$y = 2a \frac{\text{tg}\Theta - \text{tg}\mu}{\text{tg} \Theta}$$

$$z = 2a \frac{\text{tg}\Theta - \text{tg}\mu}{\text{tg}^2 \Theta} \sin \beta + r \cos \beta$$

Les mêmes conditions de labour que dans le cas précédent s'écrivent :

$$x_{B_2} = P + L \text{ mais ici } \Theta_{B_2} = \mu, \text{ alors :}$$

$z_{B_2} = r \cos \beta$ $x_{B_2} = r \sin \beta = P + L$ et $y_{B_2} = 0$. Comme la cote de C_2 est

la même que celle de B_2 , les coordonnées de C_2 sont :

$$x_{C_2} = P + L - P \cos \psi = -2a \frac{\text{tg}\Theta - \text{tg}\mu}{\text{tg}^2 \Theta} \cos \beta + r_{C_2} \sin \beta \quad (5)$$

$$y_{C_2} = P \sin \psi = 2a \frac{\text{tg}\Theta - \text{tg}\mu}{\text{tg} \Theta} \quad (6)$$

$$z_{C_2} = 2a \text{tg}\Theta - \text{tg}\mu \sin \beta + r_{C_2} \cos \beta \quad (7)$$

Des équations (5) et (7) il vient :

$$r_{C_2} = \frac{P + L}{\sin \beta} - P \cos \psi \sin \beta$$

qui est la distance de C_2 au plan de YZ. L'équation (6) définit :

$$\text{tg}\Theta = \frac{2a\text{tg}\mu}{2a - P \sin \psi}$$

.../...

Pour que le retournement dans les hypothèses données soit possible, il faut que, à la hauteur $H = P \sin \varphi$ au-dessus de la semelle de labour, la longueur du versoir soit égale à $l_{\min} = P + L - P \sin \varphi$. Ainsi, la longueur de la génératrice du versoir, à partir de la muraille, est égale à :

$$\lambda = \frac{P + L}{\sin \beta} - P \cos \varphi \sin \beta - P \frac{\cos \varphi \cos^2 \beta}{\sin \beta}$$

c'est à dire :

$$\lambda = \frac{L}{\sin \beta} (\cos \varphi + \sin^2 \beta) \quad (\text{fig. 41})$$

Exemple numérique : Avec une charrue de 12 pouces, $L = 30$ cm et pour obtenir le foisonnement maximal après labour, les valeurs moyenne des angles caractéristiques étant les mêmes, il faut que :

$l_{\min} = 36,22$ cm et ainsi $\lambda = 54,70$ cm pour une hauteur de dégagement de $h = 15$ cm. Comparons ce résultat avec celui obtenu au chapitre II le rapport $\frac{\lambda - L}{h} = \frac{54,7 - 30}{15} = 0,82$ représente la valeur maximale de cette caractéristique du dégagement.

II - HYPOTHESE H_2 : DEFORMABILITE RESTREINTE $\xi_{ij} = 0$

L'hypothèse H_1 ne peut être qu'une première approche de l'étude du mouvement de la bande labourée. Comme il a déjà été précisé, il est en effet évident que le matériau est nécessairement déformé par la surface non plane du versoir.

Dans un but d'établir une base simple servant de modèle de comparaison avec les essais effectués par certains auteurs, la déformation du matériau est maintenant supposée être caractérisée par des extensions nulles ($\xi_{ij} = 0$). Ainsi sous cette hypothèse nouvelle, à un instant donné la section ABCD (fig. 42) restant plane, l'arc $D_1 H_1$ est constamment égal au segment DH correspondant à la position initiale de ABCD, ainsi $D_1 H_1 = DH = x_1$.

.../...

Considérons à titre d'exemple un versoir cylindrique ayant pour base une parabole et ayant des génératrices horizontales faisant un angle β avec la direction d'avancement du versoir. Supposons qu'à l'instant $t = 0$ le point D soit à la pointe du soc, ses coordonnées sont alors $x = y = z = 0$. L'arc D_1H_1 est un arc de la parabole (P) intersection du cylindre et du plan vertical $z = x_1$ (8). Dans ses axes

le versoir a pour équation $Y_1^2 + 2atg\mu Z - a^2 = 0$ et il suffit de déterminer la longueur de l'arc $D_1H_1 = s$. Dans les axes habituellement choisis l'équation de versoir est :

$$y^2 - 2ay - 2atg\mu (x \cos\beta - z \sin\beta) = 0$$

Compte tenu de (8) il vient : $y^2 - 2ay - 2atg\mu \cos\beta (x - x_1) = 0$

ou (chapitre II) $y^2 - 2ay - 2atg\vartheta (x - x_1) = 0$

Ainsi $ds^2 = \left[1 + \frac{(y-a)^2}{a^2 tg^2 \vartheta} \right] dy^2$

Paramétrons la parabole (P) par l'angle φ que fait la normale en un point avec l'axe x ($\varphi = (D_1n, \overrightarrow{Ox})$ (fig. 43) alors $tg\varphi = \frac{y-a}{atg\vartheta}$. En orientant l'arc de

la parabole dans le sens des φ croissants il vient :

$$ds = atg\vartheta x \frac{d\varphi}{\cos^3 \varphi} \quad \text{comme pour } t = 0 \quad \varphi_0 = \vartheta - \frac{\pi}{2}$$

$$s = \frac{atg\vartheta}{4} \left[\text{Log} \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} + \frac{2 \sin \varphi}{\cos^2 \varphi} - A_0 \right] = \frac{atg\vartheta}{4} [A - A_0]$$

$$\text{où } A_0 = \text{Log} \frac{1 - \cos \vartheta}{1 + \cos \vartheta} - \frac{2 \cos \vartheta}{\sin^2 \vartheta}$$

Ecrivons que $s = x_1$, les coordonnées du point D_1 à l'instant t sont :

$$z = \frac{s}{tg\beta} \quad y = a (1 + tg\vartheta \cdot tg\varphi)$$

$$\text{et } x - s = \frac{a}{2tg\vartheta} (tg^2 \vartheta \cdot tg^2 \varphi - 1).$$

.../...

Exemple numérique : Considérons un versoir de 12 pouces, (chapitre II) $\alpha = 22^\circ$, $\beta = 41^\circ 30'$, $\mu = 32^\circ 30'$ et $\nu = 25^\circ 30'$. Dans ces conditions $A_0 = 12,738$ et le tableau IV définit les valeurs des coordonnées du point D_1 . Les fig. 44 et 45 donnent les projections de la trajectoire de ce point dans les plans xOz et xOy .

La loi horaire du mouvement est donc définie par le fait que la composante de la vitesse du point D sur l'axe Oz est constante et égale, mais opposée, à la vitesse d'avancement du versoir. Ceci traduit que le déplacement longitudinal de la bande de terre est nul, alors $z = Vt$

$$\text{d'où } \frac{atg \nu}{4} \left[\text{Log } \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} + \frac{2 \sin \varphi}{\cos^2 \varphi} - A_0 \right] = V \text{tg } \beta \cdot t.$$

Il est évident que les trajectoires des points du segment DC se déduisent par une simple translation de la trajectoire du point D le long du soc. Naturellement ces trajectoires ne sont pas indéfinies car le versoir lui-même ne l'est pas. En outre l'action de forces telle que la pesanteur peuvent les modifier en créant des décollements ou des chutes prématurées.

Cette hypothèse H_2 , moins restrictive que la précédente est implicitement contestée par certains auteurs dont les essais font apparaître des déformations dans le matériau.

III - HYPOTHESE H_3 : DEFORMABILITE DANS LA SECTION DROITE ($\xi_{zz} = 0$)

Dans la détermination de l'angle d'inclinaison de la bande de terre labourée FEUERLEIN (1966) apporte un complément aux études précédentes par des mesures sur le terrain de cet angle d'inclinaison à l'aide de témoins placés dans le matériau. Les résultats obtenus montrent que la valeur moyenne de cette inclinaison est inférieure à la valeur théorique calculée sous l'hypothèse H_1 . En effet la courbure, imposée par la forme du versoir aux côtés initialement horizontaux de la bande de terre, est dirigée vers le bas et, de ce fait, la corde joignant les extrémités de l'arc formé est plus inclinée sur le plan horizontal (fig. 46).

.../...

A. Etude de O'CALLAGHAN et MAC COY.

O'CALLAGHAN et MAC COY (1965) ont considéré expérimentalement l'action d'un versoir à l'aide de témoins plantés dans un sol naturel et ont ajusté des équations polynômiales sous forme de développements illimités aux trajectoires ainsi obtenues. Comme $\xi z = 0, z = v_z t$, et le mouvement du centre de gravité d'un prisme élémentaire de hauteur y_0 et de section δx et δz est alors défini par les équations $x = B_1 + B_2 z + B_3 z^2 + \dots$ et $y = C_1 + C_2 z + C_3 z^2 + \dots$ (fig. 47).

Les composantes de la vitesse et de l'accélération sont calculées par différentiation, ce qui permet de calculer le module de ces deux quantités :

$$V = (v_x^2 + v_y^2 + v_z^2)^{\frac{1}{2}} \quad \text{et} \quad \gamma = (\gamma_x^2 + \gamma_y^2)^{\frac{1}{2}}$$

En déterminant les trajectoires des particules sur deux versoirs différents (versoir A 10 pouces, 28 de longueur, et versoir B 11 pouces, 30 de longueur) O'CALLAGHAN obtient les courbes de la figure 48. Les calculs précédents à l'aide des équations polynômiales empiriquement établies permettent alors une comparaison instructive des vitesses (fig. 49) et des accélérations à des vitesses de travail différentes.

B. Trajectoire théorique.

Dans le cadre de l'étude de O'CALLAGHAN et MAC COY, il est intéressant de préciser l'hypothèse H_3 en supposant par exemple que le matériau est étiré dans la direction Ox, proportionnellement au temps. Ainsi $\xi x = A$ d'où $\xi x = At$, la nouvelle valeur s' de l'arc s une fois étiré est alors donnée par $\frac{s' - s}{s} = At$.

La trajectoire du point D est déterminée en écrivant que la section ABCD est supposée rester plane dans un plan vertical perpendiculaire à la direction d'avancement. Ceci entraîne que $z = Vt$ est toujours vérifiée et que $z = \frac{s}{\text{tg } \beta}$.

Ainsi pour une valeur de s donnée par le tableau IV correspond une valeur de t donnée par $s = V \text{tg } \beta t$. Cette valeur de t détermine, pour k déterminé comme caractéristique du matériau, la valeur de la dilatation, donc de s' . La nouvelle position du point D est sur la parabole (P) et s' vérifie l'équation $s' = V \text{tg } \beta (A' - A_0)$

.../...

qui définit une nouvelle valeur de A , donc de φ' . Les équations paramétriques de la parabole (P) déterminent alors les nouvelles coordonnées du point D'.

Exemple numérique : Il a été choisi à titre d'exemple le versoir cylindrique déjà utilisé, et la valeur du module d'élasticité défini précédemment A a été prise égale à $A = 0,2 \text{ s}^{-1}$. Le tableau V donne les différentes étapes de calculs et les fig. 50 et 51 donnent les projections de la trajectoire du point D' sur le plan xOy et xOz , dans ces nouvelles hypothèses. La vitesse de travail est $V = 3,6 \text{ km/h}$.

Le tableau VI donne les distances entre les positions respectives des points D et D' correspondant aux instants t_n et $t_n - 1$ et montre ainsi la dilatation de l'arête du point D' parallèlement à la surface du versoir.

IV - HYPOTHESE H_4 : DEFORMABILITE TOTALE DU MATERIAU

Si l'hypothèse H_3 donne un complément d'informations sur le comportement du sol travaillé elle semble cependant insuffisante. Elle est, sans aucun doute, simple et moins restrictive que les deux précédentes, mais elle fait intervenir une anisotropie fondamentale dans le comportement du matériau en le supposant inextensible dans une direction privilégiée. WHITE (1918) établit, le premier probablement, les trajectoires des particules de sol sur un versoir quelconque de façon expérimentale et a observé avec un soin particulier les déformations à l'aide de témoins. La déformabilité dans la direction Oz a été ainsi mise en évidence.

A, Expériences de WHITE.

WHITE (1918) utilise un labour sous prairies de façon à pouvoir considérer la bande de terre retournée comme continue. Grâce à des témoins plantés verticalement et à des distances égales, WHITE observe :

- que la face du copeau contre la muraille est décompactée pendant le retournement, la partie supérieure l'étant moins que la partie inférieure
 - que la face libre du côté du labour antérieur semble au contraire subir une contraction sur sa partie supérieure et n'être ni tendue ni contractée sur sa partie inférieure.
- .../...

Ces observations entraînent comme conclusion immédiate qu'il existe une ligne neutre dans la section transversale du copeau qui passe par le point C. Cette ligne neutre, soit CN, partage la section transversale en deux parties : ANCD tendue et NBC contractée (fig. 52). En outre, ces témoins font apparaître qu'au cours de l'écoulement du copeau sur le versoir, les fissures formées initialement au passage du soc, sur la face tendue, se resserrent quand le sol passe sur l'arrière du versoir WHITE en conclut qu'il existe un point d'extension maximale.

En vernissant la surface du versoir, WHITE a matérialisé les trajectoires des particules de la face inférieure du copeau et a déterminé les projections sur le plan horizontal et le plan vertical perpendiculaire à la direction d'avancement (fig. 53 et 54).

B. Interprétation.

En projection horizontale WHITE a utilisé des équations polynômiales de la forme suivante :

$$ax^2 + bz^2 + lxz + mx + nz + d = 0 \quad (9)$$

et en projection verticale sur le plan xOy :

$$a_1x^2 + b_1y^2 + L_1x + m_1y + d_1 = 0 \quad (10)$$

L'équation (10) permet de calculer les composantes verticales $\frac{dy}{dt}$ et $\frac{d^2y}{dt^2}$ de la

vitesse et de l'accélération d'une particule de sol dans la mesure où $\frac{dx}{dt}$ et $\frac{d^2x}{dt^2}$

sont connus, mais ces deux dernières quantités sont données par l'équation (9) en fonction de $\frac{dz}{dt}$ et $\frac{d^2z}{dt^2}$ composantes dans le sens d'avancement du versoir de la

vitesse et de l'accélération de la particule. Il faut donc connaître la relation $z = f(t)$, loi horaire du mouvement du sol dans le sens longitudinal. Si Z est la distance parcourue pendant le temps t par le versoir avançant à une vitesse constante v connue, il vient : $Z = vt$. WHITE mesure alors la différence $z - Z$ entre les positions du versoir et la cote z des repères plantés dans le sol.

Des difficultés certaines ont été rencontrées à cause de l'état peu homogène du sol naturel qui de plus contenait un pourcentage important de cailloux, mais il a été cependant possible de mettre en évidence que la différence $z - Z$ tendait à passer par une valeur maximale.

.../...

Afin de normaliser ses essais, WHITE leur a imposé six conditions de trav

- quand $z = 40$ pouces, $Z = 40$ pouces pour chaque trajectoire.
- il n'y a pas d'extension ni de contraction au point C.
- $(z - Z)_{\max}$ pour les témoins les plus proches de la muraille est égale à 1,05 pouce.
- $(z - Z)_{\max}$ décroît uniformément de A vers B.
- l'extension sur chaque trajectoire croît uniformément jusqu'à ce que $(z - Z)$ soit maximal et ensuite décroît uniformément jusqu'à ce que $z = Z = 40$.
- l'extension maximale a lieu à mi-chemin entre le point où la particule de sol est prise par la charrue et le point $s = 40$.

Sur ces données WHITE peut alors écrire :

$$z - Z = a_2 (Z^2 + b_2 Z + c_2)^2$$

c'est à dire :

$$z - vt = a_2 \left[(vt)^2 + b_2 vt + c_2 \right]^2$$

Cette équation définit $\frac{dz}{dt}$ et $\frac{d^2z}{dt^2}$ composantes de la vitesse et de l'accélération des particules de sol dans la direction d'avancement du versoir. A l'aide des équations (8) et (9) on peut alors calculer les quatre composantes de la vitesse et de l'accélération dans les deux autres directions.

V - CONSEQUENCES

Ces deux études ont le grand avantage de tirer le plus grand parti possible des calculs théoriques des vitesses et d'être en liaison étroite avec les essais poursuivis parallèlement. Cependant le fait d'avoir ajusté des équations polynômiales aux trajectoires expérimentales donne un caractère empirique aux résultats obtenus. Tout en mentionnant l'aspect "Mécanique des sols" par l'utilisation des caractéristiques comme la granulométrie et les densités, et tout en ayant déterminé les grandeurs fondamentales (contraintes de cisaillement et angles de frottement interne) des matériaux utilisés, WHITE et O'CALLAGHAN ne prennent pas en

.../...

considération le comportement intrinsèque du sol au cours de son retournement. Ils n'étudient que partiellement la nature des déformations.

Il est certain qu'il est toujours possible d'ajuster un développement illimité à l'équation d'une courbe et, en ce sens, l'étude de O'CALLAGHAN est plus précise que celle de WHITE sur le plan mathématique. Toutefois ce dernier aborde l'étude des déformations pendant l'écoulement et fait apparaître un écart entre la cote de la particule et l'avancement du versoir.

Si les courbes obtenues par WHITE sont comparées à celles de O'CALLAGHAN d'une part, et à celles des fig. 50 et 51 dans l'hypothèse de la déformation restreinte d'autre part, il apparaît une certaine analogie compte tenu des différences de versoirs utilisés dans chaque cas. Ceci montre que l'hypothèse H_3 bien que trop restrictive, est une approche intéressante du comportement réel du matériau et que les développements limités ou non au deuxième degré permettent tout de même une bonne approche empirique de la détermination des trajectoires.

L'attitude adoptée au cours de ce chapitre a des conséquences pratiques dans le domaine de la dynamique comme le montre le chapitre IV, mais elle est largement insuffisante pour déterminer le comportement intrinsèque du matériau. Ce comportement ne peut donc pas être étudié de façon approfondie en conservant le cadre des théories de la résistance des matériaux et il est indispensable de considérer le matériau comme un fluide soumis à un critère d'écoulement et subissant de grandes déformations.

Les chapitres V et VI adoptent cette nouvelle attitude, étudient la répartition des contraintes et des déformations dans le matériau travaillé (métal ou sol) et donnent les résultats expérimentaux ou théoriques obtenus selon les critères choisis.

•
• •

.../...

CHAPITRE IV. ETUDE EXPERIMENTALE ET THEORIQUE DE LA DYNAMIQUE DU MOUVEMENT

La détermination des trajectoires, effectuée au cours du chapitre III a de profondes résonances dans le domaine de la dynamique, car elle permet d'évaluer l'intensité des forces mises en jeu et de pouvoir faire une comparaison avec les mesures sur le terrain. Aussi en premier lieu les conséquences des études de O'CALLAGHAN et de WHITE sont-elles développées dans ce chapitre. Elles donnent ainsi l'occasion d'apprécier les approximations créées par l'emploi d'équations empiriques pour définir les trajectoires.

Un groupe d'auteurs cependant aborde l'étude du mouvement du sol sur un versoir sous le seul aspect de la dynamique, mais sans étude cinématique préalable.

VANDEN BERG (1966) propose une méthode générale de résolution du système des forces qui s'exercent sur les outils VON WICHA (1957) par contre calcule la force de traction nécessaire pour vaincre la réaction générale du sol au cours de son retournement.

I - CONSEQUENCES DYNAMIQUES D'UNE ETUDE CINEMATIQUE PREALABLE

A. Etude de WHITE.

Après avoir écrit les équations des trajectoires, WHITE aborde l'étude dynamique de façon très succincte et ne fait qu'énumérer les différentes forces mises en jeu sans en préciser l'intensité ou la direction. Il précise cependant qu'il est possible, à partir des résultats obtenus de calculer les cosinus directeur

.../...

des axes du trièdre de FRENET et d'exprimer dans ces axes les composantes tangentielle, normale et binormale de la résultante des forces agissant sur une particule de sol. WHITE précise que cette force est la résultante :

- de la réaction du versoir
- de la pesanteur
- de la pression due au poids de la terre au-dessus de la particule
- du frottement entre surface du versoir et sol
- du cisaillement, traction et compression sur les éléments du copeau
- du frottement interne et de la cohésion du matériau,

B. Etude de O'CALLAGHAN et MAC COY.

La décomposition en prismes élémentaires (fig. 47) de la bande de terre, effectuée par ces auteurs, présente l'avantage de permettre d'estimer et de calculer les différentes forces qui s'exercent sur le matériau.

Il est alors possible avec ces données d'écrire la réaction R du versoir sur le prisme élémentaire en la considérant comme étant due aux forces exercées sur le versoir par l'accélération et le poids du prisme. Le poids de ce prisme est $w = \frac{\gamma}{g} \int_V dx dy dz$, où γ est la densité. Ainsi :

$$R_x = \frac{\gamma}{g} \int_V dx dy dz \cdot a_x \quad R_y = \frac{\gamma}{g} \int_V dx dy dz \cdot a_y \quad \text{et } R_z = 0$$

ce qui donne $R = (R_x^2 + R_y^2)^{\frac{1}{2}}$ de composante normale R_N

La force de frottement entre les prismes et le versoir, est évidemment

$$F = \mu_s R_N \quad \text{où } \mu_s \text{ est le coefficient de frottement sol-métal}$$

de composantes : $F_i = \mu_s R_N \frac{v_i}{v}$

.../...

Le travail effectué sur un élément est alors calculable. Il est dû :

$$\text{- au frottement } w_F = \frac{1}{2} \sum_x^z (F_{x_r} + F_{x_{r-1}}) (x_r - x_{r-1})$$

$$\text{- à la pesanteur } w_g = \frac{1}{2} w (y_r - y_{r-1})$$

$$\text{- à l'accélération } w_a = \frac{1}{2} \frac{w}{g} \sum_x^y (v_{x_r}^2 - v_{x_{r-1}}^2) + \frac{\sum I_p}{2} (\omega_r^2 - \omega_{r-1}^2)$$

où $\sum I_p$ est le moment d'inertie polaire par rapport au centre de gravité du prisme

$$\omega = \frac{d\theta}{dt} \text{ et } \operatorname{tg}\theta = \frac{dy}{dx}$$

- à la force d'adhésion sol-métal.

La force d'adhésion dans chaque direction est proportionnelle à la composante de la vitesse et à l'élément d'aire sur lequel elle s'exerce.

$$G_i = \beta \sum A \frac{v_i}{v_R}$$

Le travail fourni pour vaincre cette force d'adhésion est :

$$w_q = \frac{1}{2} \sum_x^z (G_{x_r} + G_{x_{r-1}}) (x_r - x_{r-1})$$

ainsi le travail total est : $W_{\text{tot.}} = w_F + w_g + w_a + w_q$ et l'énergie mise

en jeu au cours de déplacement d'un prisme élémentaire de la position (r - 1) à la position (r) est :

$$E = \frac{v_z}{z_r - z_{r-1}} W_{\text{tot.}}$$

en négligeant les résistances parasites inobservables.

.../...

Les auteurs mesurent les forces mises en jeu afin de vérifier la méthode d'analyse et le tableau ci-dessous compare les résultats obtenus avec ceux donnés par l'équation donnant la valeur de E.

Forces s'exerçant sur le soc du versoir A

force (livre)	Vitesse d'avancement en mile/h					
	0,9	1,2	1,7	2,3	3,0	3,7
mesurée	304	310	317	325	336	350
calculée	266	269	272	277	282	288

Le fait que les forces mesurées soient supérieures, est dû aux résistances parasites impossibles à isoler. Cette étude met en évidence le rôle important de la vitesse de travail dont les effets sont plus notables qu'une différence de socs.

II - ETUDE DU COMPORTEMENT DYNAMIQUE

A. Théorie de la dynamique par une analyse vectorielle.

1) Généralités.

VANDEN BERG estime qu'en toute généralité une opération de travail du sol peut se réduire à trois ensembles de forces indépendants :

.../...

- le poids du sol sur le versoir
- les forces dues au sol
- les forces agissant entre l'outil et l'engin moteur.

Ces trois ensembles de forces, écrit-il, sont en équilibre quand la vitesse d'avancement est uniforme. Le poids du sol, à chaque instant, est facilement calculable car il est constant. Les forces entre l'outil et l'engin moteur assument les conditions d'équilibre, aussi leur résultante est égale et opposée à la résultante du poids et des "forces dues au sol". Ces dernières peuvent donc être mesurées en connaissant les forces entre outil et engin moteur. Plusieurs méthodes sont utilisées pour déterminer les relations entre ces deux éléments, mais VANDEN BERG déplore qu'aucune ne soit réellement excellente. L'analyse vectorielle utilisée par VANDEN BERG, simplifie énormément la représentation des forces et permet de localiser la force résultante sur l'outil et de ce fait son point d'application.

ROGERS (1955) établit la liste des méthodes d'interprétation des résultats expérimentaux. Elles sont caractéristiques par leur façon de réduire vectoriellement les forces mises en jeu :

- 1) - une force avec un couple dans un plan perpendiculaire
- 2) - une force et un couple incliné par rapport à cette force
- 3) - deux forces, l'une ayant une direction arbitrairement choisie
- 4) - trois forces perpendiculaires et trois couples dans les trois plans ainsi déterminés
- 5) - trois forces dans les trois plans principaux.

Les méthodes 2) et 3) ont été en général utilisées aux U. S. A. par CLYDE (1944) et la méthode 4) par ROGERS en Grande-Bretagne et VON GETZLAFF (1951) en Allemagne. Dans chaque méthode les éléments sont toujours rapportés à un point de référence de l'outil. Dépendantes de la façon dont ce point de référence a été choisi, elles permettent de déterminer en première approximation la position de la résultante des forces, alors que la première méthode est la seule qui donne exactement la position de celle-ci.

Chaque outil travaillant le sol possède six degrés de liberté. Six paramètres sont donc nécessaires pour définir la position et l'orientation d'un corps rigide et six paramètres sont aussi nécessaires pour définir les forces agissant sur ce corps rigide. Dans les cinq méthodes considérées, les six quantités scalaires utilisées sont spécifiques même si elles ne sont pas nécessairement évidentes.

Par exemple, dans les méthodes 1) et 2), sont prises les trois composantes scalaires du vecteur force et les trois composantes scalaires du couple, dans les méthodes 3) et 4) les trois composantes scalaires de chaque vecteur force. Dans la méthode 5) un nombre plus important de paramètres est nécessaire.

Avec les définitions de l'analyse vectorielle, le vecteur force résultant du système est un glisseur défini par sa somme géométrique $\vec{F} = \sum_1^n \vec{P}_i$ (11). De même le moment résultant \vec{G} par rapport à un point 0 quelconque est

$$\vec{G} = \sum_1^n \vec{r}_i \wedge \vec{P}_i \quad (12) \quad \text{où } \vec{r}_i \text{ est la distance du point d'application de } P_i \text{ au point 0.}$$

Les six quantités scalaires définissant le système sont les composantes de \vec{F} et \vec{G} et ce système de forces ainsi défini mathématiquement de façon rigoureuse est cependant incomplet car le point d'application de F n'est pas déterminé.

Connaissant $\vec{G} = \vec{r} \wedge \vec{F}$, par rapport à un autre point 0' on a évidemment $\vec{G}' = \vec{r}' \wedge \vec{F}$ où $\vec{r}' = \vec{r} - \vec{a}$ avec $\vec{a} = \vec{00'}$ ainsi :

$$\vec{G}' = \vec{G} - \vec{a} \wedge \vec{F} \quad (13)$$

équation qui permet de calculer le moment par rapport à n'importe quel point.

La théorie des glisseurs montre qu'un système de forces donné est équivalent au système défini par leur résultante \vec{F} et par le moment résultant \vec{G} , mais l'indétermination du point d'application de la force \vec{F} crée un arbitraire qui fait naître des confusions dans l'interprétation des données de labour. Les différences entre les cinq méthodes sur la façon d'interpréter ces données peuvent être expliquées en termes d'équipolence et de localisation de la force \vec{F} . Pour illustrer ce fait, VANDEN BERG suppose que les forces dues au sol sont mesurées et que les cinq méthodes sont successivement utilisées. A l'aide des équations 11), 12) et 13) on obtient dans chaque cas une seule force appliquée en un point 0 et un seul couple. Bien que les "forces dues au sol" et le point 0 ne soient pas définis entièrement, l'amplitude de \vec{F} et la valeur du couple sont les mêmes. Toutes les méthodes sont équivalentes, bien que la forme des données soit différente. L'indétermination de la ligne d'action de la force sera levée si les "forces dues au sol" agissant sur l'outil sont correctement définies.

.../...

2) Utilisation de la théorie des torseurs.

Le problème de la détermination de la ligne d'action de \vec{F} reste entier, or il est fondamental. Il permet en effet, une fois résolu, de déterminer le "centre de résistance" de l'outil. Considérons le torseur \vec{T} dont la somme géométrique est la résultante \vec{F} et dont le moment résultant par rapport à 0 est \vec{G} , comme le champ des moments d'un torseur est équiprojectif, il vient :

$$\vec{F} \cdot \vec{G} = \vec{F}' \cdot \vec{G}' = F' G' \cos\Theta = K \quad (14)$$

où K est en général différent de zéro, quel que soit le point 0 (si $K = 0$ en effet \vec{F} et \vec{G} sont orthogonaux, le système des forces est plan et le problème est facilement résolu).

Pour un ensemble de forces donné, \vec{F} et K sont constants et seuls \vec{G} et Θ sont variables. Si le point 0 est pris sur la ligne d'action de \vec{F} , \vec{F} n'intervient pas dans la détermination du moment qui a alors sa valeur minimale. Ainsi la ligne d'action de la force \vec{F} est l'axe central du torseur.

Les méthodes 2), 3) et 5) fixent initialement la direction du couple, ce qui fixe arbitrairement la valeur de Θ , alors que la méthode 1) détermine les points d'application tels que \vec{G} soit minimal.

3) Réduction à un torseur.

Soient X , Y , et Z les résultantes des composantes des "forces dues au sol" qu'il convient de bien différencier des forces assurant l'équilibre de l'outil. On peut alors écrire $\vec{F} = X\vec{i} + Y\vec{j} + Z\vec{k}$, si L , M , et N sont les composantes du moment résultant il vient : $\vec{G} = L\vec{i} + M\vec{j} + N\vec{k}$. En un point quelconque $A(xyz)$ de l'axe central le moment du torseur a pour composantes :

$$L - yZ + zY; \quad M - zX + xZ, \quad N - xY + yX \quad (15)$$

et les équations de celui-ci sont :

$$\frac{L - yZ + zY}{X} = \frac{M - zX + xZ}{Y} = \frac{N - xY + yX}{Z} \quad (16)$$

Le centre de résistance au sens de VANDEN BERG est l'intersection de l'axe central avec l'outil.

.../...

CLYDE (1939) a comparé, pour une charrue à disques travaillant à une profondeur de 6 pouces, les résultats obtenus en utilisant deux méthodes différentes : l'une sans réduire les forces à un torseur, l'autre en les réduisant à un torseur. Le tableau (VII) traduit les résultats dans les axes choisis initialement (les valeurs de y et z étant calculées pour $x = 0$), et donne l'écart entre le centre de résistance au sens de VANDEN BERG et le centre de résistance donné sans utilisation des torseurs. Celui-ci se trouve en avant et plus bas que le premier.

Cet écart est dû au fait que l'angle Θ avait été arbitrairement fixé ce qui déporte la ligne d'action d'une quantité déterminée par l'équation 14).

Sous un aspect pratique, cette différence n'est pas significative, mais pour une recherche théorique où une compréhension totale des phénomènes est exigée, cette différence a des conséquences importantes.

Pour un outil agraire à plusieurs disques ou versoirs, précise l'auteur, le même procédé peut être utilisé. \vec{F} et \vec{G} étant calculés pour un élément, on obtient \vec{F}_t et \vec{G}_t pour l'ensemble considéré. Les équations 15) et 16) sont alors utilisées pour réduire le système total à un torseur et déterminer le centre de résistance de l'ensemble.

Il faut exprimer l'équation de cet outil agraire, soumis aux forces dues au sol réduites à \vec{F}_t et \vec{G}_t agissant au centre de résistance, au poids de la charrue, \vec{W} , agissant au centre de gravité et à la force de traction \vec{P} . Si la charrue est portée, il y a un moment \vec{M} s'exerçant entre la charrue et le tracteur, comme indiqué par CLYDE (1944). L'amplitude de P sera telle que sa composante sur l'axe Oz soit égale à Z , force longitudinale due au sol. Il vient alors :

$$\vec{F}_t + \vec{P} + \vec{W} = 0 \quad (17) \quad \text{et} \quad \vec{G}_t + \vec{M} + \vec{G}_{P,W} = 0 \quad (18) \quad \text{où } \vec{G}_{P,W} \text{ est le moment dû}$$

à P et à W . Si $M = 0$ (cas d'une charrue traînée) et si $\vec{G}_{P,W}$ est donné par la position de \vec{P} et de \vec{W} , l'équilibre des moments n'est pas réalisé nécessairement et la charrue aura tendance à pivoter. Ceci est la cause des irrégularités de pénétration.

Pour corriger ce déséquilibre, on calcule par les équations 17) et 18) la nouvelle valeur à donner à \vec{W} et la nouvelle position de sa ligne d'action ; le bâti de la charrue est alors corrigé en conséquence. Comme \vec{W} n'agit que dans la direction verticale, le moment dans le plan horizontal ne sera pas annulé par \vec{W} . En pratique donc, \vec{P} ne passera pas par le centre de résistance, mais sera légèrement déporté, jusqu'à obtenir l'équilibre.

.../...

Ainsi la réduction de l'ensemble des forces du sol à un torseur unique permet de localiser la ligne d'action de la force résultante et son point d'application sur le versoir. Il est alors possible d'exprimer la force de déviation et le moment mis en évidence par COWELL et MAKANJUOLA (1966). Cette méthode est mathématiquement généralisable à une charrue multisoc.

B. Détermination de la force de traction résultante.

Les efforts dûs à la bande de terre labourée, qui forment le deuxième ensemble de forces mentionné par VANDEN BERG, sont définis et calculés par VON WICHA (1957). Les conditions de construction de la surface du soc et du versoir sont analysées en premier lieu et les conclusions de VON WICHA sont en plein accord avec celles de DALLEINE, étudiées au chapitre I. Toutefois, la valeur moyenne de l'angle μ , angle du dièdre soc-semelle de labour, choisie par VON WICHA correspond plus à la valeur moyenne de α , angle d'entrure du soc dans le plan vertical du sep obtenue par DALLEINE. Une précision intéressante pour le versoir cylindrique est apportée par VON WICHA qui définit l'angle de "cisaillement" Δ (angle que fait la surface de la couche retournée avec la surface du versoir près du bord inférieur). Pour éviter le "cisaillement" de la partie inférieure de la tranche de terre labourée, il faut que $\Delta \geq 90^\circ$. Cet angle est défini par la relation :

$$\cos \Delta = \sin \psi \sin \mu' \cos \beta - \cos \psi \cos \mu'$$

formule de GORJATSCHKIN citée par STSCHUTSCHKIN, (1954) dans laquelle :

ψ est l'angle théorique de retournement du sol comme défini précédemment ,

μ' est l'angle que fait avec le plan horizontal la tangente à la parabole directrice au point considéré sur le versoir ,

β est l'angle d'attaque du soc ,

$$\text{ainsi : } \cos \Delta \leq 0$$

La relation de GORJATSCHKIN impose donc une condition aux limites du domaine de variations de μ' .

L'étude de l'action d'un corps de charrue sur un sol a été faite par VON WICHA en considérant quatre ensembles de forces, qu'il analyse successivement :

.../...

1) Résultante des forces de coupe sur le soc, P :

Si b_n et t_n sont la largeur et la profondeur de travail (fig. 55) et si k_s est la force spécifique s'exerçant sur le tranchant du soc, la force totale dont le point d'application A est au milieu du soc est :

$$S = \frac{b_n k_s}{\sin \beta} . \text{ Soit } \mu_g \text{ le coefficient de frottement}$$

du sol sur la surface du soc et du versoir, la force de frottement opposée au mouvement général du sol est $F = S \operatorname{tg} \gamma_g$ où $\operatorname{tg} \gamma_g = \mu_g$. Ainsi la résultante P est

$$P = \frac{S}{\cos \gamma_g} = \frac{F}{\sin \gamma_g} \text{ de composantes dans le plan horizontal V et W. Cette}$$

force est située dans le plan horizontal $y = 0$ et fait un angle Δ_S connu avec la direction d'avancement :

2) Résultante des forces de coupe sur le tranchant du versoir : P_1

En première approximation la force de coupe S_1 du tranchant du versoir a son point d'application en B situé à demi-profondeur de travail et s'exerce sur la longueur $\frac{t_n}{\sin \alpha}$ dans le plan vertical comme indiqué fig. 56. Ainsi $S_1 = \frac{t_n k_s}{\sin \alpha}$,

la force de frottement dans ce cas est $F_1 = S_1 \operatorname{tg} \gamma_g$, la résultante a pour valeur $P_1 = \frac{S_1}{\cos \gamma_g} = \frac{F_1}{\sin \gamma_g}$. Elle est située dans le plan vertical yOz et a pour composantes

V_1 et W_1 . Elle fait un angle Δ_B connu avec la direction d'avancement. Connaissant l'équation du versoir, l'angle α_1 est immédiatement calculable.

3) Résultante de la force de déviation du sol K dans le plan horizontal.

En première approximation le poids du sol qui se trouve, à l'instant t, sur le versoir est :

$$G_B = L \frac{b_n}{\sin \beta} t_n \gamma$$

L étant la largeur du contour apparent vertical et γ la densité apparente humide (fig. 57). Pour une vitesse de travail égale à v, cette masse de sol est sur le versoir

.../...

pendant le temps t tel que : $t = \frac{L + \frac{b_n}{\sin \beta}}{v}$

v_1 étant la vitesse relative du sol, on définit l'angle α_2 que fait cette vitesse avec la direction d'avancement au moment où le sol quitte le versoir. En première approximation, la valeur de cette vitesse est la même que celle de la vitesse d'avancement ou vitesse absolue du versoir. La composante dans le plan horizontal est v_B construite sur la fig. 58.

L'angle α_2 est déterminé analytiquement en considérant que le point O' est déduit du point O par un mouvement hélicoïdal ayant pour axe celui de la première rotation considérée au chapitre II,

$$|v| = |v_1| \text{ entraîne } v_B = 2v \sin \frac{\alpha_2}{2}$$

Alors la composante dans le plan horizontal de l'accélération du sol à l'instant t

est $p = \frac{v_B}{t}$ sous l'effet de la force $S_2 = \frac{G_B}{g} p$ dans la même direction

que v_B . La force de traction nécessaire dans la direction de travail est P_2 . Elle doit vaincre la force d'accélération S_2 et les frottements sur la surface du versoir. La projection de ces forces sur un axe parallèle aux génératrices du cylindre donne l'équation : (fig. 59)

$$P_2 \cos \beta = S_2 \cos \left(\beta + \frac{\alpha_2}{2} \right) + \varphi_1 + \varphi_2 \quad \text{où}$$

φ_1 est la force de frottement due à S_2

φ_2 est la force de frottement due à P_2

$$\text{alors } P_2 = \frac{\cos \left(\beta + \frac{\alpha_2}{2} - \varphi_g \right)}{\cos \left(\beta + \varphi_g \right)} S_2$$

Compte tenu des frottements sol-versoir, la force de déviation du sol K doit équilibrer la résultante des deux éléments de forces S_2 et P_2 . Ainsi, la force K fait avec la direction d'avancement un angle Δ_p connu et :

$$K = \frac{S_2 \sin \frac{\alpha_2}{2} + P_2}{\cos \Delta_p}$$

.../...

Il convient de remarquer que S_2 est petit par rapport à P_2 , donc que la composante de K sur l'axe des z est égale à $K \cos \Delta p = F_2$

4) Résultante de la force de déviation du sol K_1 , dans le plan vertical.

La composante dans le plan vertical de la vitesse relative du sol est (fig. 58) :

$$v'_B = v_B \frac{\sin \alpha_2}{\sin \alpha_4} \quad \alpha_4 \text{ étant déterminé à l'aide de } \alpha_3$$

La composante dans le plan vertical zOy de l'accélération au moment où le sol quitte le versoir est :

$$p_1 = \frac{v'}{t} B. \text{ A cette accélération } p_1 \text{ s'ajoute l'accélé-}$$

ration g due à la pesanteur pour donner la résultante dans le plan vertical p_2 qui fait avec la verticale un angle α_5 (fig. 60). Cette accélération est due à la composante de la force de déviation dans le plan vertical, portée par l'axe de p_2 ;

$$S_3 = \frac{Gp}{g} p_2$$

La force de traction dans la direction de travail est P_3 . Elle doit vaincre la force d'accélération S_3 et les frottements du sol sur la surface du versoir. La projection dans le plan vertical yOz sur une parallèle à la tangente en B (tangente instantanée à la trajectoire du sol, à l'instant t) donne l'équation (fig. 61) :

$$P_3 \cos \alpha_1 = S_3 \sin (\alpha_1 - \alpha_5) + \varphi_1' + \varphi_2'$$

φ_1' étant la force de frottement due à S_3

φ_2' étant la force de frottement due à P_3

ainsi :

$$P_3 = S_3 \frac{\sin (\alpha_1 - \alpha_5 + \varphi_1' / g)}{\cos (\alpha_1 + \varphi_2' / g)}$$

La force de déviation du sol dans le plan vertical K_1 agissant sur le sol compte tenu des frottements sol-versoir doit équilibrer les deux éléments de forces S_3 et

.../...

P_3 . K_1 fait avec la direction d'avancement un angle Δ_G connu et :

$$K_1 = \frac{P_3 + S_3 \sin \alpha_5}{\cos \Delta_G}$$

Il convient ici de remarquer encore que S_3 est petit par rapport à P_3 donc que la composante de K_1 sur l'axe des z est égale à $K_1 \cos \Delta_G = P_3$.

5) Résultante générale et point d'application.

La résultante générale R a pour composantes :

$$X = W + K \sin \Delta_P$$

$$Y = W_1 + K_1 \sin \Delta_G$$

$$Z = V + V_1 + P_2 + P_3$$

VON WICHA ne calcule que les coordonnées x_Θ et y_Θ du point d'application Θ de R (centre de résistance au sens de VON WICHA). En posant :

$$\operatorname{tg} \beta_1 = \frac{W_1}{W} \quad \text{et} \quad \operatorname{tg} \beta_2 = \frac{K \sin \Delta_P}{K_1 \sin \Delta_G} \quad (19)$$

angles définis dans le plan vertical, il obtient (fig. 68) :

$$x_\Theta = \frac{y_\Theta}{\operatorname{tg} \beta_1} \quad \text{et} \quad y_\Theta = \frac{\frac{t_n}{2} - \frac{t_n}{2} \operatorname{tg} \beta_1}{\frac{1}{\operatorname{tg} \beta_1} - \operatorname{tg} \beta_2} \quad (20)$$

La construction géométrique de la fig. 62 implique l'hypothèse non explicitée par VON WICHA qu'au point Θ , centre de résistance au sens de VON WICHA, la composante du moment résultant sur l'axe Oz soit nulle. En effet, sur la fig. 62 le point Θ est à l'intersection de la résultante des forces W et W_1 avec la résultante de $K \sin \Delta_P$ et $K_1 \sin \Delta_G$ dans le plan xOy .

.../...

C. Comparaison entre les théories de VANDEN BERG et de VON WICHA.

Il a paru intéressant de comparer ces deux théories du fait que toutes les deux utilisent la notion de centre de résistance. Dans quelle mesure ces deux centres de résistance se correspondent-ils c'est à dire, dans quelle mesure les deux théories énoncées sont-elles équivalentes ?

Pour déterminer le point Θ , VANDEN BERG utilise la notion d' "axe central". Or l'ensemble des forces considéré par VON WICHA peut être assimilé à un torseur. Afin de comparer les travaux de ces deux auteurs, il convient de déterminer l'axe central de l'ensemble des forces de VON WICHA et de chercher son intersection avec le versoir. On sait que :

- P de composantes (W, O, V) a pour point d'application A de

$$\text{coordonnées } \left(\frac{b_n}{2}, O, \frac{b_n}{2 \operatorname{tg} \beta} \right)$$

- P₁ de composantes (O, W₁, V₁) a pour point d'application B de

$$\text{coordonnées } \left(O, \frac{t_n}{2}, \lambda \right)$$

λ est défini en écrivant que le point B se trouve d'une part sur la muraille du labour et d'autre part sur le versoir cylindrique.

- K de composantes (K sin Δ_P , O, P₂) a pour point d'application D de

$$\text{coordonnées } \left(\frac{b_n}{2}; \frac{t_n}{2}, \left(\lambda + \frac{b_n}{2 \operatorname{tg} \beta} \right) \right)$$

- K₁ de composantes (O, K₁ sin Δ_G , P₃) a pour point d'application D ainsi la résultante générale R a bien comme composantes :

$$(21) \quad \begin{pmatrix} X = W + K \sin \Delta_P \\ Y = X_1 W_1 + K_1 \sin \Delta_G \\ Z = V + V_1 + P_2 + P_3 \end{pmatrix}$$

Le moment résultant en O, origine des coordonnées est :

$$\vec{G} = \vec{OA} \wedge \vec{F} + \vec{OB} \wedge \vec{F}_1 + \vec{OD} \wedge (\vec{F}_2 + \vec{F}_3)$$

.../...

de composantes :

$$L = \frac{t}{2} V_1 - \lambda W_1 + \frac{t}{2} (P_2 + P_3) - \left(\lambda + \frac{b}{2 \operatorname{tg} \beta} \right) K_1 \sin \Delta_G$$

$$M = \frac{b}{2 \operatorname{tg} \beta} W - \frac{b}{2} V + \left(\lambda + \frac{b}{2 \operatorname{tg} \beta} \right) K \sin \Delta_P \cdot \frac{b}{2} (P_2 + P_3)$$

$$N = \frac{1}{2} (b_n K_1 \sin \Delta_G - t_n K \sin \Delta_P)$$

Le moment en un point C quelconque est $\vec{G}' = \vec{G} - \vec{OC} \wedge \vec{R}$ de composantes :

$$L' = L - yZ + zY$$

$$M' = M - zX + xZ$$

$$N' = N - xY + yX$$

Si nous considérons les hypothèses de VANDEN BERG, définissant le centre de résistance comme étant l'intersection de l'axe central du système de forces mises en jeu avec le versoir, les équations de celui-ci sont :

$$\frac{L' - yZ + zY}{X} = \frac{M' - zX + xZ}{Y} = \frac{N' - xY + yX}{Z}$$

Θ , centre de résistance au sens de VANDEN BERG, se trouve sur l'axe central et, au sens de VON WICHA, est tel que la composante N'_Θ est nulle. En effet :

$$N'_\Theta = N - x_\Theta Y + y_\Theta X$$

En remplaçant x_Θ et y_Θ par leurs valeurs données par les équations 20)

$$N'_\Theta = \frac{b}{2} K_1 \sin \Delta_G - \frac{t}{2} K \sin \Delta_P - \frac{\operatorname{tg} \beta}{2} \frac{b_n - t_n \operatorname{tg} \beta_2}{1 - \operatorname{tg} \beta_1 \operatorname{tg} \beta_2} \left[\frac{W_1 + K_1 \sin \Delta_G - W - K \sin \Delta}{\operatorname{tg} \beta_1} \right]$$

expression qui, tous calculs faits donne bien :

$$N'_\Theta = 0$$

.../...

Représentons par une figure analogue à celle de la fig. 62 la projection de la résultante dans le plan horizontal xOz , et calculons par le même procédé x_{Θ} et z_{Θ} du centre de résistance au sens de VON WICHA, on obtient (fig. 63) :

$$\text{avec } \operatorname{tg} \chi = \frac{V}{W} \text{ et } \operatorname{tg} \chi_1 = \frac{V + V_1}{W} \text{ et } \operatorname{tg} \chi_2 = \frac{P_2 + P_3}{K \sin \Delta_P}$$

$$(22) \quad \left(\begin{array}{l} \operatorname{tg} \chi_1 = \frac{z_{\Theta} - \frac{b_n}{2} + \frac{b_n}{2} \operatorname{tg} \chi}{x_{\Theta}} \\ \operatorname{tg} \chi_2 = \frac{\lambda + \frac{b_n}{2} - z_{\Theta}}{\frac{b_n}{2} - x_{\Theta}} \end{array} \right.$$

Le système (22) donne par élimination de z_{Θ} :

$$x_{\Theta} (\operatorname{tg} \chi_1 - \operatorname{tg} \chi_2) = \lambda + \frac{b_n}{2} \operatorname{tg} \chi - \frac{b_n}{2} \operatorname{tg} \chi_2 \quad \text{et}$$

$$z_{\Theta} = \operatorname{tg} \chi_1 x_{\Theta} + \frac{b_n}{2 \operatorname{tg} \chi} - \frac{b_n}{2} \operatorname{tg} \chi$$

Si le centre de résistance Θ , au sens de VON WICHA, est également centre de résistance au sens de VANDEN BERG, x_{Θ} et z_{Θ} vérifient les équations de l'axe central, alors la quantité M'_{Θ} est nulle. Il vient :

$M'_{\Theta} = M - z_{\Theta} X + x_{\Theta} Z$ où en remplaçant les coordonnées de Θ par leurs valeurs calculées ci-dessus on obtient :

$$M'_{\Theta} = \lambda K \sin \Delta_P - \frac{b_n}{2} K \sin \Delta_P (\operatorname{tg} \chi_2 - \operatorname{tg} \chi) + (Z - X \operatorname{tg} \chi_1) x_{\Theta}$$

Z et X étant définis par les équations (21), un calcul immédiat donne comme résultat :

$$M'_{\Theta} = 0$$

.../...

En représentant par un même procédé les projections des forces mises en jeu dans le plan vertical yOz on obtient la figure 64 et un calcul analogue aux deux précédents permet de constater que la troisième composante du moment résultant $M'_E = 0$.

Ainsi le centre de résistance E au sens de VON WICHA est un point de moment nul et le centre de résistance au sens de VANDEN BERG est un point de l'axe central. Ces deux théories sont compatibles si le centre de résistance de l'outil est pris au pôle du plan de moment nul perpendiculaire à l'axe central, ce pôle est alors sur l'axe central lui-même. D'après la fig. 65 donnée par VON WICHA, il semble que le centre de résistance au sens de VON WICHA ne se trouve pas sur le versoir. Il convient cependant de préciser qu'aucune hypothèse n'a été faite sur la forme du versoir, si non sur la nature parabolique de sa surface, sans pour autant en connaître l'équation. Le centre de résistance O au sens de VON WICHA sera le centre de résistance au sens de VANDEN BERG en choisissant λ et β de façon que le point E soit sur le versoir.

Il apparaît ainsi qu'il n'y a aucune contradiction entre les deux théories, mais celle de VANDEN BERG a une position plus restrictive.

CONCLUSION

La détermination des trajectoires en vue de calculer les vitesses et les accélérations résultantes est une attitude classique et très constructive dans le cadre de la Mécanique rationnelle. Elle permet, par l'emploi des théorèmes généraux de la dynamique ($F = m \gamma$), de déterminer les efforts qui s'exercent sur un sol travaillé et, de là, les efforts de traction qu'il est aisé de comparer aux mesures expérimentales.

La décomposition des forces de traction en actions simples sur les divers éléments de l'outil, exige certaines approximations mises en évidence à chaque étape du calcul. Elle permet cependant d'obtenir des résultats théoriques comparables aux mesures expérimentales sous condition d'utiliser la théorie des torseurs.

Dans une étude uniquement dynamique, ces deux directions de travail sont donc équivalentes. La première est toutefois plus satisfaisante pour l'esprit car elle nécessite la connaissance du comportement du sol dont la trajectoire même montre qu'il se comporte comme un fluide déformable.

°
• •

.../...

CHAPITRE V. ETUDE EXPERIMENTALE DES DEFORMATIONS

ET DES CONTRAINTES.

Il est possible d'aborder l'étude du comportement d'un matériau de deux façons différentes : Soit par l'observation et la mesure éventuelle de ses déformations au cours de son déplacement (attitude déjà adoptée par WHITE et O'CALLAGHAN au chapitre III) ce qui permet de mettre en évidence les directions des plans de cisaillement quand ils existent, soit par la détermination du champ de contraintes en choisissant certaines hypothèses relatives, en particulier, au critère d'écoulement.

I - DEFORMATIONS DU SOL AU COURS DE SON LABOUR

Certains auteurs ont orienté leurs essais sur le processus de déformations du sol travaillé par un versoir. Le matériau étant élasto-plastique, ils ont précisé les types de sol qui donnent naissance à des plans de cisaillement.

A. Comportement des différents types de sols selon NICHOLS et REED.

NICHOLS et REED (1934) ont analysé et classé les différents types de sols rencontrés sur le terrain et utilisés pour leurs essais, SOEHNE (1966) a repris cette classification en la modifiant par certaines considérations sur la granulométrie.

.../...

1) Sols très compacts.

NICHOLS et REED appellent ainsi les sols dont la densité apparente est élevée. En outre ces sols sont relativement secs. Dans ces conditions ils se brisent irrégulièrement en blocs compacts en avant de la charrue. La réaction du sol est alors mal définie. (schéma 1, fig. 66)

2) Sols sous prairies.

Un tapis de racines à faible profondeur arme le sol et lui donne une plus grande cohésion. Ces auteurs n'observent pas de plan de cisaillement contrairement au labour sous chaume. Les déformations du sol sont plus importantes en profondeur et sont invisibles en surface. Un certain degré de pulvérisation est cependant atteint sur la bande labourée encore liée par les racines après son retournement total (schéma 2, fig. 66).

3) Surfaces compactes et battantes

Certains sols de limons peu denses en profondeur offrent une surface compacte et battante qui présente des irrégularités dues aux plans de cisaillement. Dans ce cas il se produit fréquemment une pulvérisation importante (schémas 3, 4 et 5 fig. 66).

4) Sols récemment labourés.

Les auteurs estiment qu'il est nécessaire de conférer à ces sols une certaine compacité permettant à la charrue d'accomplir les fonctions qui lui sont demandées au cours de ces essais (schéma 6 fig. 66).

B. Description de l'action d'un versoir sur un sol donné.

Ces auteurs, avec NICHOLS (1929, 1931 b, 1932), KEEN (1931), KEEN et HAINES (1925) et BAYER (1956), s'accordent pour décrire qualitativement le mouvement du sol sur le versoir de la façon suivante :

.../...

- Le copeau du sol, séparé par le coutre et le soc, est entraîné vers le haut, mais en général les déformations qu'il subit par flexion et torsion en suivant la surface du versoir dépassent son seuil de rupture et entraînent la formation de plans de cisaillement.

Si le sol est suffisamment déformable, les particules de la partie inférieure, en passant sur le versoir, ont une trajectoire plus longue que ceux de la partie supérieure. Le copeau se divise alors en couches qui se déplacent à des vitesses différentes, et les surfaces de cisaillement sont alors parallèles à la surface du versoir (fig. 67).

Si le sol est moins déformable, la pulvérisation se fait perpendiculairement et non parallèlement aux tangentes des trajectoires. Les blocs de sol ainsi cisailés "s'arrangent" conformément à la configuration du versoir et les plans de cisaillement se déplacent simultanément le long de cette surface. C'est ce mouvement des mottes (fig. 68) qui produit les différents types de pulvérisation.

La pointe du soc pénétrant dans le sol joue le rôle de coin et forme en avant du soc ce que les métallurgistes appellent une arête rapportée. Or cette arête est détruite avec une certaine périodicité. Les particules fines produites par cette destruction montent le long du versoir et créent un mouvement de rouleau qui diminue le frottement sol-métal. La surface du versoir comprime le sol à la "sortie" du soc, et quand la résistance à la coupe excède la valeur du cisaillement, il y a formation d'un bloc de sol qui se comporte comme une unité solide. Quand la charrue avance, la motte B glisse sur la motte A le long du plan b. Pour que la motte C glisse sur la motte B le long du plan c à la même vitesse que B sur A, la motte C doit avoir un mouvement égal aux mouvements combinés de A et B augmenté du mouvement de A et ainsi de suite pour D, E etc... Alors le mouvement à travers toute la masse sur les plans de cisaillement est partout le même, mais le mouvement vers le haut se fait avec un accroissement constant de vitesse.

Il apparaît également que la force nécessaire pour cette action dépend de la pression du sol et du frottement sol-métal. Le mouvement des mottes de terre continue jusqu'à ce que la résistance du sol devienne égale ou supérieure au frottement entre sol et métal pendant la montée.

C. Plans de cisaillement selon NICHOLS et REED.

Il a été mis ainsi en évidence l'existence de plans de cisaillement dans deux directions différentes. En fait ces deux familles existent dans tous les sols travaillés, mais l'une ou l'autre de ces familles est plus ou moins apparente NICHOLS et REED (1934) ont appelé ces deux familles : famille primaire et famille secondaire.

1) Plans de cisaillement primaires,

La formation de blocs parallèles entre eux fait apparaître la première famille de plans qui, toujours selon ces auteurs, fait un angle de 45° par rapport à la direction d'avancement (fig. 69). Cet angle de cisaillement est constant et ces plans primaires conservent leur position relative durant le passage du sol sur le versoir.

2) Plans de cisaillement secondaires,

Le soc de la charrue fait environ un angle de 45° avec la direction de travail. Les mottes de sol formées par les plans primaires sont soulevées progressivement à partir de la muraille sur des surfaces presque perpendiculaires à ces plans primaires. NICHOLS (1932) a montré l'existence de plans perpendiculaires aux premiers qui déterminent une zone de "pulvérisation" limitée par des lignes parallèles à la surface du versoir. Ces plans secondaires ne sont pas apparents tant que la terre n'a pas été retournée et sont mis en évidence par une marche arrière de la charrue.

Le nombre et l'importance de ces plans primaires et secondaires sont évidemment plus ou moins grands selon les caractéristiques du sol et du versoir.

D. Facteurs dynamiques mis en jeu par le labour.

NICHOLS particulièrement en 1929, a établi le tableau (tableau VIII) des variables entrant en jeu dans les réactions du sol sur le versoir. Il a ainsi mis en évidence les caractéristiques fondamentales dont certaines sont cependant liées : les propriétés mécaniques du sol étudié, fonction des facteurs primaires, et les résultantes dynamiques, liées non seulement aux facteurs primaires

.../...

mais aussi aux variables du dispositif. Les résultats sur l'étude des caractéristiques mécaniques des sols utilisés par NICHOLS (1932) dans ses essais de labours ont été repris par SAVER (1956) qui, afin de mieux mettre en évidence leurs variations, considère les valeurs relatives de chacune d'elles. Il obtient ainsi les courbes de la fig. 70.

Ces courbes indiquent notamment que dans la zone définie par l'indice de plasticité ($IP = LL - LP$) toutes ces caractéristiques atteignent leurs valeurs maximales. Le cisaillement cependant fait exception : NICHOLS (1929) le définit comme "le glissement du sol sur lui-même, sa valeur étant celle de la résistance interne du sol à tout mouvement de ses particules".

E. Frottement sol-métal.

NICHOLS (1931 b) définit un coefficient de frottement cinétique μ' permettant de quantifier l'influence du frottement du sol sur le métal pendant le retournement de la terre sur le versoir. Cet auteur publie les résultats obtenus sur les essais faits avec une pièce métallique plane tirée sur une surface de sol lisse libre de tout débris végétaux. Selon la teneur en eau du sol étudié et compte tenu des variations de l'adhérence, la variation du coefficient de frottement cinétique μ' se fait en quatre phases dont trois apparaissent sur la courbe de variations de μ' (fig. 71).

Phase A. : Compression.

Quand dans un sol, l'eau n'adhère pas au métal et que les forces portantes sont inférieures à la pression, c'est à dire quand le poids de la pièce glissante comprime le sol, le coefficient de frottement μ' varie avec la vitesse. Il est proportionnel à la pression et fonction de l'état et de la nature de la surface du sol. Les constatations de ces auteurs permettent de conclure que le sol n'est pas entré en plasticité et qu'il est encore en phase élastique.

Phase B. : Frottement.

Si la force portante du sol est supérieure à la pression exercée, l'eau n'adhérant pas au métal, l'amplitude du frottement est proportionnelle à la pression totale entre les deux surfaces. La valeur de μ' dépend alors de la rugosité de la surface mais est indépendante de la vitesse de glissement.

.../...

Dans ce cas encore, il est permis de conclure que le sol est dans un état élastique, soumis à de faibles efforts de compaction.

Phase C. : Adhérence.

Quand la teneur en eau est suffisamment grande pour qu'il y ait adhérence du sol sur la surface de glissement, sans être toutefois excessive de façon à ne pas avoir de film d'eau sur celle-ci, μ' est fonction de la vitesse, de l'aire de contact, de la pression, de la tension superficielle du film d'eau, de la teneur en eau, de la température et de la viscosité du sol. En outre, μ' dépend de l'état et de la nature du métal.

Phase D. : Lubrification.

Si la teneur en eau augmente de façon telle que le rôle lubrificateur de l'eau apparaisse μ' est alors fonction de la pression, de la vitesse, de la quantité d'eau présente et de la viscosité de la solution. Il dépend enfin de la nature de la surface et du matériau utilisé.

Cette phase D présente les caractéristiques d'un sol à l'état "liquide". La teneur en eau est telle que les efforts sont amortis par l'eau à l'état libre entre les grains du matériau.

Sur la figure 71, la phase A n'est pas représentée car dans cet état de faible portance, la force de traction est fonction de la valeur de celle-ci.

Il est intéressant de noter que pour atténuer le frottement du sol sur le métal, de nombreuses solutions ont été proposées. Citons pour mémoire la méthode électrique de CROWTHER et HAINES, (1924). Un courant électrique établi dans un sol artificiel au cours d'essais en laboratoire, a permis de réduire considérablement le frottement entre la surface métallique et la bande labourée. Des essais d'applications au champ ont montré que la force de traction mise en jeu était réduite en établissant un courant entre le coutre et le versoir. L'ampleur de cette réduction n'était cependant pas suffisante par rapport à la quantité d'énergie dépensée pour en avoir une application pratique immédiate.

F. Conclusion.

Toutes ces observations qualitatives de NICHOLS permettent de réaliser la complexité des phénomènes et mettent au grand jour tout l'éventail des travaux

.../...

nécessaires pour arriver à dominer tous les facteurs mis en cause.

Au cours de son déplacement sur le versoir le matériau entre donc en phase plastique comme le montrent les différentes observations de NICHOLS. Ce mouvement et les conséquences qu'il entraîne, évoquent avec une certaine analogie la théorie de la plasticité appliquée aux murs de soutènement.

Cependant, l'aspect tridimensionnel de l'étude du champ des contraintes n'a jamais été abordé en utilisant les théories de la mécanique des sols du fait de la complexité des déformations et des difficultés d'observations attachées à toute étude dans l'espace à trois dimensions. De nombreux travaux ont simplifié les données en réduisant les dimensions de travail à deux. La terre est retournée dans un plan vertical par des lames planes, inclinées ou non. Une certaine analogie existe aussi entre ces essais et le travail des métaux ou du bois, par un outil ayant un rôle de rabot. Si le travail du bois est à priori semblable, cette similitude est très rapidement limitée à cause de son anisotropie. Celle-ci en effet crée des directions préférentielles dans la répartition des contraintes ou des déformations. Le travail des métaux par contre, semble présenter des analogies plus profondes, car les critères d'écoulement sont les mêmes, (du type de MISES, par exemple) pour des valeurs différentes des grandeurs caractéristiques :

Il est donc intéressant, en premier lieu, de considérer le matériau travaillé comme un métal et de faire un tour d'horizon des théories élaborées sur ce sujet.

La théorie de plasticité appliquée à ce cas particulier du sol travaillé par un "rabot" servira alors de point de comparaison et de conclusion.

II - THEORIE DE LA COUPE DES METAUX

BLANPIN (1955) et BOUILLET (1964) rappellent qu'au cours de l'usinage d'une pièce métallique il y a formation d'un copeau "par processus de cisaillement et d'écoulement plastique dans une zone très étroite, sensiblement plane, joignant l'arête tranchante de la surface de la pièce usinée, en formant un angle aigu avec la trajectoire de l'outil" (fig. 72). Ainsi apparaît la formation d'un plan de cisaillement.

.../...

Essais : Selon ces auteurs, un examen microscopique fait apparaître que la section longitudinale d'un élément de copeau est alors constituée de lamelles parallèles aux plans de cisaillement, mais que les cristaux sont déformés suivant une direction ψ différente de celle des plans de cisaillement. MERCHANT (1945) a appelé cette deuxième famille de plans, les plans d'élongation des cristaux.

Les auteurs constatent qu'il y a en général une grande variation des dimensions géométriques dans le cas du copeau continu. Cette variation n'étant pas réversible, la première conclusion qui s'impose est que le matériau est entré dans la phase plastique. L'écoulement dépend de toute évidence des conditions de coupe, dont l'angle de cisaillement est fonction (fig. 72).

En cours d'usinage il y a formation d'une "arête rapportée", nom donné par MICHELETTI au petit amas de matière adhérent à la surface d'attaque de l'outil au voisinage de l'arête tranchante et qui a la forme d'un tronc de pyramide. Cet amas joue le rôle d'un véritable outil rapporté au premier dont la pente d'affûtage serait supérieure. EUGENE (1952) a effectué une étude de cette arête rapportée, par une méthode analogique. Il présente un obstacle en forme d'outil dans l'écoulement d'une lame d'eau chargée de particules opaques. BOUILLET (1964) en publie les résultats dans son intéressant mémoire. Il rapporte et résume également les divers travaux effectués en vue d'élaborer une étude analytique de la répartition des contraintes selon la loi plastique choisie.

A. Théorie de PIISPANEN et de MERCHANT.

PIISPANEN (1937), (1948) et MERCHANT et ERNST (1940) ont basé la théorie de cette étude sur les hypothèses suivantes (fig. 73) :

- l'outil est idéalement aigu,
- l'arête tranchante est une droite perpendiculaire à la direction de translation de l'outil,
- la longueur de l'arête tranchante est supérieure à la largeur de la pièce usinée,
- aucun effort n'est appliqué le long de la face de dépouille OB de l'outil,
- la surface engendrée OC lors de la coupe est plane,
- l'écoulement du copeau a lieu dans un système bidimensionnel,
- la vitesse de coupe est constante ainsi que la profondeur de passe.

.../...

- le copeau est du type continu sans arête rapportée.
- l'angle de frottement outil-copeau est β tel que $\mu = \text{tg } \beta$.

Dans ces conditions, l'expérience montre que la déformation consécutive à la formation du copeau est localisée dans deux zones :

- déformation plastique, appelée déformation principale par BOUILLET dans la zone (I) où se forme le copeau.
- déformation due au frottement le long du plan OC (zone II).

Il convient de déterminer la forme de la région d'écoulement plastique, la répartition des contraintes au voisinage de la face OC dans le copeau et l'épaisseur de celui-ci. Aucune solution mathématique n'existe, précisent les auteurs et il est nécessaire de faire une autre hypothèse sur la forme de la région plastique dont l'écoulement a lieu dans une bande très étroite. Ils admettent que la déformation consiste en un cisaillement simple le long d'un plan faisant l'angle ϕ avec la surface usinée.

Les auteurs appellent k la contrainte de cisaillement dans le plan OA et q la contrainte de compression dans le même plan. Si p est la profondeur de passe, l'effort de cisaillement est $F_S = kp \frac{a}{\sin \phi}$, l'effort de coupe

résultant est $R = \frac{kpa}{\sin \phi \cos (\phi + \beta - b)}$ de composantes intrinsèques F_T

et F_N , qui permettent aux auteurs d'évaluer le coefficient de frottement apparent tel que $\mu' = \text{tg } \beta'$. β' est l'angle que fait la résultante R avec la surface usinée. Ainsi il vient $q = k \text{tg} (\phi + \beta - b)$ (23).

PIISPANEN et MERCHANT expriment ensuite la déformation due au cisaillement par le rapport des déplacements relatifs $\frac{DE}{CN}$ (fig. 74), elle a

pour valeur $\gamma = \frac{\cos b}{\sin \phi \cos (\phi - b)}$

Le travail spécifique de coupe est alors exprimé comme étant la somme du travail spécifique de cisaillement et du travail spécifique dû au frottement ainsi :

$$W_c = \frac{k \cos (\beta - b)}{\sin \phi \cos (\phi + \beta - b)}$$

.../...

Pour préciser le champ de contraintes MERCHANT suppose que le processus de déformation plastique se fait avec le minimum de travail de la part des forces mises en jeu. Comme la déformation est définie d'une façon univoque par ϕ , on peut écrire :

$$\frac{\partial W_c}{\partial \phi} = C \quad \text{c'est à dire}$$

$$\cos(2\phi + \beta - b) = \frac{1}{k} \frac{\partial k}{\partial \phi} \sin \phi \cos(\phi + \beta - b) \quad (24)$$

mais la loi $k(\phi)$ n'est connue que si la courbe de consolidation du métal est connue. MERCHANT, PIISPANEN, DRUCKER (1949) et TRIGGER (1952) admettent (fig. 75) que le matériau est parfaitement plastique donc, que la courbe effort-déformation au cours d'une opération de coupe est une parallèle à l'axe des déformations. Ainsi $\frac{\partial k}{\partial \phi} = C$, il vient alors :

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{\beta - b}{2}$$

Cependant cette détermination de la valeur de l'angle ϕ obtenue par dérivation de l'expression du travail, suppose que la contrainte de cisaillement et l'angle de frottement sont indépendants de ϕ . Les auteurs, constatant que la valeur précédente est peu en rapport avec les résultats expérimentaux, considèrent que la contrainte de cisaillement est liée à la contrainte de compression par une relation linéaire du type loi de COULOMB $k = k_0 + Kq$ qui, compte tenu de (23) s'écrit :

$$k = \frac{k_0}{1 - K \tan(\phi + \beta - b)}$$

En remplaçant cette nouvelle expression de k dans (24), l'angle de cisaillement devient :

$$\phi = \frac{1}{2} \operatorname{Arctg} K - \frac{\beta - b}{2}$$

Les valeurs de K sont déterminées expérimentalement et il est intéressant de constater précisent les auteurs, que celles obtenues par les essais de coupe sont sensiblement inférieures à celles des essais de torsion avec compression axiale. Cependant les nouvelles valeurs de l'angles de cisaillement correspondent mieux aux valeurs obtenues au cours des essais de coupe effectués par ces deux auteurs.

.../...

B. Théorie de LEE et SCHAEFFER.

LEE et SCHAEFFER (1951) supposent que le matériau usiné se comporte comme un matériau idéalement plastique, qu'il ne se consolide pas en cours de coupe et que le plan de cisaillement se crée suivant une direction de cisaillement maximal.

La répartition des contraintes dans le triangle ABC (fig. 76) est uniforme. Il n'y a aucune contrainte dans le copeau au-dessus de AB, donc l'état de contrainte est nul sur la ligne AB. En menant de l'origine un vecteur contrainte égal à $\frac{R}{S}$ faisant avec l'axe des contraintes un angle égal à β (angle de frottement sur la surface de contact sol-métal) on obtient le point e représentant l'état de contraintes sur la face BC de l'outil. La détermination des directions de plans de cisaillement est immédiate et ϕ est défini par la relation

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \beta + b$$

La deuxième direction de cisaillement est donnée par ϕ' tel que

$$\phi' = \frac{\pi}{4} + \beta - b$$

Ce cercle indique également que la contrainte de cisaillement et la contrainte de compression sur le plan de cisaillement sont toutes les deux égales ce qui n'est pas toujours expérimentalement le cas et le résultat ne peut être considéré comme général.

Aussi les auteurs ont-ils supposé qu'il existait un point singulier dans les familles de caractéristiques et un pinceau de PRANDTL, laissant ainsi un vide entre l'outil et le copeau au voisinage de la pointe (fig. 77). Cette zone est limitée par un arc de cercle. Le champ des lignes de glissement est alors partagé en deux zones, l'une AFB où le matériau est considéré comme rigide et l'autre ADF où les lignes de glissement, lignes de contraintes de cisaillement maximal, sont des radiales et des arcs de cercles.

La zone AFB rigide est dans un état de contraintes uniformes et le cercle de MOHR précédemment utilisé est celui qui correspond à la répartition des contraintes dans cette zone. Il a été reporté sur la fig. 77, dans les axes τ_1 et σ .

.../...

La théorie de la plasticité idéale précise que dans une zone comme ADF la contrainte de cisaillement est la même en tous points dans une direction donnée par rapport aux lignes de glissement. La contrainte normale, par contre, varie proportionnellement à l'angle de rotation pour passer d'un point à un autre. Aussi la contrainte normale étant k sur AF est $\sigma_4 = k + 2k\Theta$ sur la ligne AD et serait par exemple égale à $k + 2k \frac{2\theta}{3}$ sur la ligne AE.

Le même cercle de MOHR peut être utilisé à condition de faire subir à l'axe des contraintes de cisaillement une translation proportionnelle à l'angle Θ . Ainsi les contraintes des points situés sur AD sont données sur le cercle considéré, rapporté aux axes τ_4 et σ_4 . Celles des points du segment AE, par exemple, sont déterminées par le cercle considéré comme étant dans les axes τ_3 et σ_3 . L'angle de cisaillement ϕ_4 dans ces nouvelles hypothèses ne peut être calculé que géométriquement, la fig. 77 donne de façon évidente $\phi_4 = \phi + \Theta$ soit

$$\phi_4 = \frac{\pi}{4} - \beta + \theta + \epsilon$$

Sur le plan de cisaillement AD, les valeurs des contraintes normale et tangentielle sont $\sigma_4 = k(1 + 2\Theta)$ et $\tau = k$. Ces relations permettent de déterminer la valeur de l'angle ϵ :

$$\epsilon = \frac{\frac{\sigma_4}{k} - 1}{2}$$

L'état de contraintes le long de AD étant représenté par le point a_4 sur le cercle de MOHR, il est possible de déterminer le pôle P_4 du pinceau défini par les lignes AD et FD. Ce pôle permet de préciser l'orientation de la contrainte qui s'exerce sur le plan horizontal en D et l'angle de frottement sur la surface usinée, soit β_4 .

Cette nouvelle répartition des contraintes est une solution plus générale que MERCHANT et ERNST n'ont pas envisagée mais elle est, précisent les auteurs, plus conforme aux résultats expérimentaux.

C. Théorie de HUCKS.

Les hypothèses de HUCKS (1951) sont les suivantes :

- les contraintes le long de la face de l'outil en contact avec le copeau sont uniformément réparties en accord avec le principe de SAINT-VENANT

.../...

- le plan de cisaillement est suivant une direction de cisaillement maximal,
- l'état de contrainte dans le copeau est tel que la contrainte normale sur un plan normal à la surface d'attaque est nulle.

Il est possible de déterminer la composante de cisaillement agissant sur la face (e) de l'outil (fig. 78). La contrainte de cisaillement sur un plan normal (b) à l'outil est égale, mais opposée, à cette contrainte de cisaillement. La troisième hypothèse permet alors de placer le point représentatif de l'état de contraintes sur le plan (b) et ainsi de tracer le cercle de MOHR de l'état de contraintes dans la zone considérée par l'auteur. L'évaluation des angles de cisaillement correspondant se fait de façon immédiate par l'intermédiaire de l'angle ω défini sur la figure par la relation $\text{tg} 2 \omega = 2 \text{tg} \beta$.

Ainsi ϕ a pour valeur :
$$\phi = \frac{\pi}{4} - \omega + \beta$$

Cependant l'auteur ne fait aucune hypothèse sur l'état de contraintes dans la partie supérieure du copeau, aussi le triangle intermédiaire ne peut être entièrement défini. Il convient de remarquer que la solution de HUCKS détermine une valeur de la contrainte de compression en général supérieure à la contrainte de cisaillement en un point de cette zone, ce qui n'est pas très conforme à ses résultats expérimentaux.

D. Théorie de SHAW, COOK et FINNIE.

Les théories précédentes ont été critiquées par SHAW, COCK et FINNIE (1953) qui analysent toutes les hypothèses faites et y apportent quelques restrictions,

Ces auteurs précisent en effet que l'indépendance de R à l'égard de l'angle de cisaillement est une hypothèse incorrecte car tous les résultats expérimentaux démontrent le contraire. Ils estiment également que l'hypothèse du travail minimal n'a aucune signification physique car dans les essais effectués l'énergie mise en jeu n'est pas extrême. Les auteurs affirment que l'indépendance à l'égard de ϕ de la contrainte de cisaillement n'est qu'une approximation. En outre si la contrainte de rupture dans les métaux est augmentée de façon significative par la présence d'une contrainte de compression comme le mentionne MOHR, il n'est pas du tout certain qu'il existe une telle relation avec la contrainte qui crée l'écoulement. La relation existant entre cette contrainte et celle de

.../...

compression est encore mal déterminée, précisent-ils encore et beaucoup d'hypothèses et de travaux ont été faits sans apporter de conclusions définitives.

SHAW et al. estiment que les métaux ainsi travaillés ne se comportent pas comme s'ils étaient idéalement plastiques car l'écroutissage, qui se produit dans une telle opération, est très important. Cette hypothèse, cependant ne tire pas à grande conséquence car elle s'applique dans une zone où le matériau est essentiellement rigide. Tout l'écroutissage s'est produit au passage du métal à travers la première ligne de glissement, c'est à dire avant que l'hypothèse de la plasticité idéale soit faite.

L'existence de la zone de PRANDTL est critiquée également par les auteurs à cause des grandes déformations que subit le matériau à la pointe de l'outil.

Enfin SHAW et al. estiment que l'hypothèse de HUCKS (1951) (la contrainte de compression sur le plan perpendiculaire à la face coupante de l'outil est nulle) est très arbitraire et que si la contrainte considérée est faible, elle n'est pas nécessairement nulle. Il semble plus raisonnable, selon ces auteurs, de supposer que la zone idéalement plastique à champ de contraintes uniformes a un de ses côtés orienté de telle façon que les deux contraintes normale et tangentielle soient simultanément nulles. Il ne peut exister alors une frontière au-delà de laquelle les contraintes sont nulles.

De cet examen sur l'ensemble des hypothèses faites jusqu'à présent les auteurs concluent que seul le résultat de LEE et SCHAEFFER (1951) doit servir de base à une nouvelle théorie qui conduira à une relation du type $\phi = Cte \cdot \beta + b$ où la valeur de la constante n'est pas égale à 45° .

Se basant sur une étude expérimentale des phénomènes de frottement dans un processus d'usinage, SHAW et al. avancent les hypothèses suivantes :

- le coefficient de frottement n'est pas indépendant de l'angle de cisaillement,
- le plan de cisaillement n'est pas suivant la direction de la contrainte de cisaillement maximal, mais fait un angle η' avec celle-ci.
- la région comprise entre le plan de cisaillement et la surface d'attaque de l'outil est soumise à un état de contraintes uniforme.
- la zone intermédiaire ABC est limitée dans le copeau par une ligne sur laquelle les contraintes sont nulles et AC n'est plus une ligne de glissement.

Avec ces hypothèses le cercle de MOHR (fig. 79) est entièrement défini comme dans le cas étudié par LEE et SCHAEFFER (fig. 78). Ce cercle donne comme valeur de l'angle de cisaillement :

$$\phi = \frac{\pi}{4} + \eta' - \beta + b$$

Il est intéressant de constater qu'alors la direction AB, définie sur le cercle de MOHR par bP est parallèle à la direction de l'effort de coupe sur la surface de l'outil.

La théorie de SHAW et al. présente un caractère plus général que les théories précédentes par cette dépendance liant l'angle de frottement à l'angle de cisaillement. Elle est confirmée par un examen microphotographique du métal au début de la formation du copeau qui montre que la déformation plastique est essentiellement située dans une très petite zone le long du plan de glissement.

III - ESSAI D'APPLICATION DE LA THEORIE DE COULOMB

PAYNE (1956) comme SIEMENS et al. (1965), utilise les données classiques de la mécanique des sols en considérant les zones active et passive de RANKINE. C'est pourquoi, avant d'aborder les deux études, il est nécessaire de rappeler les résultats de COULOMB, dont PERZAGHI et PECK (1961) ont développé la théorie pour un sol subissant une poussée latérale (méthode de CULMAN). CULMAN considère une masse de sol limitée par deux plans, ac horizontal, (fig. 80) libre de toute contrainte et ab rugueux d'angle de frottement δ . La ligne de glissement se compose de deux parties, l'une rectiligne (de) et l'autre courbe (bd). CULMAN suppose en outre que la portion de sol comprise à l'intérieur du triangle isocèle (ade) est dans l'état passif de RANKINE. L'angle aed est donc égal à $45^\circ - \varphi$, où φ est l'angle de frottement interne du matériau. L'arc de courbe bd est un arc de spirale logarithmique, les contraintes de cisaillement le long de df sont nulles et la poussée P_d sur cette section est horizontale. La masse de sol abdf est sollicitée par :

- son poids W
- la poussée P_d

.../...

- la résultante C des forces de cohésion le long de bd
- l'adhérence C_a le long de ab
- la résultante F des contraintes normale et tangentielle le long de bd
- la butée F_P

La ligne de glissement est alors définie en déterminant les paramètres de la spirale logarithmique de façon que cet ensemble de forces soit en équilibre.

A. Etude de PAYNE.

PAYNE (1956) constate dans son introduction "qu'aucune théorie sur le comportement d'un sol agricole sous l'action d'un équipage mobile n'est valable pour l'utilisateur des engins de travail du sol qui a toujours à relier l'expérience et l'intuition. Les études faites pour les véhicules tout-terrain ont mis cependant en évidence la façon dont les théories sur le comportement rhéologique du sol sont en partie directement applicables aux conditions imposées par l'agriculture".

En effet, il convient de noter que les agronomes entre les années 1923 et 1935 se sont plus particulièrement préoccupés des propriétés physiques du sol au point de vue de leurs effets sur les outils. Leurs travaux donnèrent de nombreux renseignements sur les mesures des propriétés mécaniques du sol, soit au laboratoire tels KEEN et SCOTT BLAIR (1929), SCOTT BLAIR (1937) SCOTT BLAIR et YATES (1932), NICHOLS (1931 et 1932), NICHOLS et KUMMER (1932), soit au champ tels KEEN et HAINES (1925), HENIN (1936) et NICHOLS (1934).

L'étude de PAYNE se situe dans le cadre suivant :

- la forme géométrique de l'outil étudié a une forme simple en vue de mettre en évidence les principes applicables à tous les sols.

Ainsi ces outils sont des plaques planes rabottant ou poussant le sol devant elles.

- la force de traction et le volume de la partie soulevée sont étudiés simultanément.
- ces résultats sont comparés aux mesures des contraintes du sol au laboratoire dans des conditions aussi voisines que possible du cisaillement.

.../...

Expérience : En premier lieu PAYNE a effectué des essais en vue d'observer qualitativement le comportement d'un sol soumis à l'action d'un outil vertical étroit. Ces essais ont conduit à l'élaboration de certaines hypothèses basées sur un modèle de clivage pour expliquer les efforts de traction nécessaires et le volume de la partie soulevée en accord avec les théories de RANKINE. Enfin la mesure des paramètres du sol a permis une comparaison des essais avec les résultats donnés par la théorie initiale.

Les conclusions de PAYNE sont les suivantes :

1) Le mouvement de l'outil plan et vertical crée devant celui-ci un bloc de sol en forme de coin, limité par deux plans verticaux et par une surface légèrement gauche (fig. 81). L'inclinaison de cette surface de glissement dépend du frottement sol-métal et de l'angle de frottement interne du sol. Le coin se déplace en avant de l'outil mais en même temps glisse vers le haut.

2) Ce coin se comporte comme un couteau fendant le sol autour de lui en deux parties qu'il pousse vers le haut et sur les côtés pour se frayer un passage. Ces portions de sol ainsi séparées sont déplacées et isolées du reste de la masse par un déplacement le long de surfaces de glissement. Celles-ci prennent naissance au bas du coin et apparaissent au niveau du sol en forme de croissant entourant l'outil et le coin (fig. 81).

3) Un mouvement continu de l'outil produit une série de compressions et de fissures à l'intérieur du sol.

4) La distance entre l'outil et la fissure en forme de croissant est proportionnelle à la profondeur.

5) La force de traction est fonction de la profondeur. Cette fonction a deux composantes fondamentales, l'une proportionnelle à la profondeur et l'autre proportionnelle au carré de celle-ci.

6) Les outils suffisamment larges pour amener le sol à l'état plastique sont tels que la distance entre l'outil et la fissure en forme de croissant varie linéairement avec la largeur de la plaque.

7) Dans les mêmes conditions les dimensions radiales du soulèvement peuvent être déduites des paramètres du sol tels que la cohésion, l'angle de frottement interne, l'adhérence et la densité apparente.

8) Ces mêmes paramètres permettent de calculer également la plage de variations de la force de traction.

9) L'effort de traction varie également de façon linéaire avec la cohésion et le volume de la partie soulevée.

La théorie de RANKINE permet de déterminer la pression du sol sur la paroi plane. Pour une paroi infiniment large parfaitement lisse appuyée sur une terre sans cohésion cette poussée est

$$P'_p = \frac{1}{2} \gamma l^2 \operatorname{tg}^2 \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2} \right)$$

où γ = poids spécifique

l = hauteur de la paroi.

Cette poussée est appelée par RANKINE "pression passive des terres".

Si le sol possède une cohésion C , cette cohésion crée une pression supplémentaire de valeur :

$$P''_p = 2 C l \operatorname{tg} \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2} \right)$$

De ce fait, la pression totale, "pression passive des terres" est :

$$P_p = P'_p + P''_p$$

Dans la pratique, les essais de PAYNE se rapprochent de ces résultats dans la mesure où la paroi est rendue très lisse et le sol utilisé est un sable pur. Si l'angle de frottement sol-métal est inférieur au tiers de la valeur de l'angle de cisaillement et si le sable est sec, l'effort de traction par unité de largeur est proche de P'_p . Par contre si le sable est humide la force de traction par unité de largeur est voisine de P_p .

.../...

B. Etude de SIEMENS, WEBER et THORNBURN.

Partant des résultats des travaux de PAYNE et se basant sur les théories du mur de soutènement, SIEMENS, WEBER et THORNBURN (1965) ont considéré un outil plan, incliné par rapport à la verticale. Par des essais, il a déterminé la surface de glissement et les forces mises en jeu. Ces résultats sont ensuite comparés à ceux obtenus en se basant uniquement sur des considérations théoriques.

L'auteur constate que la théorie du mur de soutènement dont la surface est rugueuse n'est pas applicable aux outils inclinés de moins de 70° sur le plan horizontal. Le bord inférieur de l'outil en effet a tendance à rejeter le centre de la spirale logarithmique dont le centre est alors difficile à déterminer. Pour calculer, par la théorie de plasticité, les forces agissant sur le sol avec un tel outil, SIEMENS suppose que la surface de cisaillement est inclinée de $45^\circ - \frac{\psi}{2}$, c'est à dire, que la contrainte principale mineure est verticale dans tout le sol. SIEMENS suppose encore que les surfaces de glissement séparant deux blocs ne remanient pas le sol.

L'auteur détermine la valeur de P (fig. 82) en écrivant l'équilibre de l'ensemble des forces mises en jeu.

La fig. 80 (le mur étant remplacé par l'outil) donne les positions respectives du sol et de l'outil quand le déplacement de celui-ci est suffisant pour créer la première fissure. La fig. 83 donne les positions respectives des mottes de terre pour un déplacement tel que deux surfaces de glissement soient créées et que la troisième vienne de prendre naissance. Ces fissurations successives et périodiques donnent à la force P une allure ondulatoire. La valeur maximale de cette force n'est pas supérieure à celle qui se produirait si le sol était cisailé en une seule fois.

En général, les blocs de terre s'élèvent parallèlement à la surface de l'outil, créant des vides à leur voisinage, mais l'auteur constate que si la contrainte de compression créée est suffisamment grande, il arrive que ces vides soient bouchés et que les surfaces de cisaillement soient indéterminées au voisinage de l'outil.

.../...

1) Essais et interprétation.

A l'aide d'un outil miniature et d'un sol remanié mélangé à un pourcentage d'huile constant pour lui assurer une stabilité de longue durée, SIEMENS détermine les surfaces de glissement pour des outils ayant des angles d'attaque différents.

L'auteur constate que l'allure des surfaces est spécifique de l'outil, mais change avec son inclinaison.

Les outils dont l'angle d'attaque est compris entre 15° et 60° sont la cause de surfaces de glissement planes, inclinées et passant en-dessous de l'extrémité d'attaque de l'outil.

Les outils dont l'angle d'attaque est compris entre 70° et 90° sont la cause de surfaces de glissement courbes au voisinage de l'outil et planes, mais inclinées loin de l'outil. Pour chaque essai, l'auteur a mesuré l'angle que fait la surface plane avec le plan horizontal et trouve comme valeur moyenne $31^\circ 1'$, valeur très voisine de celle établie par la théorie du mur de soutènement soit $\frac{\pi}{4} - \frac{\varphi}{2}$

où φ est l'angle de frottement interne déterminé par des mesures directes.

Les déformations du matériau créées par le déplacement d'un outil vertical sont représentées sur la fig. 89. SIEMENS remarque que les lignes initialement verticales 5 et 6 (fig. 84 A) sont déformées alors que les lignes 10 et 11 ne le sont pas encore. Il en conclut que la surface de glissement est apparue aux niveaux 5 et 6 mais n'est pas encore formée aux niveaux 10 et 11. La formation de cette surface n'est donc pas instantanée. En outre la ligne E subit une déformation au passage de l'outil. Ce dernier phénomène n'apparaît pas avec un outil incliné comme le montre la fig. 85.

En portant sur un même graphique les positions respectives des points repères, SIEMENS est amené aux conclusions suivantes :

Sachant que les points les plus bas de chaque trajectoire de la fig. 86 correspondent aux points de la fig. 84 A, les suivants à ceux de la fig. 84 B etc.

- aucun point du sol ne se déplace parallèlement à la surface de l'outil vertical,
- alors que la surface de glissement est formée, les points près de la pointe de l'outil se déplacent parallèlement à la direction d'avancement,
- le sol au voisinage de la pointe de l'outil se "colle" contre la paroi et forme un coin triangulaire. L'auteur ajoute que la formation de ce triangle ne se produit que pour des outils inclinés de 70° à 90° par rapport au plan horizontal.

.../...

- les surfaces de glissement ne sont jamais visibles au voisinage de l'outil pour des angles d'inclinaison inférieurs à 30° .

- en reportant sur la fig. 84 A la ligne de glissement de la fig. 84 B, il est possible de déterminer sa forme et sa longueur, et ainsi de la comparer avec celle obtenue par la théorie du mur de soutènement. L'auteur constate que les outils ayant une inclinaison inférieure à 30° ne définissent pas une ligne suffisamment nette pour cette comparaison. Les outils dont l'angle est compris entre 30° et 70° déterminent des lignes en parfait accord avec les lignes théoriques, mais les outils dont l'angle est supérieur à 70° créent une ligne de glissement dont la longueur est légèrement plus grande que celle donnée par la théorie.

2) Forces mises en jeu.

Les auteurs ont mesuré les forces intervenant au cours du déplacement des outils. La résultante P de ces forces a des composantes horizontale et verticale dont les amplitudes variables sont directement liées à la formation périodique des surfaces de glissement. L'auteur explique le comportement de ces composantes de la façon suivante :

- F_z passe par un maximum lorsque la surface de glissement est sur le point de se former.

- F_z passe par un minimum lorsque la partie cisailée du sol est totalement formée.

- les valeurs de la composante verticale sont toujours très faibles mais ses variations sont identiques à celles de F_z .

- L'angle β que fait la force P avec la normale au plan de l'outil est donc variable au cours du déplacement. Mais constatent les auteurs, il varie également avec l'angle qui caractérise l'inclinaison de l'outil. Cette dernière variation est éliminée en supprimant les effets de bord. De ce fait les conclusions concernant l'influence des composantes de P sur β sont plus évidentes. Au moment où se forme une surface de glissement, F_z passe par sa valeur maximale et (fig. 87) l'angle β atteint sa valeur minimale. Par contre, lorsque le bloc de terre est entièrement formé, F_z atteint sa valeur minimale et β est voisin de l'angle de frottement sol-métal, valeur supérieure à celle obtenue précédemment. Les auteurs concluent que de toute évidence le sol ne glisse pas sur

.../...

l'outil au moment de la formation de la ligne de glissement, mais au contraire glisse nécessairement une fois cette ligne amorcée.

En définitive, l'auteur compare la valeur de forces mesurée au cours des essais à celle des forces définies par la théorie du mur de soutènement pour les outils ayant un angle supérieur à 70° ou par "la théorie du corps en équilibre" pour les outils ayant un angle inférieur à 70° . Les courbes obtenues à des vitesses différentes ont la même allure que la courbe théorique, mais donnent systématiquement des valeurs plus petites. Cependant, constate SIEMENS, le minimum de chacune correspond à la même valeur de l'angle d'inclinaison de l'outil, soit 25° (fig. 88). L'auteur estime que cet écart systématique entre les deux valeurs est dû à la pression intersticielle développée dans le sol et au fait que les surfaces de glissement ne se forment pas de façon instantanée.

Dans les essais effectués par l'auteur pour déterminer la cohésion, la valeur de la pression intersticielle a été considérée comme négligeable. Or au cours des essais de labour cette pression n'est pas entièrement dissipée au moment de l'apparition des surfaces de cisaillement. Ainsi, la valeur de la résistance au cisaillement du sol labouré est diminuée et il en est de même de la valeur de P mesurée.

CONCLUSIONS

Les déformations mises en évidence au chapitre III à l'aide des trajectoire ont rendu nécessaires un changement d'orientation et l'utilisation des théories de la mécanique des milieux continus. Ces déformations sont suffisamment grande pour créer des plans de cisaillement et pour confirmer que le matériau est à l'état plastique.

La théorie de la plasticité est très riche en conséquences car elle permet de faire une parallélisme entre l'usinage des métaux, les murs de soutènement et l'action d'un outil plan sur un sol.

Dans le cas des métaux, le critère d'écoulement utilisé est celui de MISES : supposer que les plans de glissement se créent suivant les directions de cisaillement maximal revient à supposer que le métal a le même comportement qu'une argile dont l'angle de frottement interne serait nul. La nature même du métal lui donne un comportement particulier au cours de son usinage en orientant ses cristaux selon une direction privilégiée.

.../...

Dans le cas des murs de soutènement, la loi d'écoulement est celle de COULOMB caractérisant un sol par sa cohésion et son angle de frottement interne.

La répartition des contraintes a en premier lieu été supposée homogène dans la zone plastique mais cette hypothèse a semblé peu conforme aux essais. Une nouvelle direction de recherche a été prise avec un champ de contraintes non homogènes, l'expérience ayant montré l'existence d'un faisceau de PRANDTL dû à la présence de l'arête rapportée. Enfin la prise en considération de l'influence variable de la rugosité de l'outil a permis une meilleure approche de la compréhension théorique des essais.

Cependant la détermination du champ de contraintes est faite à l'état statique alors que le comportement du matériau ne peut être entièrement connu que si le champ des vitesses est également déterminé. Cette étude n'a été entreprise par aucun auteur, mais il semble qu'elle pourrait être faite en considérant au champ présentant une discontinuité cinématique de PRAGGER.

Toutes ces études ont été faites avec des outils plans, et la première extrapolation qui s'impose est d'aborder le comportement du matériau travaillé par une outil dont la surface est courbe, en utilisant éventuellement les résultats précédemment acquis.

Le travail d'une charrue, ou celui d'une niveleuse, se situe dans un espace à trois dimensions. Il est donc évident que la recherche entreprise ne peut se limiter à un mouvement plan. Ainsi il est nécessaire d'envisager pour un proche avenir des essais permettant d'élaborer une théorie des champs de contraintes tridimensionnels. Cette étude ne sera complète que si elle est elle-même suivie d'une étude du champ des vitesses.

CHAPITRE VI. ETUDE EXPERIMENTALE DES DEFORMATIONS DU MATERIAU.

Outil cylindrique à base parabolique

I - DISPOSITIF EXPERIMENTAL ET MATERIAU UTILISE

Il a été utilisé au laboratoire du C. N. R. A. une terre entièrement remaniée placée entre deux vitres, pour en faciliter l'observation, d'une longueur égale à 1,50 m. Les opérations de labours ont été faites à deux dimensions de la même manière que SIEMENS et associés, mais l'outil utilisé est une surface cylindrique dont la directrice est une parabole. Ainsi l'angle d'entrure α est égal à μ . Les caractéristiques de cet outil sont précisées sur la fig. 89. Afin de diminuer le frottement entre l'outil et le sol travaillé et pour en faciliter le montage la matière utilisée pour la construction du versoir miniature est du plexiglas.

L'outil avance à une vitesse constante à l'aide d'un moteur électrique synchrone tournant à la vitesse de 1 tour en 10 mn ; le couple maximum disponible sur l'axe de sortie du réducteur est de 5 cm/kg. Le pignon utilisé en sortie a 4,3 cm de diamètre ce qui donne à l'outil une vitesse d'avancement de 1,35 cm/mn. L'ensemble est disposé comme l'indique la fig. 90. Pour assurer le déplacement à niveau du charriot, l'équipage mobile a été placé sur un banc d'optique horizontal, et la transmission du mouvement est assurée par une chaîne sans fin.

1) Caractéristiques du matériau.

Le sol utilisé est un sol de limon qui a été "humidifié" par de l'acide oléique de façon à lui donner une stabilité pour une longue période du point de vue consistance et "humidité".

.../...

a) Phase liquide.

Il est mélangé avec l'acide par malaxage et un dosage est effectué avant chaque essai de labour pour préciser la teneur en acide du sol. Ce dosage est basé sur le même principe que la méthode d'Anne utilisée pour les matières organiques. Il a été cependant nécessaire d'établir le coefficient de proportionnalité entre la quantité d'acide contenue dans un échantillon de terre donné et le volume de Sel de MOHR versé pour réduire l'excès d'oxydant (bichromate de potassium). Celui-ci est initialement utilisé dans une oxydo-réduction à chaud pour réduire le "carbone organique" contenu dans l'échantillon de terre considéré. Cette détermination a été faite sur 34 mesures, avec des quantités d'acide différentes, et la valeur moyenne trouvée est $k = 0,5995$, avec un écart par rapport à la moyenne de $0,0096$; ce rapport s'exprimant en mg/cm³. Une correction de mesure a été faite pour éliminer du poids de terre sèche (c'est à dire non acidifiée) la quantité de matière organique contenue dans l'échantillon. L'équivalent acide de la matière organique contenue dans le sol utilisé est de $0,32\%$.

b) Densité.

La densité du sol a été déterminée par la méthode habituelle du cylindre dont les dimensions ont été adaptées à celles de la maquette. A l'aide de la teneur en acide oléique précédemment calculée, la détermination de la densité apparente sèche du matériau est immédiate.

2) Caractéristiques mécaniques.

a) Granulométrie :

< 2 μ	: 28,70 %
2, 20 μ	: 26,40 %
20, 50 μ	: 42,40 %
50, 200 μ	: 1,50 %
> 200 μ	: 0,60 %

Il convient toutefois de préciser que ce matériau a été mis en place après avoir été tamisé à 0,2 mm et mélangé à l'acide oléique.

.../...

b) Limites ATTERBERG.

Afin d'avoir plus de points de comparaison, les deux sols considérés ont fait l'objet d'une mesure de leurs limites ATTERBERG, et les courbes de la fig. 92 matérialisent la différence de leur comportement, il vient :

Avec l'eau	LL = 31,7 %	LP = 17,6 %
Avec l'acide	LL = 26,0 %	LP = difficile à obtenir.

c) Courbes de compactage.

Ces essais ont été faits à l'aide d'un moule plus petit que le moule standard, de diamètre 70 mm et de hauteur 78 mm donnant ainsi un volume de 300 cm³; la dame pèse 1 kg et tombe d'une hauteur égale à 20 cm, comme le nombre de couches a été choisi égal à trois, l'énergie de compactage utilisée dans ces essais est de 60 tm/m³. Cette énergie correspond à celle de l'essai standard.

Les courbes de compactage de la fig. 91 indiquent les différents comportements de ce matériau traité soit par l'eau soit par l'acide oléique.

La variation de la densité apparente en fonction de la teneur en acide oléique est très faible, ce qui permet d'avoir de faibles erreurs de densité pour le matériau en place dans la maquette.

d) Résistance à la compression simple.

Les courbes de la fig. 93 (et tableau IX) traduisent les résultats des mesures effectuées sur le matériau mélangé à l'eau à l'Optimum Proctor ($W = 17,5\%$) ou mélangé à l'acide oléique ($\Omega = 17\%$, 20% et 22%). La fig. 93 b montre la formation du plan de cisaillement pour $\Omega = 17\%$.

Une carotte avait été faite à 27% , correspondant à la teneur moyenne des labours, mais la limite de liquidité étant déjà dépassée, le matériau s'affaissait de lui-même de 20% avant écrasement. Il était possible, en outre, de l'écraser sous une pression faible en donnant des déformations de l'ordre de 50 à 60% sans qu'aucun plan de cisaillement n'apparaisse.

.../...

3) Méthode opératoire.

Au cours d'un essai de labour, et quel que soit le but cherché, des aiguilles fines utilisées comme repères ont été plantées dans le matériau sur la tranche du copeau c'est à dire horizontalement et perpendiculairement au sens d'avancement.

Au cours de l'avancement de l'équipage mobile, des photographies ont été prises à des intervalles réguliers d'une minute par un appareil à très fort grossissement permettant d'obtenir des reproductions de la position relative des repères avec un grossissement de l'ordre de 10. Cette méthode a été également employée lors de la détermination des coordonnées des points en vue de tracer leur trajectoire.

II - DETERMINATION DE LA TRAJECTOIRE DES POINTS

1) Trajectoires expérimentales.

Les premiers essais effectués ont pour but de déterminer la trajectoire d'un point du matériau glissant sur la surface de l'outil. Ces essais sont effectués pour une densité apparente de $1,41 \text{ g/cm}^3$, une profondeur de 12 mm et une teneur en acide oléique de 29 %. En outre le point observé a toujours été placé à une distance constante $Z_0 = 3,5 \text{ cm}$ de l'extrémité de l'outil afin que les effets de pénétration de celui-ci dans le matériau se manifestent toujours de façon identique. Le tableau X donne les résultats numériques obtenus au cours des essais, avec pour origine des coordonnées l'extrémité de l'outil au temps $t = 0$. Les courbes de la fig 94 donnent les variations des coordonnées en fonction du temps et la courbe de la fig. 95 représente la trajectoire du point considéré.

Il est intéressant de noter qu'au temps $t = 12 \text{ mn}$ la position du point est telle que la trajectoire change de courbure. Les essais ont d'ailleurs été arrêtés à ce temps là car la bande de terre commençait à quitter la surface de l'outil, et le point correspondant sur le graphique indique donc le début de la chute de la bande, compensée par un phénomène de fissuration sensiblement normal à la surface de l'outil.

.../...

Au cours de ces essais il a été mis en évidence le processus de formation des "mottes" : lorsque le point repère chute entre le temps 11 et le temps 12 il entraîne un copeau de terre qui se sépare de la bande labourée au niveau du sommet de la parabole de base de l'outil, c'est à dire au point de courbure maximale. Ce copeau de terre bascule au niveau de ce sommet et a pour charnière le bord supérieur du copeau (fig. 96).

2) Trajectoires théoriques.

A titre de comparaison, et pour suivre l'évolution de pensée des chapitres précédents, déterminons la trajectoire théorique de la particule dans l'hypothèse H_2 où le copeau ne subit aucune extension dans le sens longitudinal, ainsi la vitesse de la particule sur l'outil est égale à la vitesse d'avancement de celui-ci. L'équation de l'outil est dans ses axes :

$y^2 - 2ay + 2atg\mu z = 0$ et en utilisant comme au chapitre III le paramètre φ , ces équations paramétriques sont :

$$y = a(1 + tg\mu tg\varphi) \quad \text{et} \quad z = \frac{a}{2tg\mu} (1 - tg^2\mu tg^2\varphi)$$

L'élément d'arc sur l'outil a pour valeur :

$$ds = \frac{atg\mu}{\cos^3\varphi} d\varphi \quad \text{ainsi} \quad s = \frac{atg\mu}{4} (A - A_0) = Vt$$

où A et A_0 ont la même signification que dans le chapitre III.

La particule se déplaçant sur l'outil de telle sorte que le copeau ne subisse aucune extension ni contraction a pour coordonnées absolues :

$$Y = a(1 + tg\mu tg\varphi) \quad \text{et} \quad Z = z - \frac{atg\mu}{4} (A - A_0)$$

Il a été déjà précisé que la valeur de l'angle μ est de 30° , que $a = 6$ cm et le tableau XI donne les valeurs numériques de ces coordonnées alors que la fig. 97 donne la trajectoire théorique de la particule. La trajectoire expérimentale déterminée au cours des essais pour permettre une comparaison entre les résultats est également tracée sur ce graphique. Cette comparaison amène les conclusions suivantes :

.../...

- Le calcul de la trajectoire théorique ne tient pas compte de l'épaisseur de l'outil dont l'action se manifeste au début du labour, en donnant à la trajectoire expérimentale une courbure opposée à celle qu'elle a par la suite.

- Au cours des essais les positions de l'outil ont été repérées en vue de vérifier sa vitesse pendant son déplacement. Comme le matériau n'a pas une densité rigoureusement homogène ni une profondeur parfaitement constante, la vitesse de l'outil n'est pas rigoureusement constante et égale à celle calculée au moyen des caractéristiques du moteur. Cependant il convient de préciser que la vitesse moyenne de l'outil entre le temps initial et le temps final est égale à sa vitesse théorique, les variations de vitesse étant de l'ordre de 7 %. Compte tenu de ces variations, il apparaît sur ces courbes que la particule au début de sa trajectoire a une vitesse absolue plus faible que celle qu'elle aurait sans contraction ni extension. Ces observations mettent en évidence la contraction que subit le copeau travaillé tout au moins au début de sa montée.

En vue de préciser la partie de la trajectoire sur laquelle le copeau est contracté, et pour éliminer l'effet initial dû à l'épaisseur de l'outil, la courbe expérimentale a été décalée, comme l'indique la fig. 98. Il s'avère qu'elle est en parfaite coïncidence avec la trajectoire théorique à partir du sommet de la parabole de base, correspondant au point d'ordonnée $y = 6$ cm. Cette coïncidence permet de supposer qu'au cours de la montée de la particule jusqu'au sommet de la parabole de base, le copeau est fortement contracté mais qu'il n'est que très faiblement contracté au-dessus du sommet.

Pour vérifier la vitesse absolue de la particule sur la trajectoire expérimentale, les temps de passage du repère ont été calculés sur la trajectoire théorique aux temps expérimentaux 10 et 11. A l'aide des équations établies au cours de l'étude de la trajectoire théorique, le temps de passage au premier point est égal à 6,86 mn, celui au deuxième point est égal à 7,89 mn, ainsi l'intervalle de temps théorique entre les points 10 et 11 est $t = 1,03$ mn. Il est donc possible de conclure que la vitesse expérimentale sur cet arc de la trajectoire est très voisine de 1,35 cm/mn.

Afin de vérifier cette hypothèse et de préciser l'importance de cette contraction au cours de la montée de la particule, des mesures ont été effectuées sur les déplacements relatifs de deux points repères se déplaçant sur la surface de l'outil. Pour préciser les variations de volume au cours de certains essais, quatre points repères sommets d'un carré ont été observés. L'évolution des déformations de ce carré a été suivie à l'aide de prises de vues pour faciliter les mesures des longueurs.

III - ETUDE DES DEFORMATIONS EN REGIME TRANSITOIRE

1) Résultats expérimentaux.

Le mouvement étant à deux dimensions, la largeur de travail est constante au cours du labour et l'étude des variations de volume se limite à celle des variations d'un élément de surface situé dans un plan vertical parallèle à la direction de travail de l'outil. Ainsi les quatre points repères, matérialisés par des têtes d'épingles, ont été placés sur la paroi verticale de la bande labourée.

Trois essais ont été effectués sur un matériau de densité apparente égale à $1,41 \text{ g/cm}^3$ et d'humidité $\Omega = 29,4 \%$. Les points repères ont été disposés comme l'indique la fig. 99. Pour les trois essais la distance z_0 entre la pointe du versoir et le repère D est constante et égale à $2,5 \text{ cm}$.

a) Extensions et contractions.

Le tableau XII donne les résultats numériques des variations des déformations subies par les quatre côtés du quadrilatère repère représentées par les courbes de la fig. 100, les dilatations étant notées positivement et les contractions négativement. De ce fait la courbe supérieure, représentant les variations des déformations des segments AD et BC n'est autre que la variation en fonction du temps de ξy (toujours positif) alors que la courbe inférieure représentant les variations des déformations des segments AB et CD n'est autre que la variation en fonction du temps de ξz (toujours négatif).

b) Surface.

Les courbes de la fig. 100 font apparaître une somme $\xi y + \xi z$ non nulle. Or en petites déformations cette quantité représente la variation de surface de l'élément considéré. Au cours des mêmes essais il a été possible de déterminer les valeurs de la surface du quadrilatère repère et les résultats sont portés sur le tableau XIII donnant les variations relatives de la surface $\frac{\Delta S}{S_0}$. La courbe

.../...

de la fig. 101 donne une image de cette variation relative, comparée à la variation de la quantité $\xi y + \xi z$.

c) Distorsion et rotation.

Les photographies ont permis de mesurer la valeur globale de $\gamma_x + \omega_x$. Cette quantité définit le mouvement de AB par rapport à CD. Le tableau XIV et la courbe de la fig. 102 en donnent les variations au cours de l'essai. Cette courbe montre que les angles ADC et BCD varient en moyenne de façon identique.

d) Conséquences.

De toutes ces courbes et de ces résultats numériques il est possible de tirer plusieurs conclusions. De façon schématique, il est évident que le matériau travaillé passe par quatre phases différentes dans l'intervalle de temps considéré.

Phase A.

Représentée par les segments de droites CA et OA', cette phase correspond à l'intervalle de temps nécessaire à l'outil pour arriver à peu près au niveau du repère D. Elle est caractérisée par une contraction dans la direction Oz et une dilatation dans la direction Oy. Cette phase, dite phase pré-soc, indique que le versoir "pousse" devant lui la terre avant de la soulever.

Phase B.

Elle correspond aux segments de droites AB et A' B'. Au cours de cette phase un élément parallèle à l'outil conserve la contraction qu'il avait à son passage sur l'extrémité, alors que dans la direction des normales le matériau subit une contraction par rapport à la dimension qu'il avait au début de cette phase. Ce phénomène peut s'expliquer par le fait qu'il y a changement de direction de la trajectoire qui en outre de rectiligne devient courbe. Le matériau est dans cette phase tant que la variation du rayon de courbure de la surface n'est pas trop importante. Les essais effectués ont montré que dans ces conditions d'expériences cette phase s'arrête lorsque le paramètre ψ est sensiblement égal à -45° .

.../...

Phase C.

Représentée par les segments de droites BC et B' C'. Au cours de cette phase, la dilatation normale à la surface de l'outil reste constante, alors que la contraction, parallèlement à celle-ci croît de nouveau en fonction du temps. Cette troisième phase est due, notamment à l'augmentation de la courbure de l'outil et se poursuit sensiblement jusqu'au voisinage du sommet de la parabole de base où se créent des fissures avec une certaine périodicité.

Phase D.

Segments de droites CD et C' D'. Des difficultés d'observation n'ont pas permis une étude approfondie de cette phase. En effet le quadrilatère initialement carré devient très "allongé" en forme de losange imparfait; en outre le matériau a tendance à être dévié de sa trajectoire plane verticale par suite des défauts de mise en place du versoir et des imperfections de sa surface. Cependant il semble que parallèlement à la surface de l'outil la contraction augmente de nouveau et que dans la direction des normales le matériau subisse de nouveau une augmentation de sa dilatation car la surface de l'outil présente une courbure décroissante. Le tableau XV donne les dimensions réelles, en mm. des côtés du quadrilatère aux temps limites de ces phases. Toutefois celles-ci ne peuvent donner des discontinuités dans le processus de déformations du matériau et en réalité les sommets A, B, C etc. sont des arrondis que l'expérience n'a pu mettre en évidence par ses observations relativement espacées dans le temps.

Il est intéressant de remarquer que les changements de sens du glissement se font avec un certain retard par rapport aux changements de sens des autres variations. Ce retard est principalement dû à la nature de l'outil (inclinaison et courbure).

Enfin la comparaison de la variation expérimentale de la surface avec les variations de la quantité $\xi y + \xi z$ montre une identité de comportement excepté pendant la première phase au cours de laquelle la variation expérimentale est plus rapide. Il semblerait donc qu'au cours de cette première phase la transformation subie par le matériau ne soit pas linéaire, ainsi la variation de surface n'est pas définie par la quantité $\xi y + \xi z$ simplement.

.../...

2) Interprétation théorique.

Le fort grossissement utilisé pour déterminer les déformations avec la précision nécessaire a rendu impossible la mesure des coordonnées des points A B C D par rapport à l'outil ou par rapport aux axes de références. Ainsi la vitesse de rotation géométrique due à la forme de l'outil n'a pu être observée.

Dans l'interprétation des résultats obtenus il a donc été nécessaire de supposer que la déformation du matériau admet la direction des tangentes au versoir comme direction invariante double. Ainsi la rotation de déformation est égale à la distorsion $\dot{\gamma}_x = \dot{\omega}_x$ (25). Comme le matériau subit de grandes déformations, l'étude théorique est faite en considérant les vitesses de déformations et les vitesses de glissement afin de pouvoir se ramener à des transformations très petites. Le tableau XVI exprime les variations de ces vitesses en considérant les variations moyennes des déformations définies précédemment.

A cause de l'existence de la distorsion, la vitesse de déformation du matériau n'est pas une vitesse de déformation pure ANGLÈS D'AURIAC (1963). Elle est la résultante de deux vitesses de transformations l'une T_1 avec variation de surface, l'autre T_2 sans variation de surface (fig. 103).

Les vitesses de déplacements dues à T_1 sont de la forme :

$$\dot{v}_1 = a_1 y \quad \text{et} \quad \dot{w}_1 = -b_1 z \quad \text{où } a_1 \text{ et } b_1 \text{ sont positifs,}$$

Celles dues à T_2 peuvent s'écrire $\dot{v}_2 = 0$ et $\dot{w}_2 = 2b_2 y$.

La transformation globale est T , de vitesses de déplacements :

$$\dot{v} = a_1 y \quad \text{et} \quad \dot{w} = -b_1 z + 2b_2 y$$

Cette transformation s'écrit sous forme d'une matrice. L'équation (25) définit une relation entre ces quatre paramètres et on peut écrire :

$$\dot{T} = \begin{pmatrix} \frac{\partial \dot{v}}{\partial y} & \frac{\partial \dot{v}}{\partial z} \\ \frac{\partial \dot{w}}{\partial y} & \frac{\partial \dot{w}}{\partial z} \end{pmatrix} \quad \dot{T} = \begin{pmatrix} \dot{\epsilon}_y & \dot{\gamma}_x - \dot{\omega}_x \\ \dot{\gamma}_x + \dot{\omega}_x & \dot{\epsilon}_z \end{pmatrix}$$

.../...

Cette vitesse de transformation \dot{T} , est décomposable en une vitesse de déformation pure \dot{D} et une vitesse de rotation \dot{R} :

$$\dot{T} = \dot{D} + \dot{R} \quad \text{où}$$

$$\dot{D} = \begin{pmatrix} \frac{\partial \dot{v}}{\partial y} & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \dot{v}}{\partial y} + \frac{\partial \dot{w}}{\partial y} \right) \\ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \dot{w}}{\partial y} + \frac{\partial \dot{v}}{\partial z} \right) & \frac{\partial \dot{w}}{\partial z} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \dot{\epsilon}_y & \dot{\gamma}_x \\ \dot{\gamma}_x & \dot{\epsilon}_z \end{pmatrix}$$

$$\dot{R} = \begin{pmatrix} 0 & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \dot{v}}{\partial z} - \frac{\partial \dot{w}}{\partial y} \right) \\ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \dot{w}}{\partial y} - \frac{\partial \dot{v}}{\partial z} \right) & 0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & -\dot{\omega}_x \\ +\dot{\omega}_x & 0 \end{pmatrix}$$

La vitesse de déformation \dot{D} peut elle aussi se décomposer en une déformation isotrope \dot{D}_i qui entraîne une variation de surface et en une vitesse de déformation déviatoire à surface constante \dot{D}_d : $\dot{D} = \dot{D}_i + \dot{D}_d$ où

$$\dot{D}_i = \begin{pmatrix} \dot{\epsilon} & 0 \\ 0 & \dot{\epsilon} \end{pmatrix} \quad \dot{D}_d = \begin{pmatrix} \dot{\epsilon}_y - \dot{\epsilon} & \dot{\gamma}_x \\ \dot{\gamma}_x & \dot{\epsilon}_z - \dot{\epsilon} \end{pmatrix}$$

avec $\dot{\epsilon} = \frac{\dot{\epsilon}_x + \dot{\epsilon}_y}{2}$

ainsi $\dot{T} = \dot{D}_i + \dot{D}_d + \dot{R}$

Comme \dot{v} et \dot{w} sont connus, les matrices de ces trois vitesses de transformations s'écrivent :

$$\dot{D}_i = \begin{pmatrix} \frac{a_1 - b_1}{2} & 0 \\ 0 & \frac{a_1 - b_1}{2} \end{pmatrix} \quad \dot{D}_d = \begin{pmatrix} \frac{a_1 + b_1}{2} & b_2 \\ b_2 & -\frac{a_1 + b_1}{2} \end{pmatrix}$$

$$\dot{R} = \begin{pmatrix} 0 & -b_2 \\ b_2 & 0 \end{pmatrix} \quad \dots / \dots$$

La matrice \dot{D}_t met en évidence les vitesses de variation des surfaces et la matrice \dot{D}_d permet de déterminer les directions principales des vitesses de déformations. Les fig. 104 à 110 donnent ces directions principales par rapport aux axes rhéologiques pour les sept intervalles de temps qu'il a été nécessaire de différencier dans le tableau XVI. Celui-ci donne les valeurs numériques de ϕ_t caractérisant ces directions. ϕ_t est tel que :
$$\text{tg } \phi_t = \frac{2\dot{\gamma}_x}{\dot{\epsilon}_y - \dot{\epsilon}_z} .$$

La transformation \dot{T} est entièrement déterminée si les directions principales de la transformation \dot{D} sont tournées de la rotation \dot{R} . La fig. 111 donne la position des pôles et l'orientation des directions principales en tenant compte des effets de la rotation \dot{R} calculés dans le tableau XVI.

Chaque phase est ainsi bien caractérisée et il n'y a pas de continuité globale. Il reste bien évident que le matériau passe d'une phase à l'autre avec continuité dans un court intervalle de temps, mais dans chacune d'elles le matériau a un comportement totalement différent de celui qu'il avait dans la phase précédente.

IV - ETUDE DES DEFORMATIONS EN REGIME PERMANENT

1) Résultats expérimentaux.

Pour supprimer l'influence de la distance versoir-points repères dans la phase pré-soc, trois essais ont été effectués avec une distance z_0 telle que pendant quelques minutes les points ABCD ne subissent aucune action de la part du versoir, soit $z_0 = 24$ cm. L'origine des temps a été ramenée à l'instant où le quadrilatère repère subit pour la première fois une certaine déformation.

a) Extensions.

Le tableau XVII donne les résultats numériques des variations des déformations subies par les côtés du quadrilatère représentés par les courbes des fig. 112 à 115.

.../...

b) Surface.

Les variations relatives de la surface sont données par le même tableau et sont représentées graphiquement sur la fig. 116. A titre de comparaison, la même figure représente les variations de la quantité $\xi_y + \xi_z$.

c) Distorsion.

Pour les mêmes raisons qu'en régime transitoire, on suppose que $\gamma_x = \omega_x$. Les variations de la distorsion sont données également par le tableau XVII et les courbes des fig. 117 et 118.

d) Conséquences.

En régime permanent, les déformations subies par le matériau sont plus complexes qu'en régime transitoire et ont lieu en trois phases.

La phase I correspondant à la phase pré-soc, n'est plus caractérisée par une déformation linéaire en fonction du temps des côtés du quadrilatère. Il semble au contraire que ces déformations soient paraboliques, ce qui se traduirait par une accélération constante des déformations.

Alors que la quantité $\xi_y + \xi_z$ est nulle au cours de cette phase, la variation expérimentale de la surface a elle aussi une allure parabolique.

La phase II, dite phase soc, est relativement complexe à cause des perturbations causées par le changement de directions. D'une part les éléments initialement horizontaux AB et CD ne voient pas simultanément leur contraction rester constante. L'influence de l'angle d'attaque et l'importance de la distorsion γ_x sont telles que les paliers prennent naissance indépendamment l'un de l'autre. Ce fait n'était pas visible dans le régime transitoire à cause de la faible ampleur des déformations. D'autre part la dilatation des éléments initialement verticaux AD et BC accusent d'abord un palier moins net et ensuite une décroissance plus rapide que dans le régime transitoire.

La phase III, dite phase versoir, n'a pas lieu en même temps pour les éléments AB et CD, mais apparaît sensiblement pour la même valeur du paramètre ψ de la parabole, c'est à dire au moment où les points A et D passent sur la même normale. L'écoulement a alors franchi la zone de perturbation précédente. L'élément AB se comporte comme dans le régime transitoire alors que l'élément CD accuse un comportement opposé. Quant aux éléments AD et BC, il semble que

le palier mis en évidence dans le régime transitoire soit considérablement réduit. Il est certain que les écarts accusés dans les mesures de ξ_y du régime transitoire donnent à ce palier une valeur tout hypothétique. Ainsi au cours de cette phase, le quadrilatère semble subir les effets d'une flexion composée à des extensions et à des glissements. Une tentative d'isolement des effets de cette flexion est tentée au cours de l'interprétation théorique.

Enfin la comparaison de la variation expérimentale de la surface avec les variations de la quantité $\xi_y + \xi_z$ indique qu'il y a un désaccord complet entre ces deux variations (fig. 116). Cet écart est principalement dû à l'importance des déformations.

2) Interprétation théorique.

a) Phase pré-soc.

Les variations de ξ_y, ξ_z, γ_x sont les mêmes pour les éléments homologues du quadrilatère repère. Le champ des déformations est donc homogène. Entre deux instants voisins les vitesses des déformations du matériau sont du même type que celles établies dans le régime transitoire. Mais dans ce régime les coefficients $a_1 = \dot{\xi}_y$ $b_1 = \dot{\xi}_z$ $b_2 = \dot{\gamma}_x$ sont fonctions du temps.

Le tableau XVIII et les courbes de la fig. 119 représentent les variations expérimentales de ces quantités. L'aspect linéaire des variations de $\dot{\xi}_y$ et $\dot{\xi}_z$, qui entraîne les valeurs théoriques du tableau XIX, confirme l'allure parabolique des variations en fonction du temps de ξ_y et ξ_z .

La fig. 120 donne trois exemples de cercles de MOHR dont les éléments sont déduits de ces résultats. La courbe de la fig. 121 résume les conséquences de ces variations en donnant celles de l'angle ϕ en fonction du temps (tableau XIX). ϕ , défini par \dot{D} , est l'angle que font les axes principaux des vitesses de déformations avec les axes rhéologiques du matériau.

b) Phase "soc".

Cette phase est comprise dans l'intervalle de temps limité par le passage des points C et A sur la normale à la pointe de l'outil. L'allure des courbes des fig. 114 et 118 donne $t_1 = 16$ mn, 30 s. et $t_2 = 21$ mn.

.../...

Il apparaît qu'au cours de cette phase le matériau, subissant les effets d'un changement de direction avec discontinuité des tangentes, est déformé de façon très complexe. Les déformations sont hétérogènes et les vitesses de déformations discontinues. L'étude théorique plus approfondie de cette phase ne présente pas un grand intérêt outre les difficultés qu'elle offre. Il est cependant fondamental de connaître l'état du matériau à la sortie de cette phase pour l'étude de la phase suivante.

c) Phase "versoir".

Cette phase apparaît au temps $t_2 = 21$ mn, à partir du moment où les déformations du matériau présentent une certaine continuité. Celles-ci sont très grandes (fig. 114, 115 et 118) et sont hétérogènes.

Les essais montrent que $(\dot{\xi} z)_{AB}$ est différent de $(\dot{\xi} z)_{CD}$. Pour la compréhension du comportement théorique de ces déformations, il nous a paru intéressant d'établir la relation liant $(\dot{\xi} z)_{AB}$ à $(\dot{\xi} z)_{CD}$. La fig. 122 montre les états du matériau aux temps t et $t+1$, compte non tenu des effets de $\dot{\xi} y$.

$$\text{Ainsi } (\dot{\xi} z)_{AB} = \overline{B_1 A_1} - \overline{B_0 A_0} = \overline{B_1 H} + \overline{H B_0} + \overline{A_0 K_0} + \overline{K_0 K} + \overline{K A_1}$$

$$(\dot{\xi} z)_{AB} = -(\dot{\gamma}_x + \dot{\omega}_x)_{B_1} + (\dot{\gamma}_x + \dot{\omega}_x)_{B_0} - (\dot{\gamma}_x + \dot{\omega}_x)_{A_0} + (\dot{\xi} z)_{CD} + (\dot{\gamma}_x + \dot{\omega}_x)_{A_1}$$

$$(\dot{\xi} z)_{AB} = (\dot{\xi} z)_{CD} - (\dot{\gamma}_x + \dot{\omega}_x)_B + (\dot{\gamma}_x + \dot{\omega}_x)_A \quad (26)$$

Le tableau XX permet une comparaison entre les valeurs de $(\dot{\xi} z)_{AB}$ mesurées et calculées. Du fait des difficultés d'observation et du trop petit nombre d'essais, les résultats expérimentaux sont souvent peu en accord avec ceux donnés par l'équation (26). Il est cependant possible de conclure qu'au cours de cette phase $(\dot{\xi} z)_{AB}$ est en général négatif alors que $(\dot{\xi} z)_{CD}$ est positif. Ainsi le matériau subit, en plus d'une déformation du type T, une flexion dont il est intéressant d'isoler les paramètres.

Soit $\dot{\zeta}$ la transformation globale.

$$\text{On pose } \dot{\gamma}_m = \frac{1}{2} \left[(\dot{\gamma}_x + \dot{\omega}_x)_B + (\dot{\gamma}_x + \dot{\omega}_x)_A \right]$$

$$\Delta \dot{\xi} = \frac{1}{2} \left[(\dot{\gamma}_x + \dot{\omega}_x)_B - (\dot{\gamma}_x + \dot{\omega}_x)_A \right]$$

.../...

On peut donc décomposer les effets de la distorsion en deux parties. D'une part $\dot{\gamma}_m$ $\dot{\epsilon}_y$ et $\dot{\epsilon}_z = (\dot{\epsilon}_z)_{CD}$ définissent la transformation \dot{T} du même type que celle du régime transitoire, en supposant encore que la direction des tangentes à la parabole de l'outil est une direction invariante double de la transformation. D'autre part, la transformation \dot{F} définie par $\dot{\epsilon}_z = 2 \Delta \dot{\epsilon} \cdot \frac{y}{100}$ avec $y = 0$ pour CD,

$$\dot{\epsilon}_y = 0 \text{ et } \dot{\gamma}_x = 0 \quad \left| \begin{array}{l} y = 0 \text{ pour CD.} \\ y = 100 \text{ pour AB.} \end{array} \right.$$

Cette transformation \dot{F} caractérise une flexion simple et donne au matériau une répartition hétérogène des déformations.

La transformation totale $\dot{\mathcal{D}} = \dot{T} + \dot{F}$ donne bien :

$$(\dot{\epsilon}_z)_{AB} = (\dot{\epsilon}_z)_{CD} + 2 \Delta \dot{\epsilon}$$

CONCLUSIONS

Le type de labour étudié dans ce chapitre correspond au labour moulé que donne un sol suffisamment humide et compact. Les déformations sont continues et aucune fissuration n'apparaît, excepté sous le copeau à la pointe du versoir et, lorsque la motte supérieure est sur le point de tomber, au sommet de la parabole.

Le sol étudié ne peut pas être comparé à ceux définis par NICHOLS et REED ou SOEHNE qui considéraient des humidités en général plus faibles. Il convient de préciser que pour les essais effectués à Versailles, la teneur en acide a été choisie de façon à assurer au matériau un comportement plastique. Des essais, effectués à de plus faibles humidités, ont montré que le matériau tendait alors à donner un labour motteux et même émietté, comme un sol sableux.

Le matériau a un comportement plastique en ce sens que les grandes déformations (50 % environ) qu'il subit sont irréversibles. L'étude bibliographique faite au chapitre V apparaît donc comme une introduction à ces essais. Cependant les surfaces de glissement n'ont jamais pu être mises en évidence contrairement aux résultats de NICHOLS ou de SIEMENS. Dans la mesure où ces surfaces sont

.../...

créées, les propriétés visqueuses de l'acide les ont dissimulées. Les essais de compression monoaxiale effectués pour des teneurs en acide de 17 %, 22 % et environ 28 % ont confirmé cette disparition des surfaces aux fortes humidités. Le matériau est donc très déformable pour $\Omega > 27\%$: il subit des déformations comme un liquide visqueux dont le volume ne serait pas constant.

Pour faire apparaître ces surfaces de glissement aux fortes humidités, il est probable que des transformations plus rapides (donc des vitesses d'avancement de l'outil plus grandes) seraient nécessaires. Nous nous sommes attachés au contraire à utiliser de faibles vitesses pour en éviter la formation. Les grandes déformations qui ont lieu présentent ainsi un caractère continu qui en facilite l'observation.

Cette étude ne présente pas des résultats quantitatifs directement exploitables mais fait apparaître certaines caractéristiques dans le comportement du matériau.

1) Phase "pré-soc".

Cette phase, dans le régime transitoire, est équivalente à la dernière partie de la phase pré-soc du régime permanent. Les courbes de variations des déformations des deux régimes sont en effet superposables.

Il apparaît que le matériau, avant d'être "pris" par l'outil, est déjà "travaillé" et déformé de façon importante. Ce phénomène est observable au cours d'un labour dans des conditions réelles. Le processus de déformations semble pouvoir se ramener à la superposition d'une contraction longitudinale, entraînant une dilatation verticale, et d'une distorsion longitudinale. Le volume en outre n'est pas constant.

2) Phase "soc".

Elle apparaît confusément au cours du régime transitoire, mais est mise en évidence de façon très nette en régime permanent. Au cours de cette phase, le matériau subit un ensemble de déformations très complexes qu'une étude plus précise devrait pouvoir clarifier, bien qu'elle ne présente aucun intérêt fondamental.

.../...

3) Phase "versoir",

Dans une certaine mesure les résultats du régime permanent se rapportent au comportement général de la bande de terre sur un versoir au cours du labour moulé d'un sol agricole compact et humide. Ils manquent de toute évidence cependant d'une précision suffisante pour les raisons suivantes :

- a). Le matériau, étant très déformé, rend difficile une observation correcte. Le réglage optique de l'appareil de prises de vues n'en est que plus long et délicat, alors que cette phase a lieu au moment où les vitesses des particules atteignent leurs plus grandes valeurs.
- b). Les dimensions de l'outil par rapport à celles du quadrilatère repère sont trop petites. La phase "soc" n'est pas terminée pour certains éléments lorsque le point A est au voisinage du sommet de l'outil. Une plus grande précision serait atteinte en considérant un outil de dimensions plus grandes tout en conservant le même angle d'attaque.
- c). Une amélioration de cette précision serait obtenue également en augmentant le nombre d'observations et de mesures. Ce résultat ne peut être obtenu qu'en perfectionnant le système de prises de vue et en simplifiant son réglage optique.
- d). L'observation photographique rapprochée des déformations du quadrilatère a empêché la détermination des trajectoires et de la position des points sur le versoir. Ce manque d'informations a pour conséquences directes que seuls trois paramètres, sur quatre, de la matrice de déformation \hat{D} sont connus. Les résultats ne sont donc donnés que par rapport aux axes rhéologiques du matériau et non aux axes de coordonnées. Encore a-t-il fallu faire l'hypothèse que la direction des tangentes à la parabole de base de l'outil est une direction invariante double de la transformation.

Cette étude a permis cependant la mise au point d'un processus expérimental dont les défauts sont maintenant connus. Il est donc possible d'améliorer ce dispositif et d'augmenter la précision des mesures, donc de faire mieux apparaître les différents comportements du matériau à chaque étape. Ce travail a fait apparaître l'importance des déformations que subit le matériau avant son passage sur le versoir, en accord avec les observations sur le terrain. Il a aussi fait ressortir l'existence d'une flexion dont les effets importants s'ajoutent à ceux d'une distorsion et d'une contraction longitudinale sur l'outil.

°
° °

.../...

C O N C L U S I O N

De l'étude bibliographique entreprise au deuxième chapitre il ressort que la détermination de la surface d'un versoir n'est complète et utile que si ses courbes limites sont connues. La connaissance de ces courbes permet de définir les conditions cinématiques limites des trajectoires. Celles-ci sont fondamentales pour obtenir un type de labour cherché. Il apparaît ainsi un programme d'études qui, à partir d'un matériau donné et pour une surface de versoir particulière, quantifiera l'influence de ces courbes limites sur les discontinuités des vitesses et la création des surfaces de cisaillement. Il sera alors possible d'agir en connaissance de cause sur la "découpe" d'un versoir pour obtenir le type de labour désiré sur un sol donné.

Le chapitre III a permis de faire un bilan des travaux effectués jusqu'à présent. Chacun d'eux a un apport très appréciable dans le vaste domaine d'investigations qu'est l'étude du labour. Ce bilan a montré l'insuffisance des théorèmes généraux de la mécanique rationnelle, malgré les conséquences dynamiques exploitées au chapitre IV. Il a également mis en valeur l'hypothèse H_4 de la déformabilité totale du matériau.

Compte tenu de cet état de déformabilité l'hypothèse de plasticité, développée au chapitre V par l'emploi de critères d'écoulement, est la base des essais effectués à Versailles. Le fait que les plans de cisaillement, cependant, n'aient pas été mis en évidence, limite cette notion de plasticité au sens de "grandes déformations ayant un caractère irréversible".

Les résultats apportés par le chapitre VI confirment l'hypothèse H_4 de déformabilité totale. Ils donnent la loi de déformation du matériau à l'avant⁴ du versoir. L'importance de cette déformation tant en contraction longitudinale, en dilatation verticale qu'en distorsion, conduit à penser que sur un matériau moins déformable les surfaces de cisaillement pourraient déjà être créées,

.../...

entraînant ainsi la formation de mottes (SOEHNE 1966). Les essais ont montré également la nécessité d'augmenter la précision des mesures et d'agrandir l'outil pour bien séparer la phase intermédiaire de l'écoulement sur le versoir.

Sur l'outil proprement dit les variations du rayon de courbure de la surface entraînent une répartition hétérogène des vitesses et la création d'une flexion qui se superpose aux déformations déjà existantes. En trois dimensions, le matériau aurait un comportement analogue, rendu plus complexe cependant par une distorsion supplémentaire due à la composante latérale de la vitesse d'écoulement.

Le matériau utilisé est idéalisé à l'extrême, donc en général très loin des conditions naturelles rencontrées en Agronomie. Il présente cependant de nombreux avantages qu'il conviendra d'exploiter. Selon sa teneur en acide, en effet, il a des comportements proches de ceux du sable ou de l'argile. En outre la détermination de sa densité apparente est sujette à de faibles erreurs à cause de son comportement aux essais Proctor. Enfin, la reproductibilité des essais est un avantage qu'un sol humidifié à l'eau ne donnerait pas.

Ce matériau devrait ainsi permettre une étude tridimensionnelle suffisamment approfondie qui servirait de références pour les divers milieux naturels.

G L O S S A I R E

Le déplacement d'une particule est caractérisé par ses trois composantes u , v et w .

- Actions d'un versoir. Ces actions concernent les déplacements du centre de la section droite.

- Abaisser : \dot{v} est en premier lieu positif, s'annule et devient négatif à la sortie du versoir.

- Laisser glisser : \dot{v} est en premier lieu positif puis devient nul.

- Rabattre : action combinée de "abaissier" et "retourner".

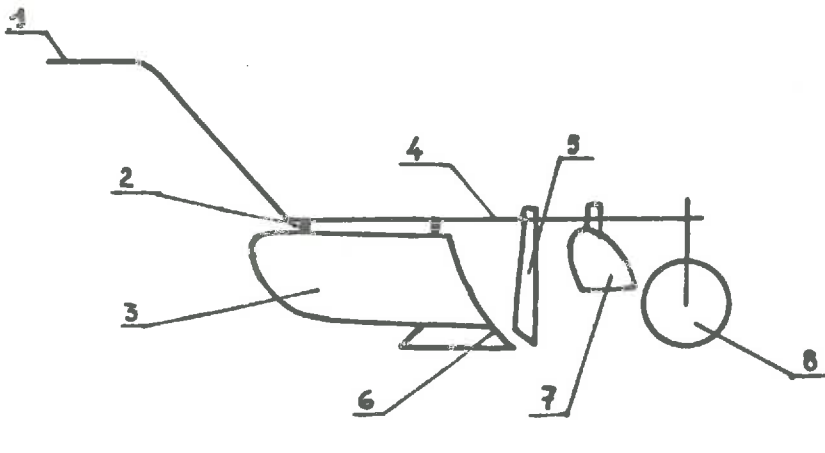
\dot{v} en premier lieu positif puis négatif, mais u est grand par rapport aux autres composantes.

- Retourner : u est grand par rapport à v et w .

- Soulever : \dot{v} toujours positif.

- Déport : Déplacement sur Ox , rapporté à la largeur de travail unitaire du centre de gravité de la section droite $\frac{u_G}{L}$

- Ligne moyenne d'un versoir : courbe équidistante des lignes définissant le contour apparent horizontal de la surface du versoir.



1. Mancheron
2. Etançon
3. Versoir
4. Age
5. Coute
6. Soc
7. Rasette
8. Roue

Schéma d'une charrue

fig. 1.

Types de labours

(a)



Labour plat ou jeté

(b)



Labour arrondi

(c)



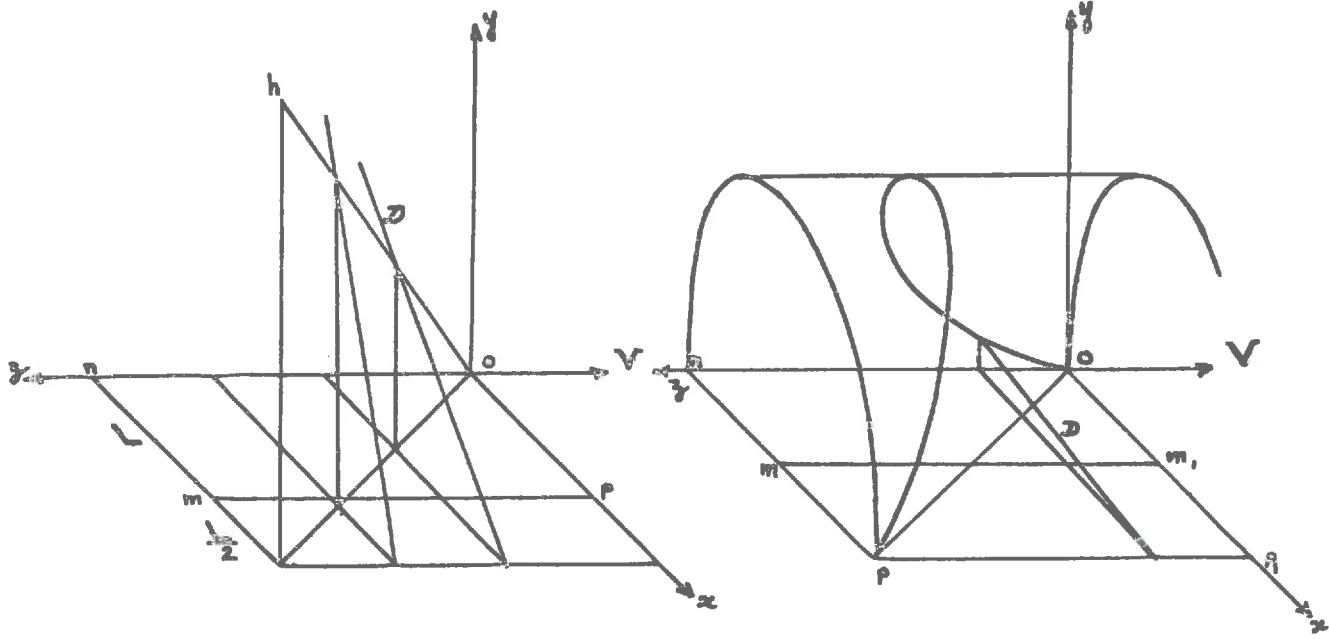
Labour anguleux

(d)



Labour à crêtes vives

fig. 2.

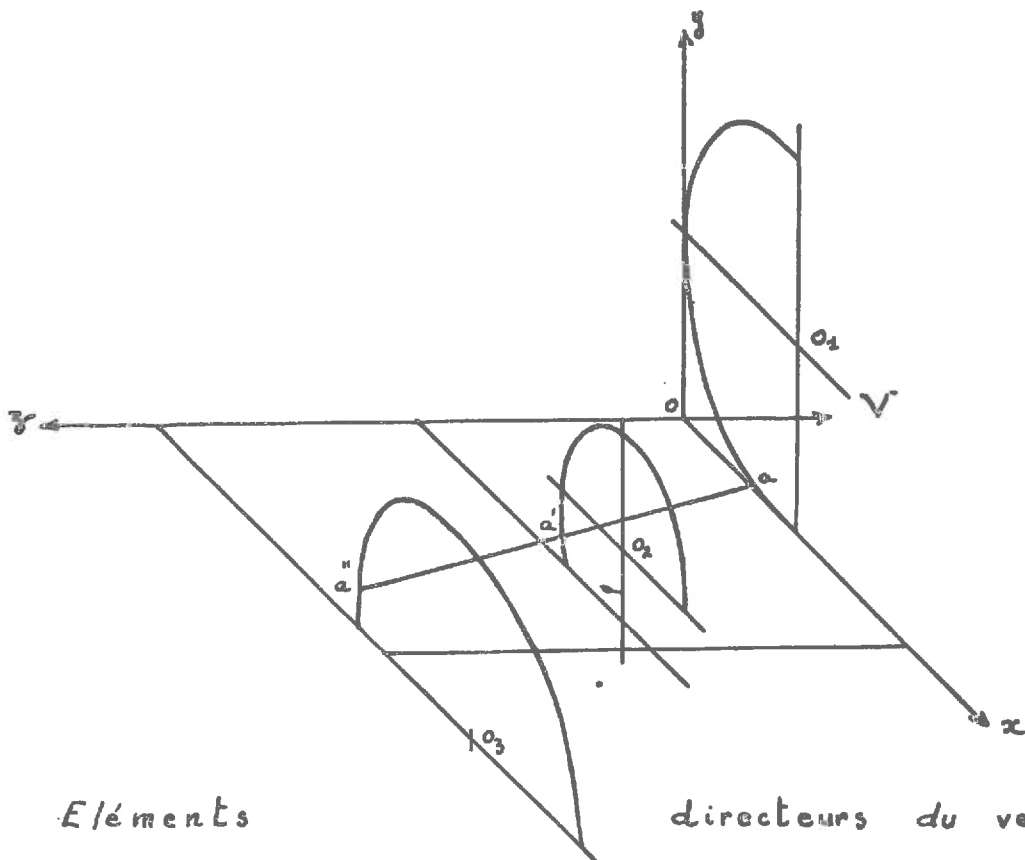


Eléments directeurs du
versoir de Jefferson.

Fig. 5.

Eléments directeurs du
versoir de Lambruschini.

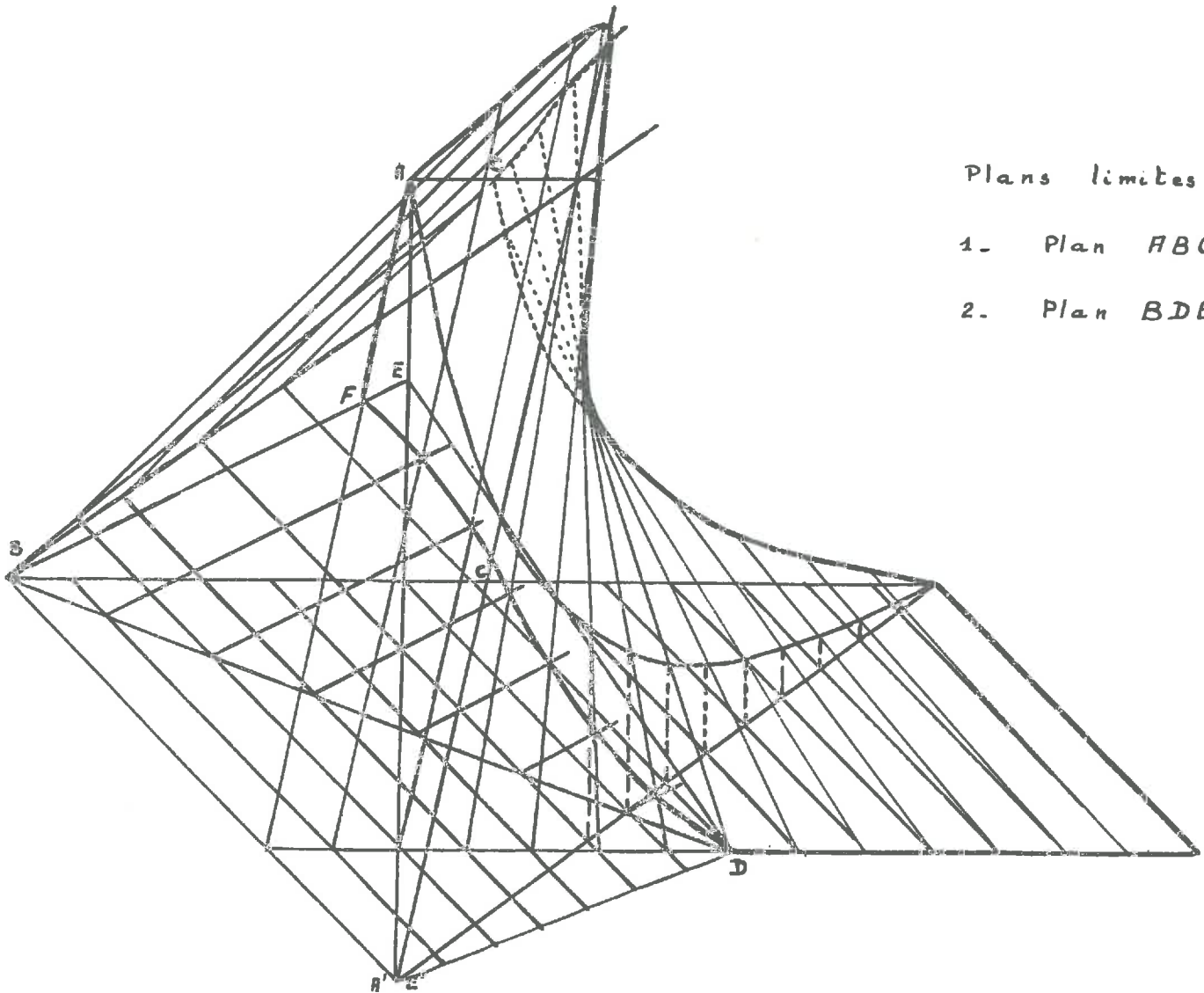
Fig. 6.



Eléments
de Knox

directeurs du versoir

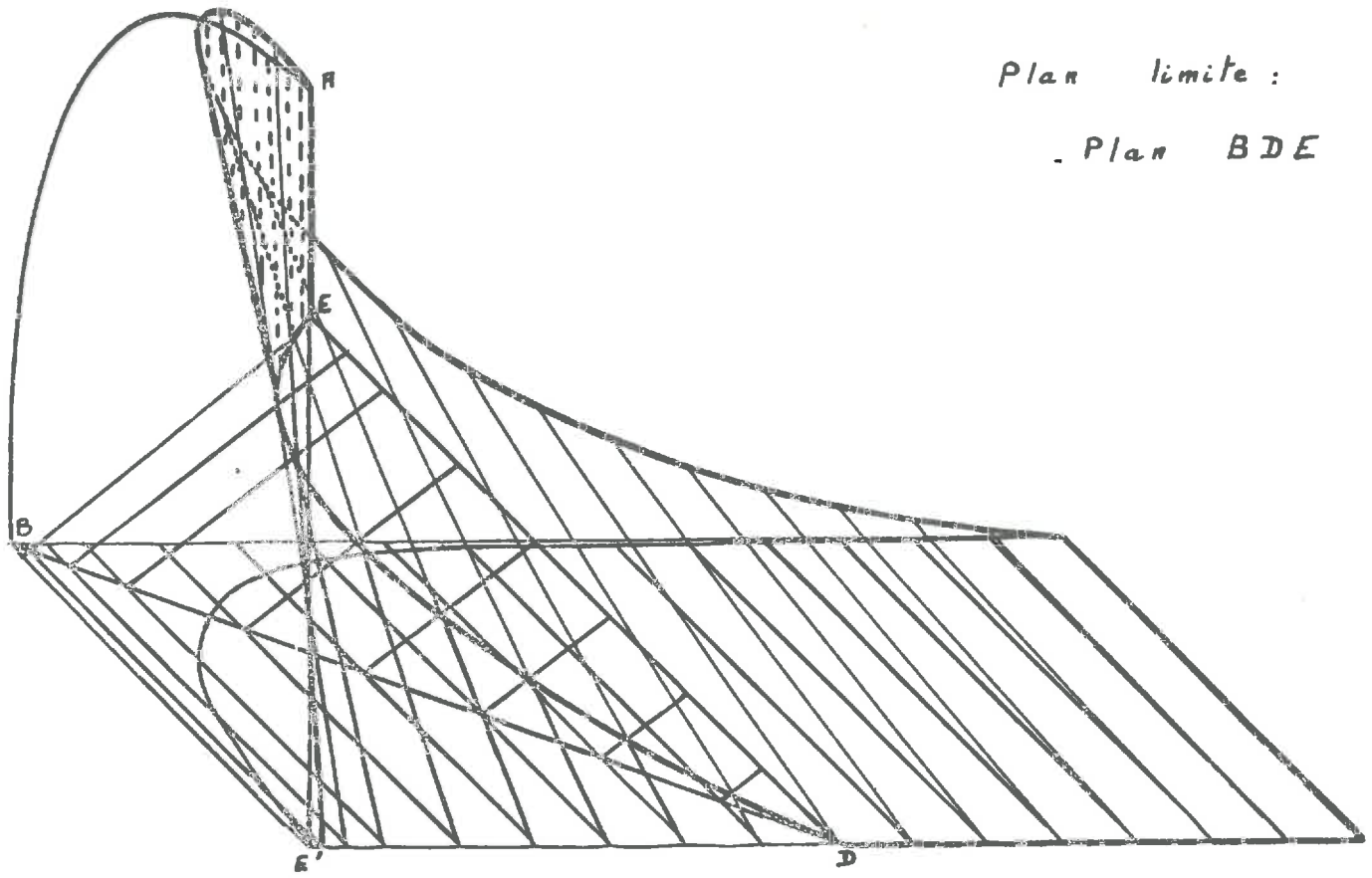
Fig. 7.



- Plans limites
1. Plan ABC
 2. Plan BDE

Verseoir de Small. - Perspective.

Fig. 8.

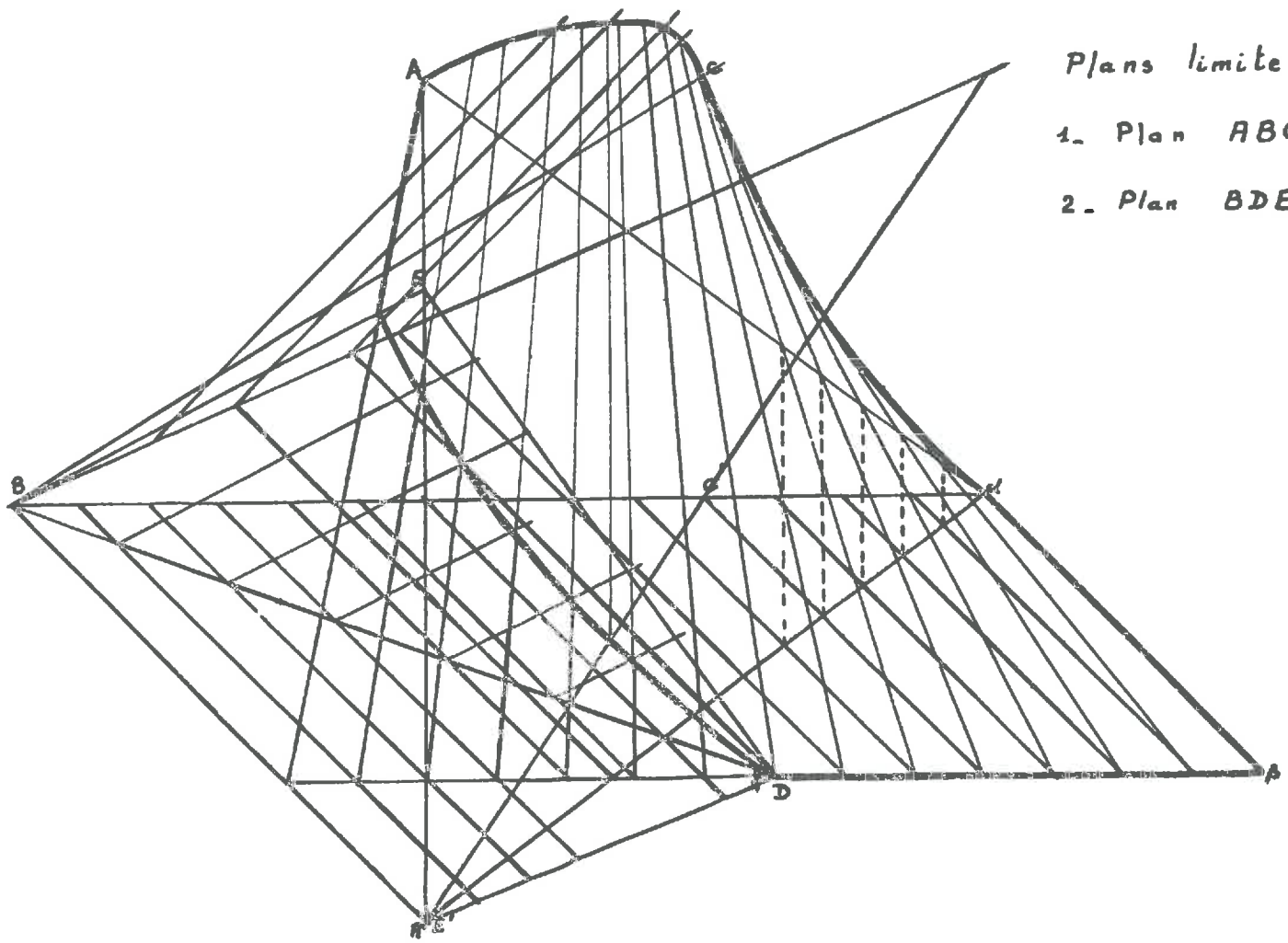


Plan limite :

. Plan BDE

Versoir de Stephens - Perspective.

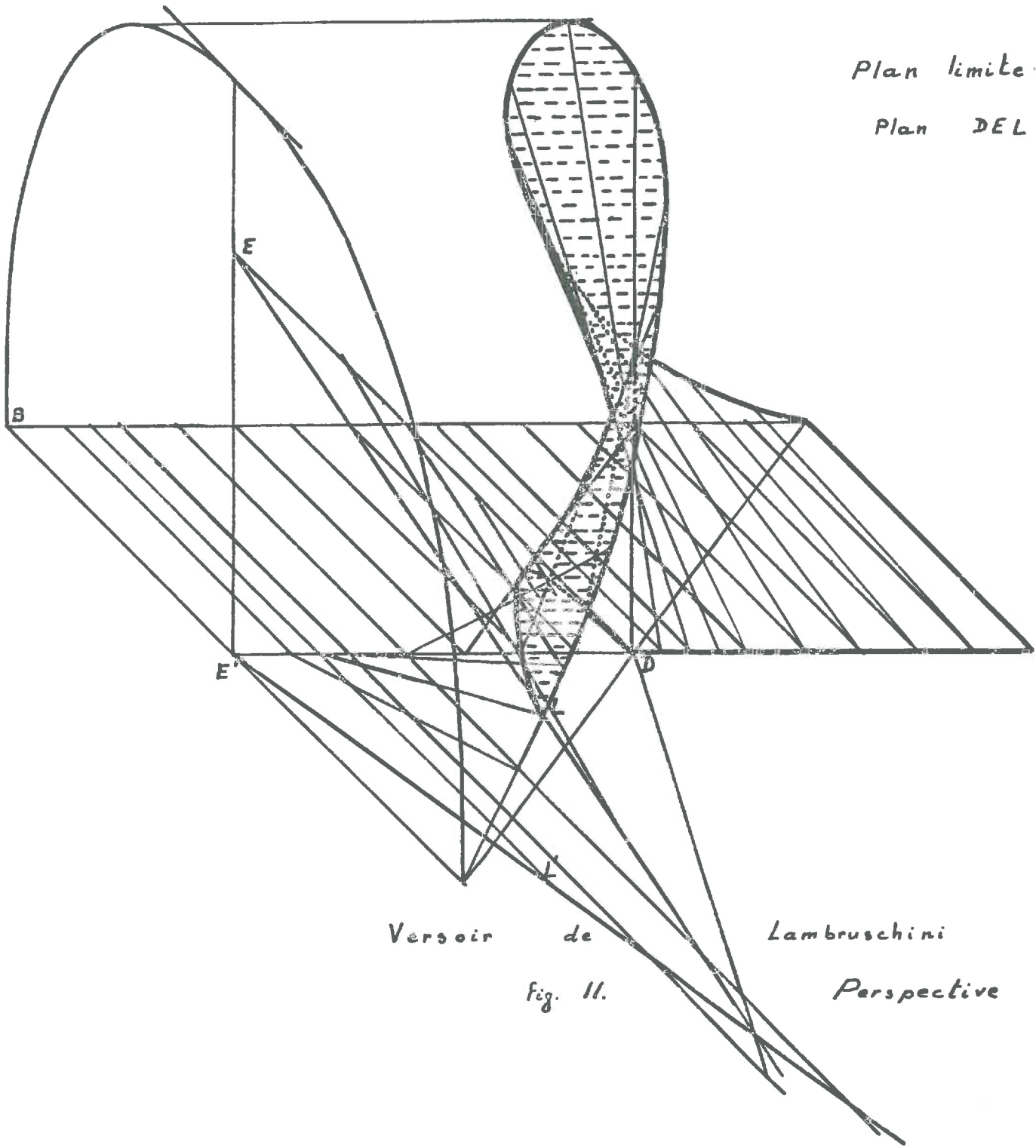
fig. 9.



Plans limites:
 1. Plan ABC.
 2. Plan BDE

Versoir de Jefferson - Perspective

Fig. 10.



Plan limite

Plan DEL

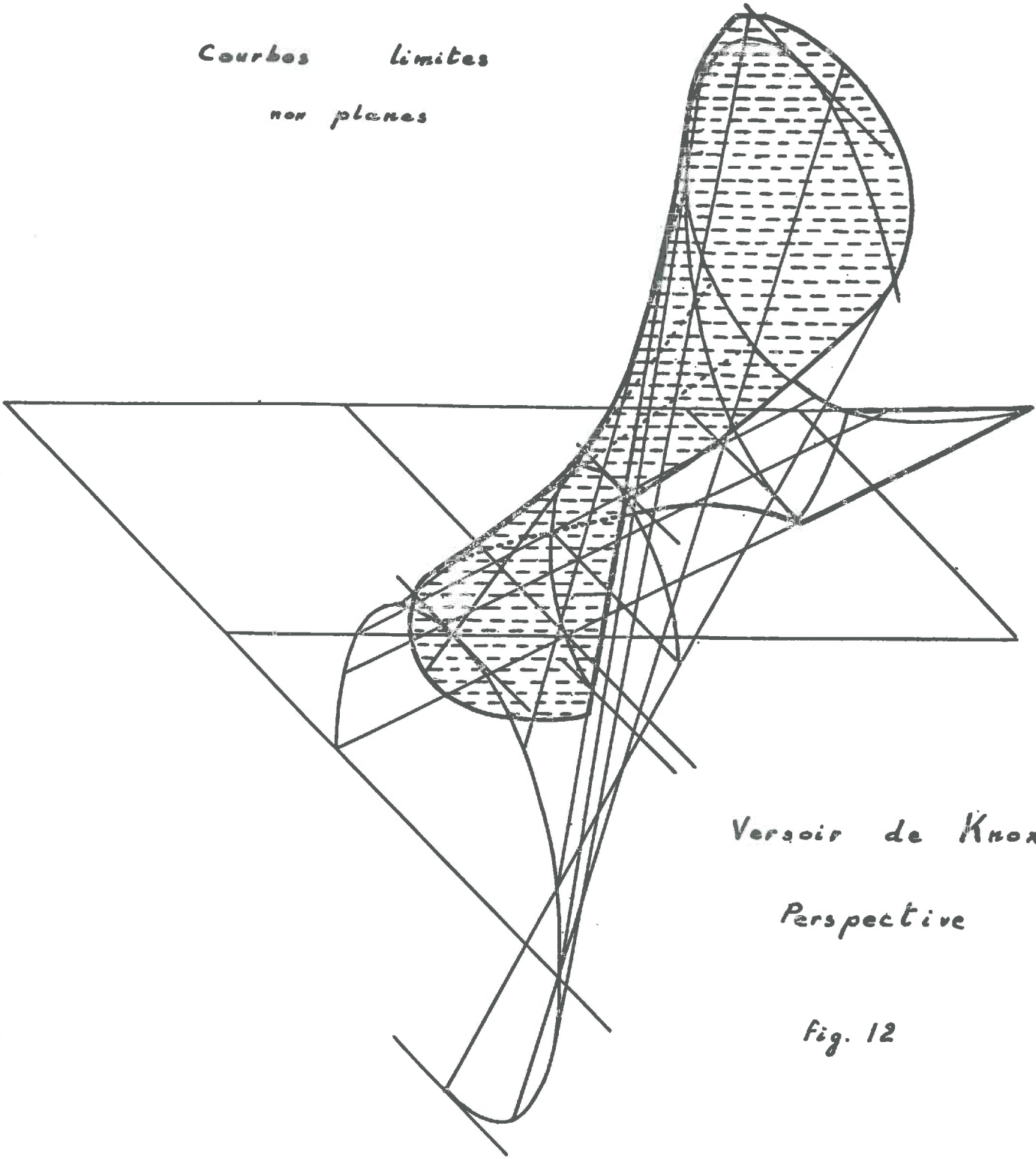
Versoir de

Lambruschini

fig. 11.

Perspective

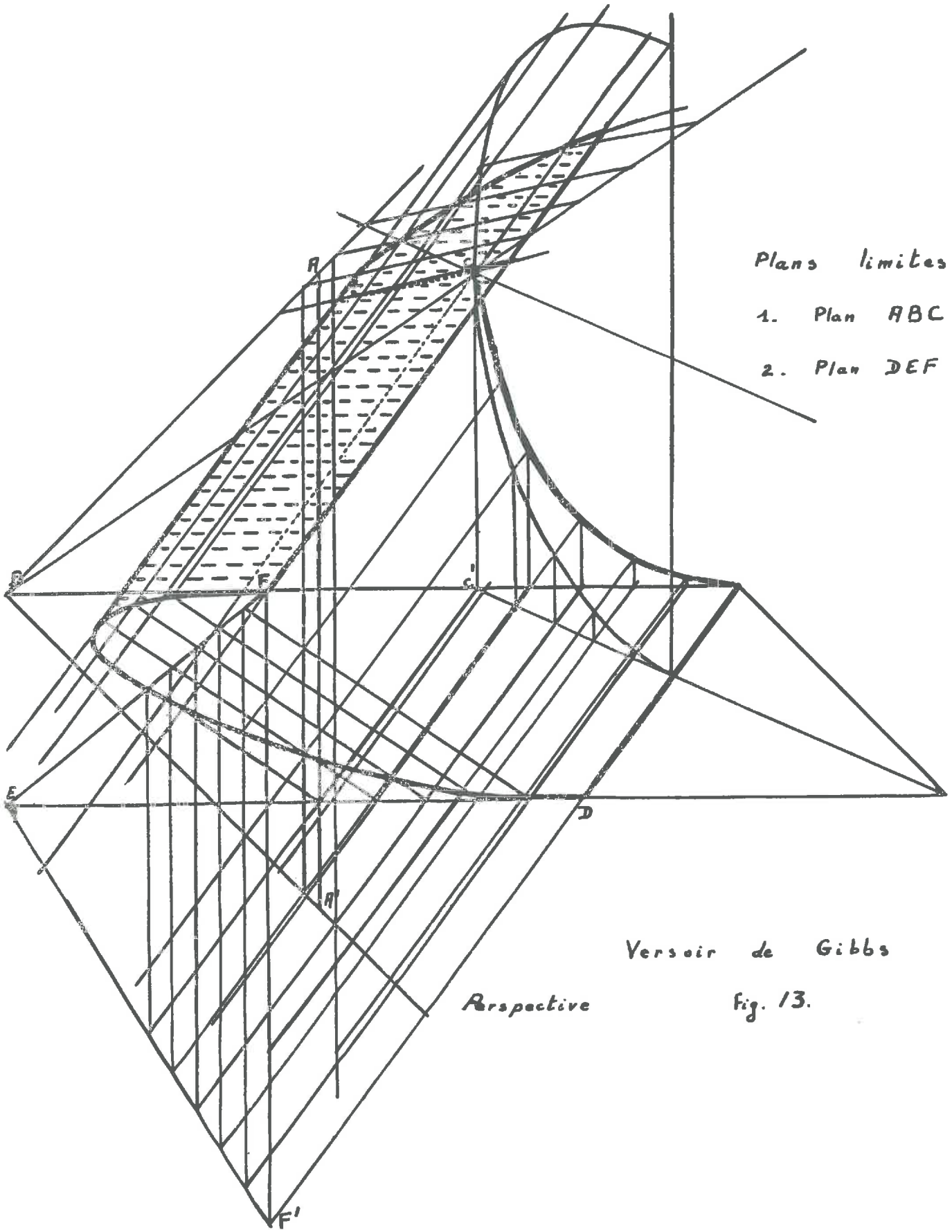
*Courbes limites
non planes*



Versoir de Knox

Perspective

fig. 12



Plans limites:

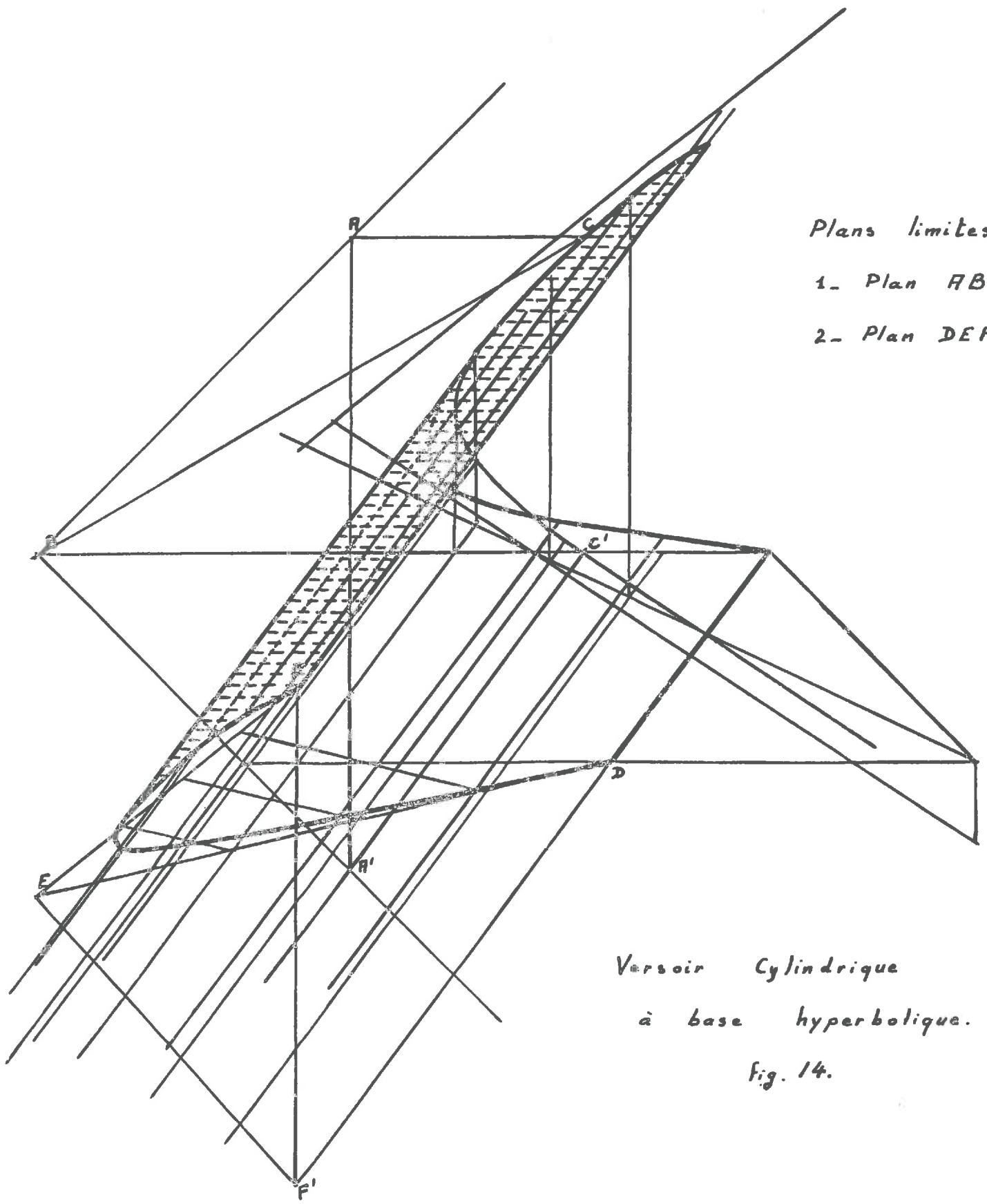
1. Plan ABC

2. Plan DEF

Versoir de Gibbs

Respective

fig. 13.

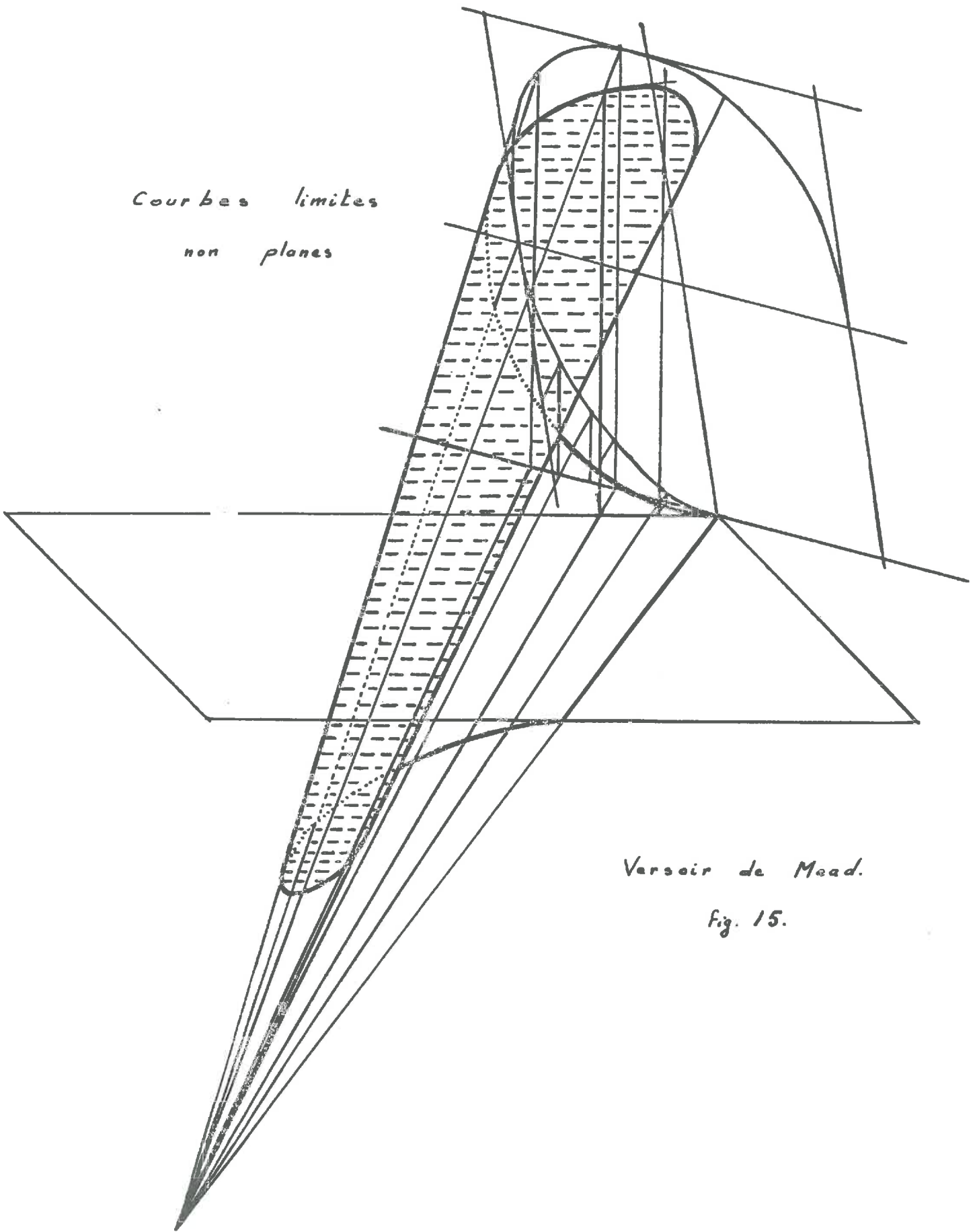


Plans limites
1- Plan ABC
2- Plan DEF

Versoir cylindrique
à base hyperbolique.

Fig. 14.

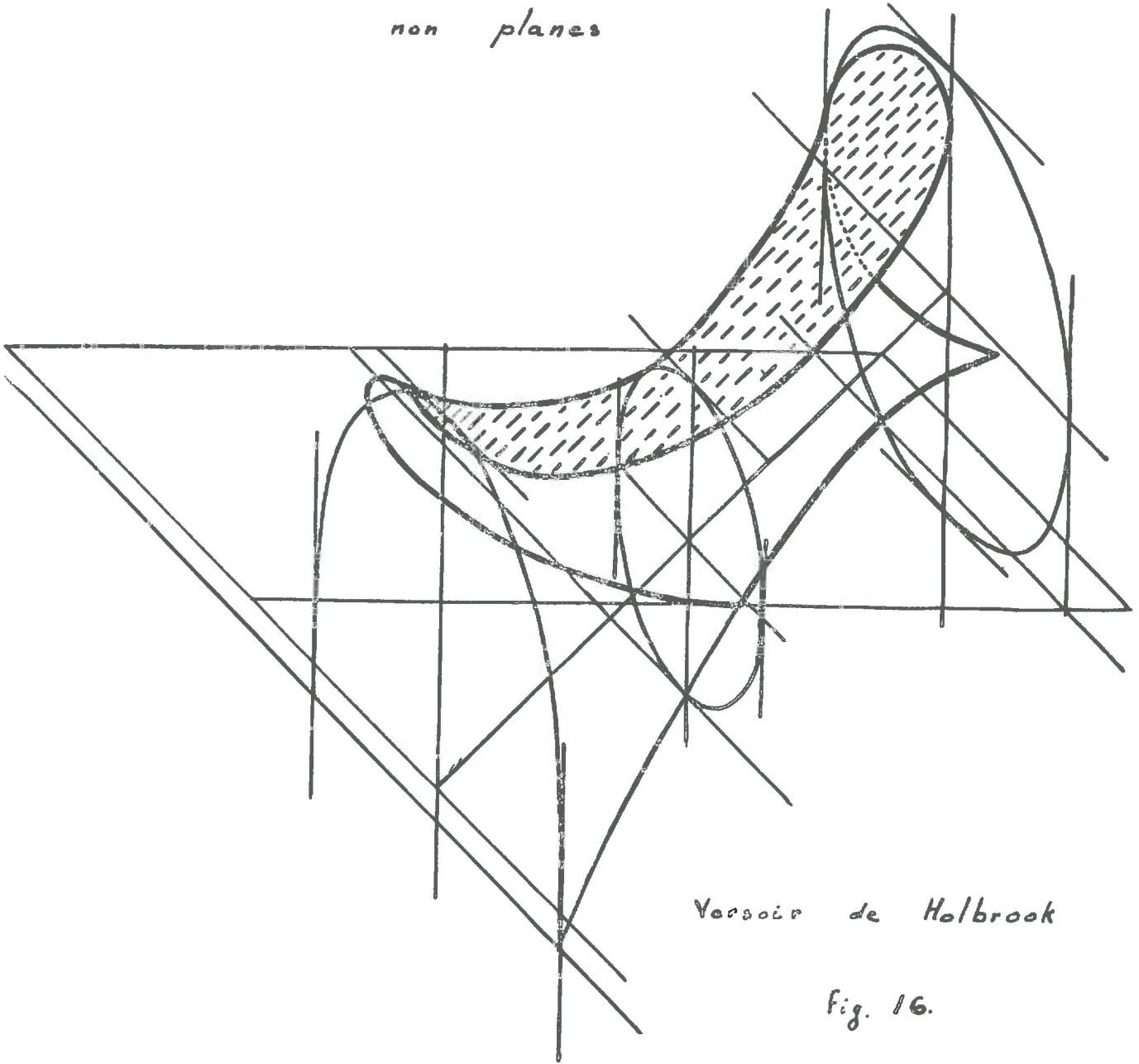
*Courbes limites
non planes*



Versoir de Mead.

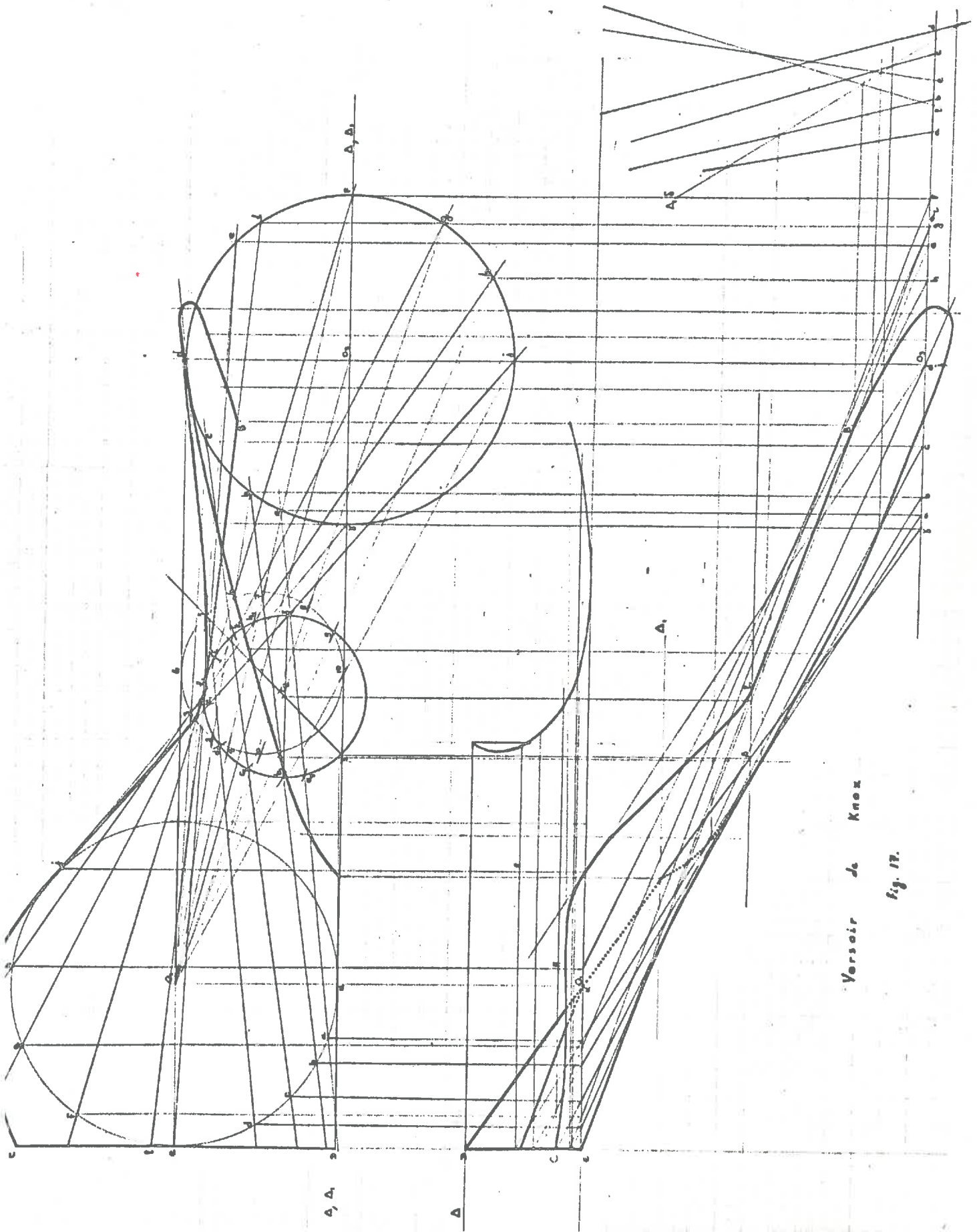
Fig. 15.

*Courbes limites
non planes*



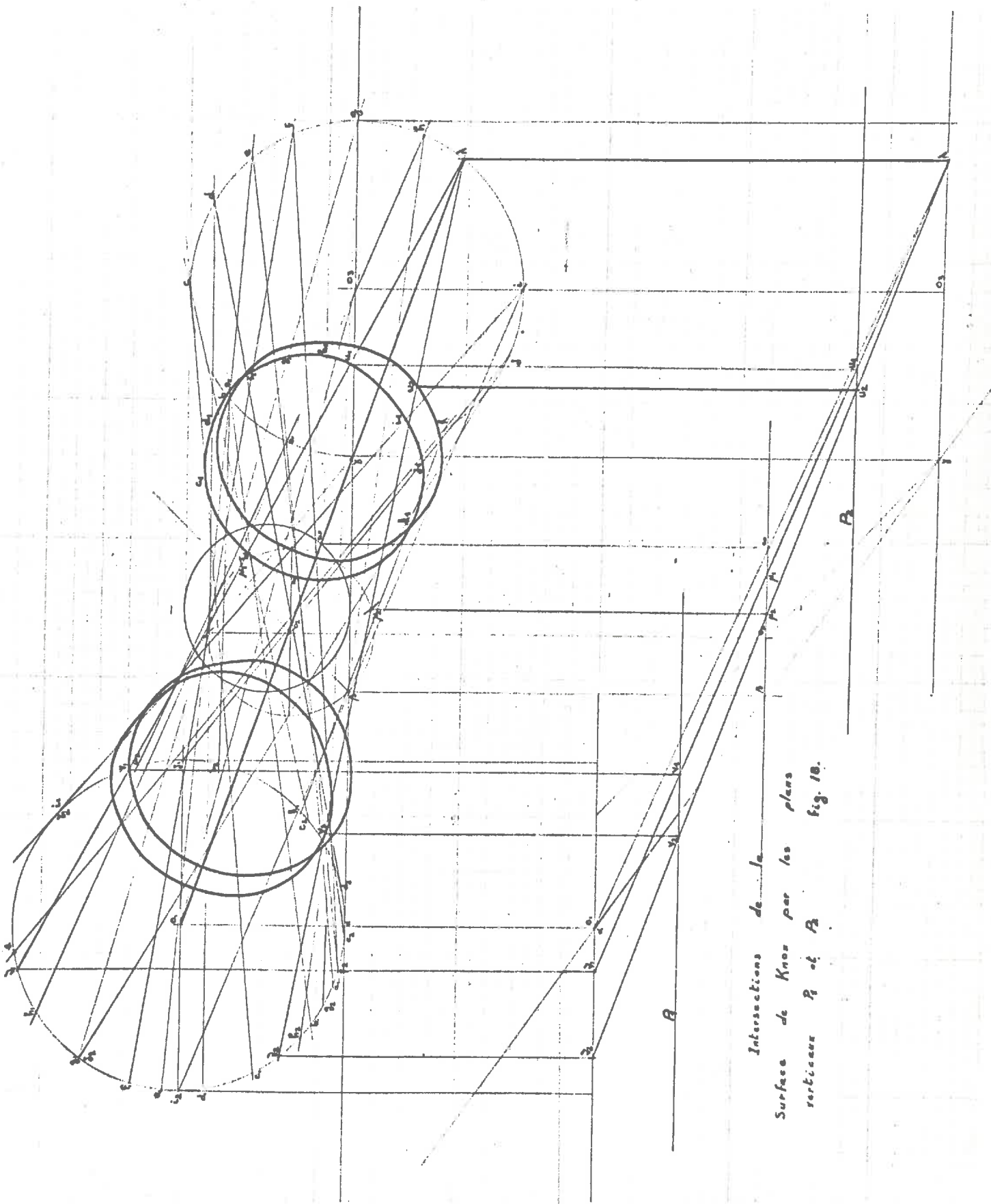
Verseoir de Holbrook

Fig. 16.



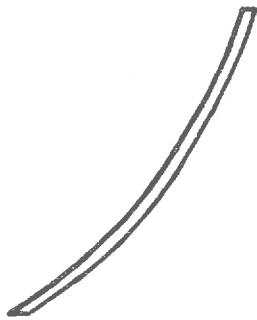
Verboir de Kroz

fig. 17.



Intersections de la
 Surface de Knot par les plans
 verticaux P_1 et P_2 fig. 10.

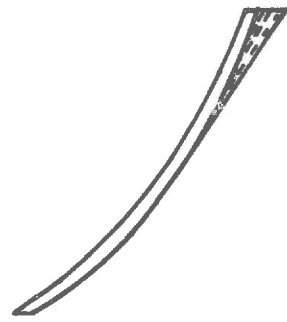
Versoirs cylindriques. (Classification de Dalloine)
Premier angle de vision.



Cylindre pur



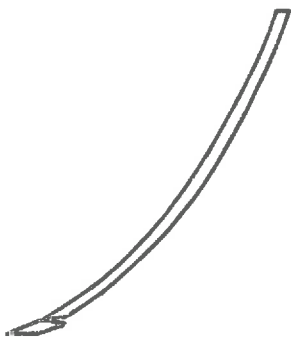
bord postérieur
déformé



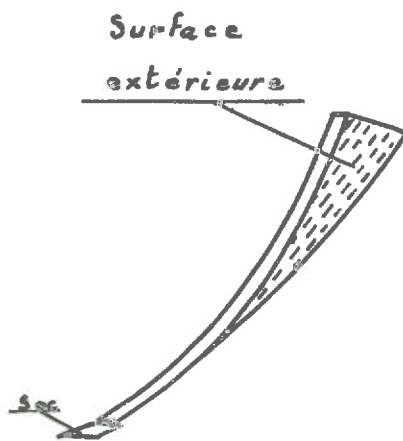
extrémité
déformée

fig. 19.

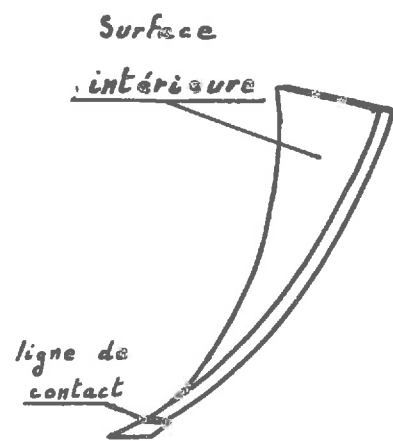
Deuxième angle de vision.



Génératrices
horizontales



Cylindre
rabattant la terre

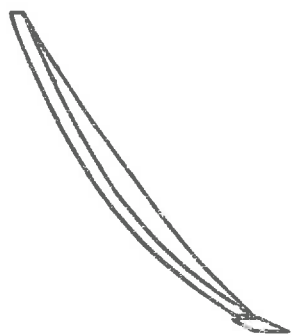


Cylindre
soulevant la terre

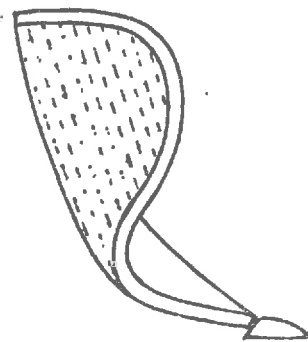
fig. 20.

Versoirs universels (Classification de Dalleine)

Deuxième angle de vision



Premier type



Deuxième type

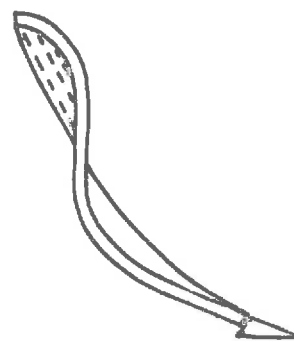
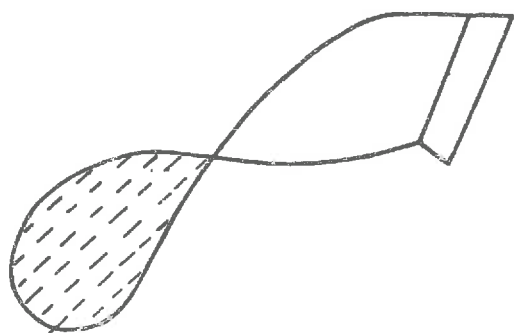


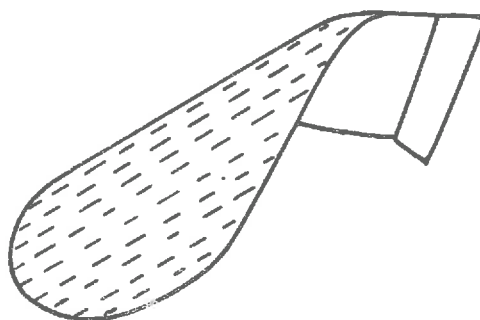
Fig. 21.

Versoirs à tendance hélicoïdale (Dalleine)

Premier angle de vision



Versoir "hélicoïdal vrai"

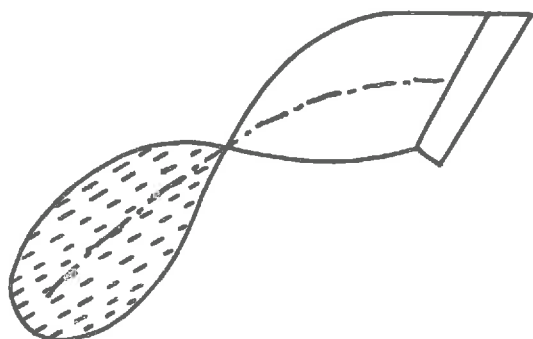


Versoir "hélicoïdal faux"

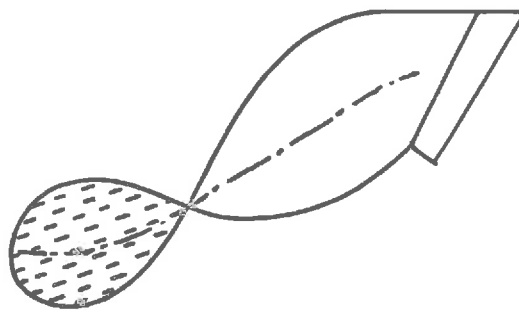
Fig. 22.

Versoirs à tendance hélicoïdale (Dalleine)

Premier angle de vision



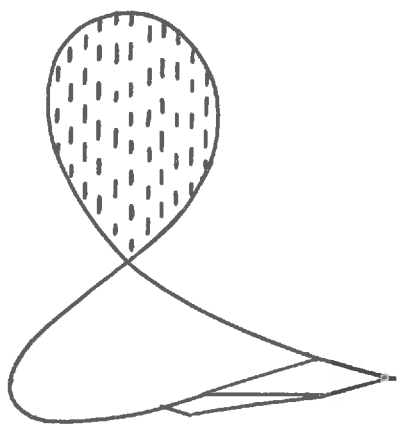
"hélicoïdal vrai" à axe incurvé vers l'extérieur



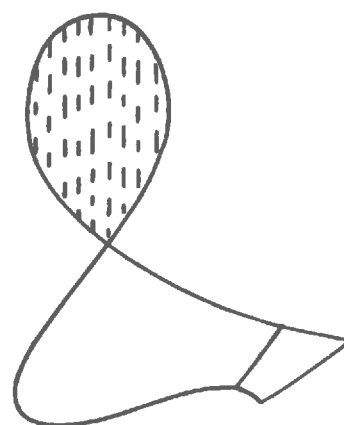
"hélicoïdal vrai" à axe incurvé vers l'intérieur

fig. 23.

Deuxième angle de vision

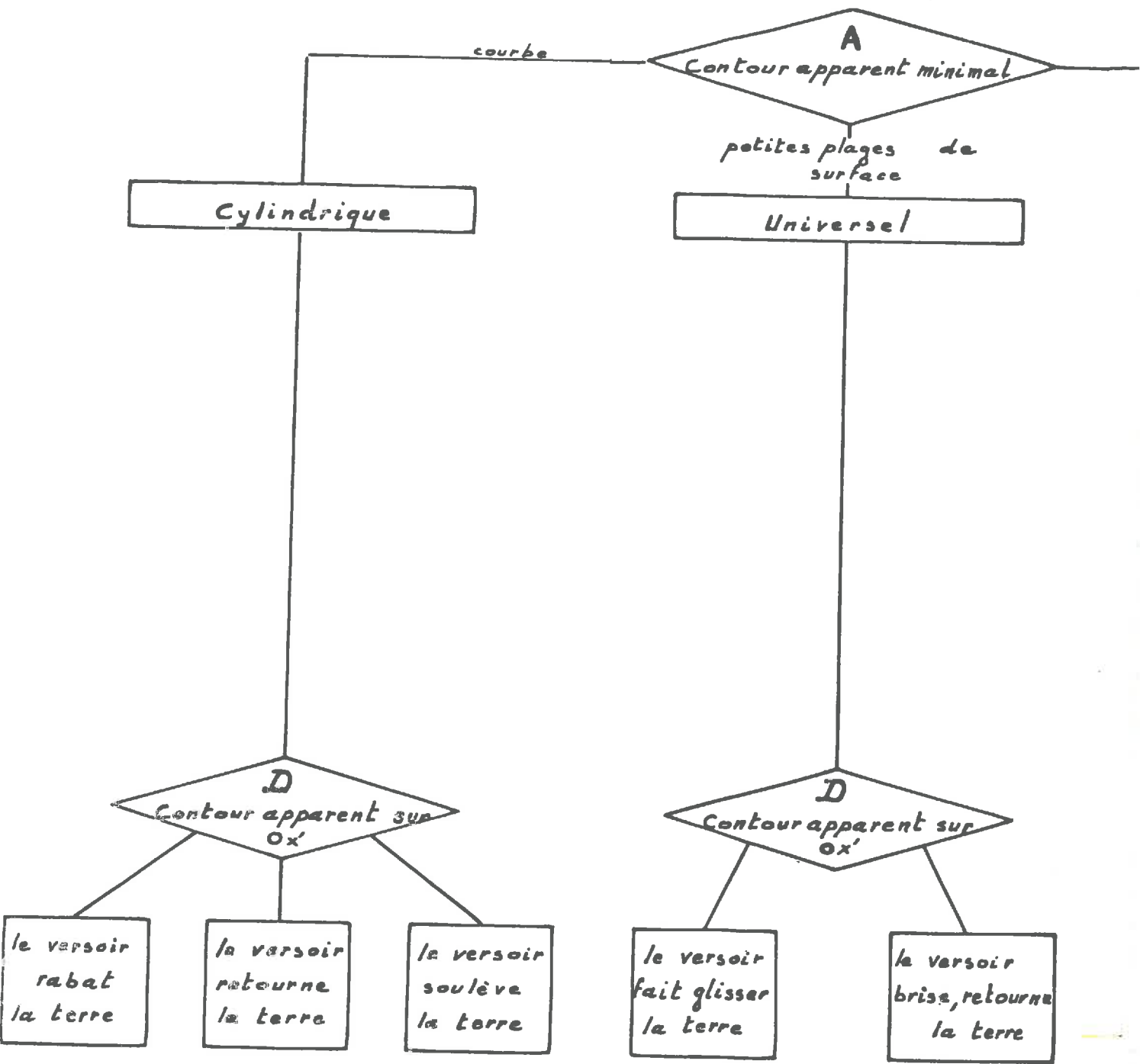


Versoir à axe rectiligne "incliné vers l'arrière"



Versoir à axe rectiligne "incliné vers l'avant"

fig. 24.



Organigramme des tests

surface importante

A tendance conoïdale

B
Ligne cachée

trois axes parallèles

non trois axes parallèles

Génératrices rectilignes

Génératrices courbes

deux axes, parallèles

un axe

pas d'axe

deux axes, même concavité

un axe

pas d'axe

Deux directrices rectilignes

Une directrice rectiligne

Deux directrices courbes

Deux directrices rectilignes

Une directrice rectiligne

Deux directrices courbes

C
Ligne moyenne

F
Enveloppe

concave grand déport

rectiligne

convexe petit déport

conclusions identiques à celles des tests C et E

E
Contour apparent selon une horizontale

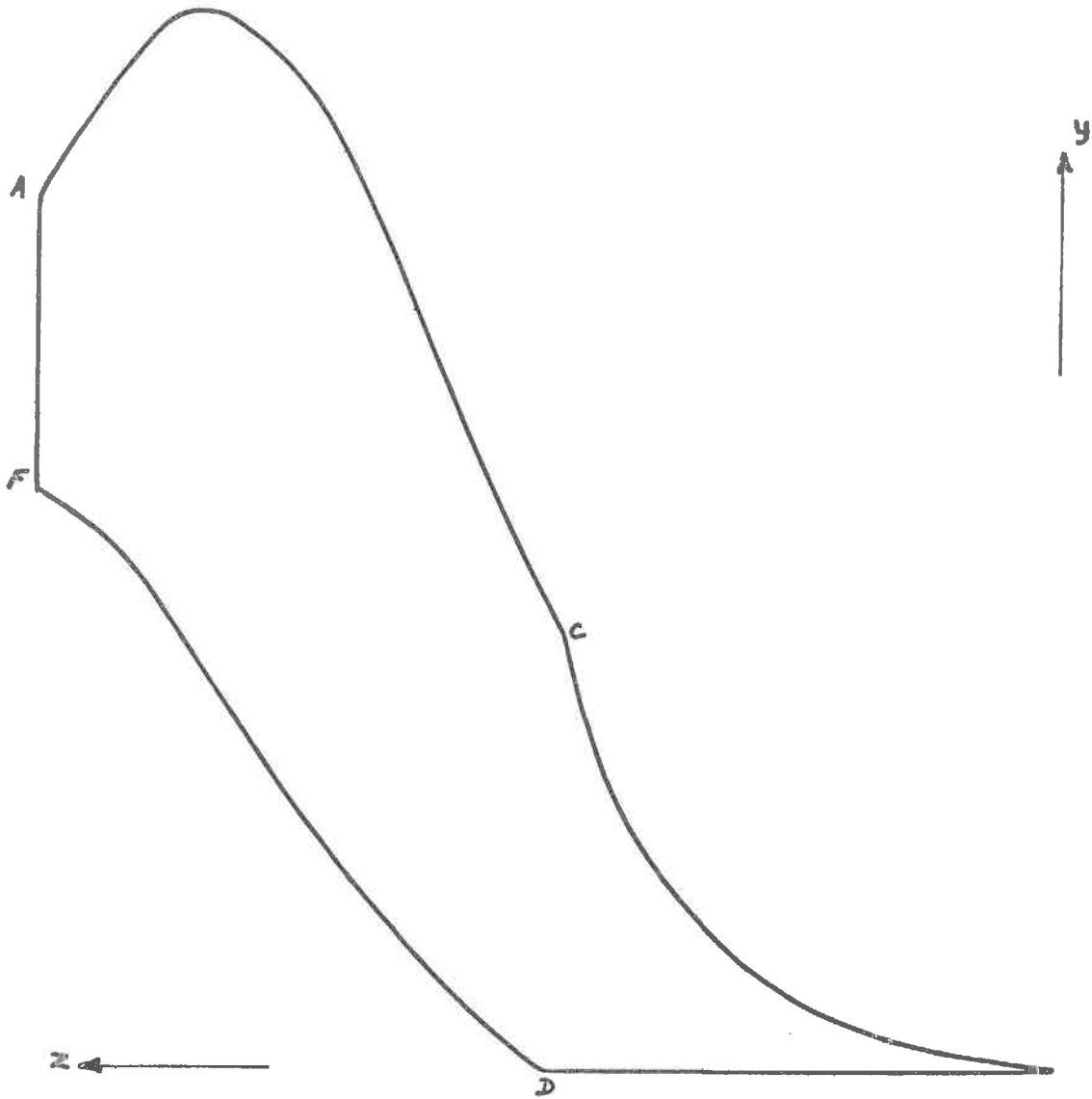
le versoir abaisse la terre

le versoir retourne la terre

le versoir relève la terre

Verbeir de Small : Test A.

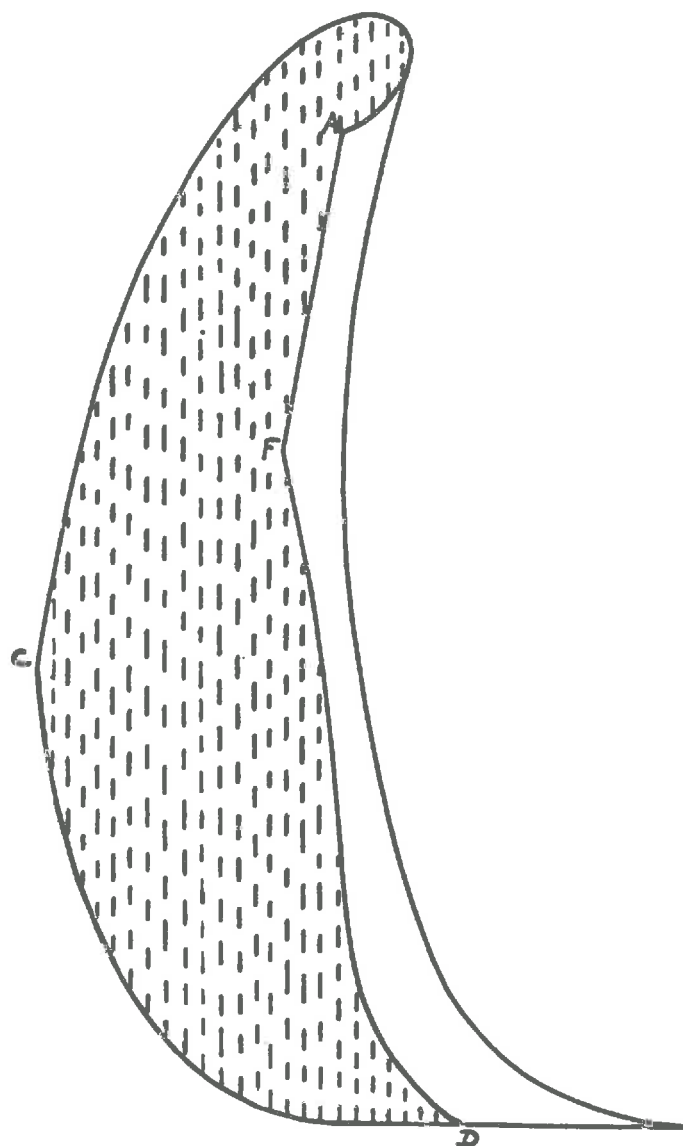
Test E.



Projection sur le plan yOz .

fig. 26.

Ver soir de Small : Test A



*Projection horizontale parallèlement au
plan de la chaînette*

Fig. 27.

Ver soir de Small : Test B

Projections selon trois directions parallèles à xOy .

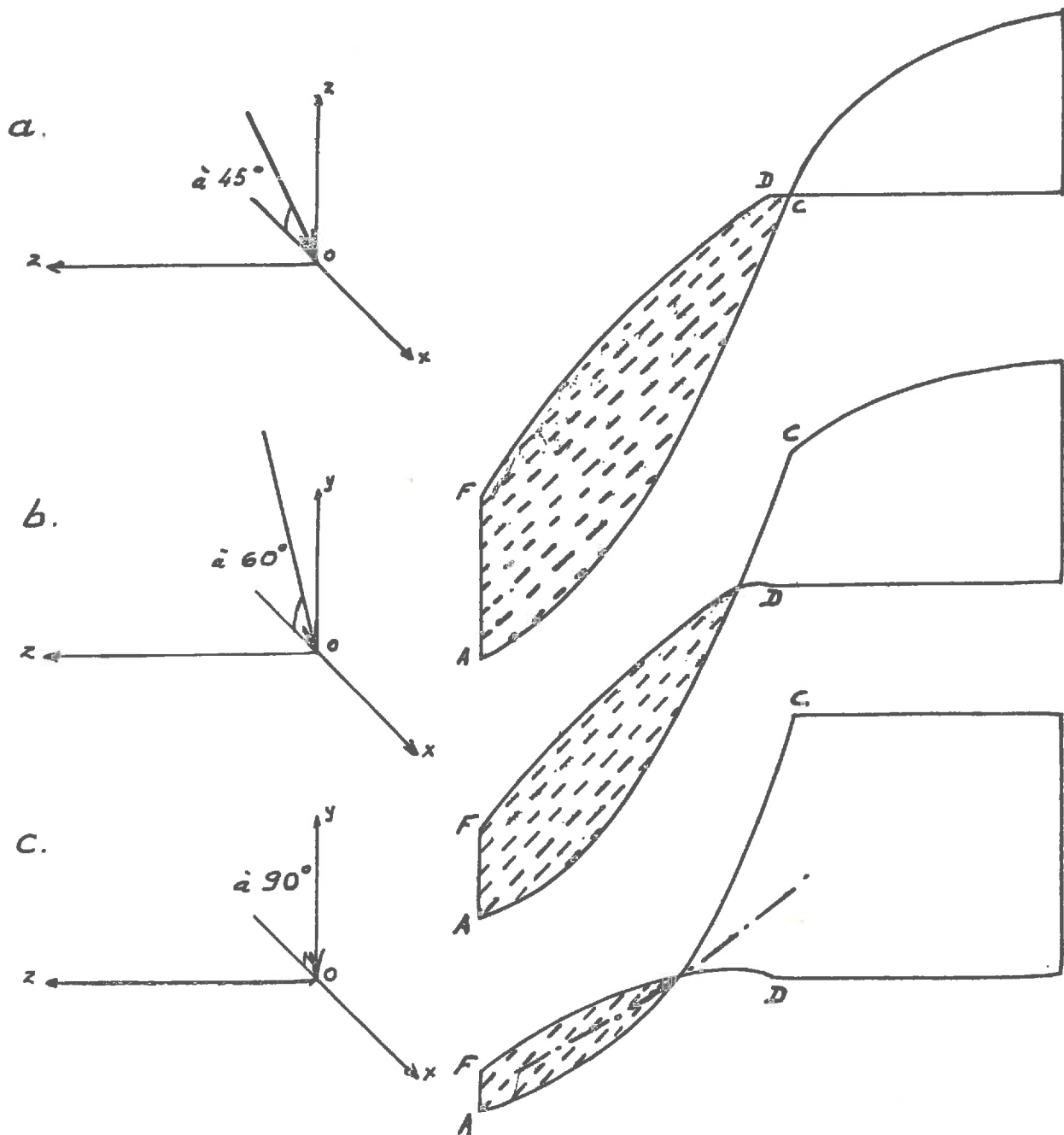


fig. 28.

Versoir de Small : Test B

Projection sur le plan xOy

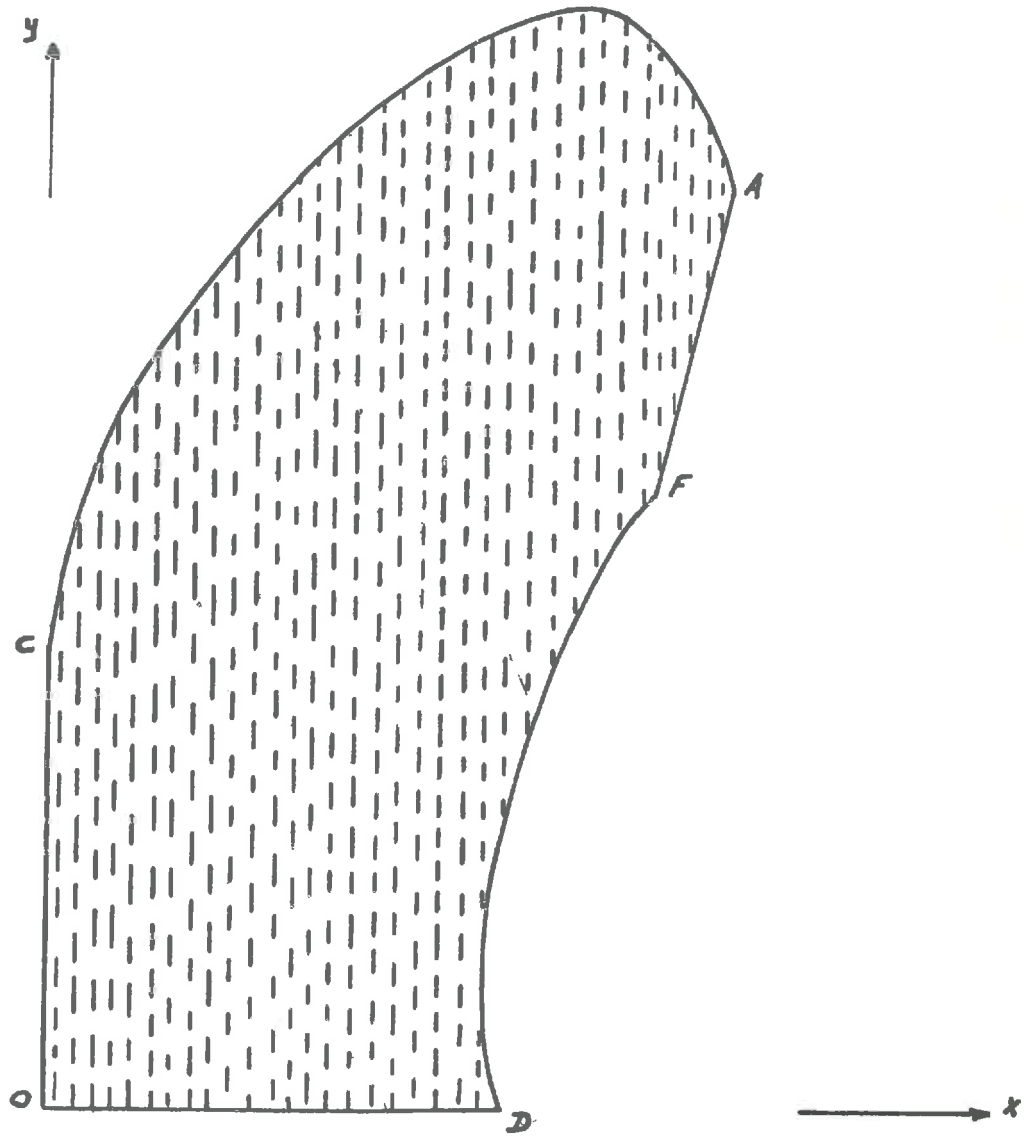


Fig. 29.

Veronic de Jefferson.
(Tests)

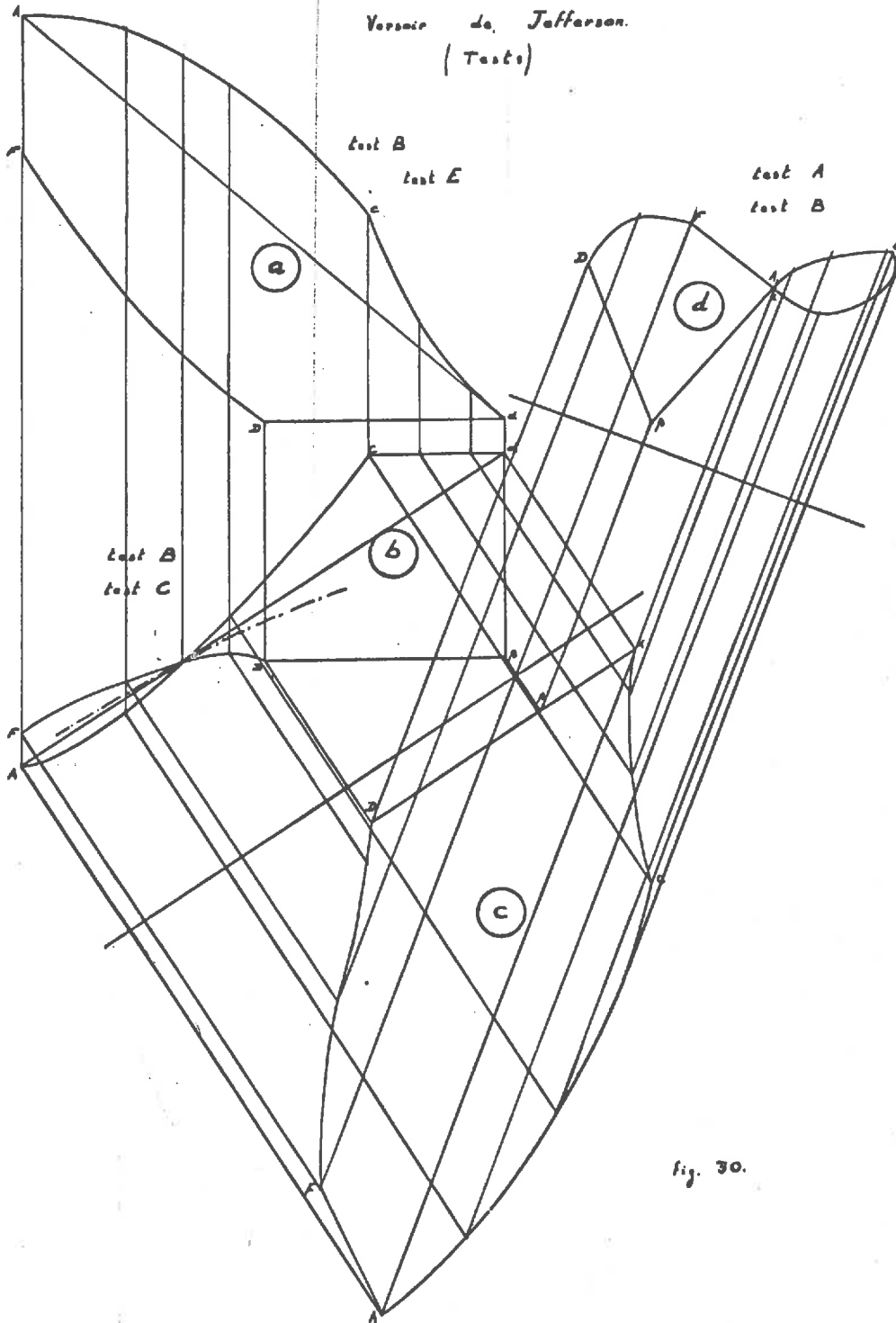


fig. 30.

Verseir de Knox : test D

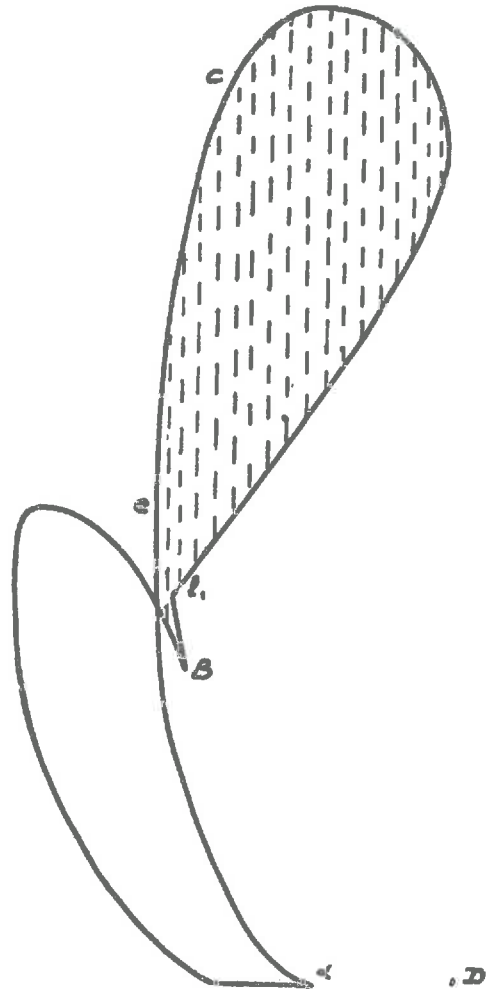


Fig. 31.

Ver soir de Mead

Test A.

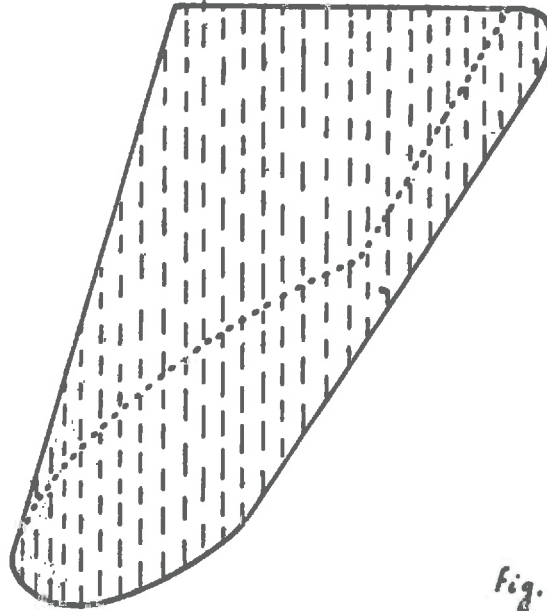


fig. 32.

Test D

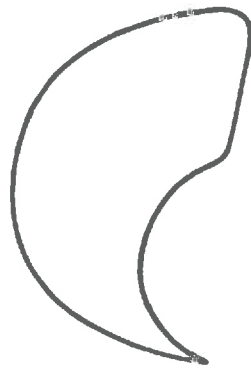


fig. 33.

Grandeurs caractéristiques de Dalleine
Angles du soc

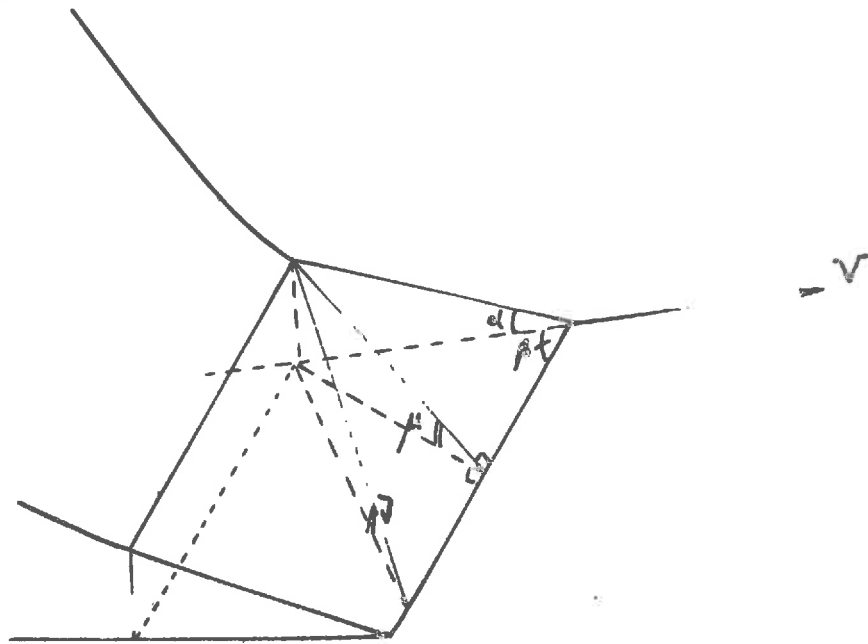
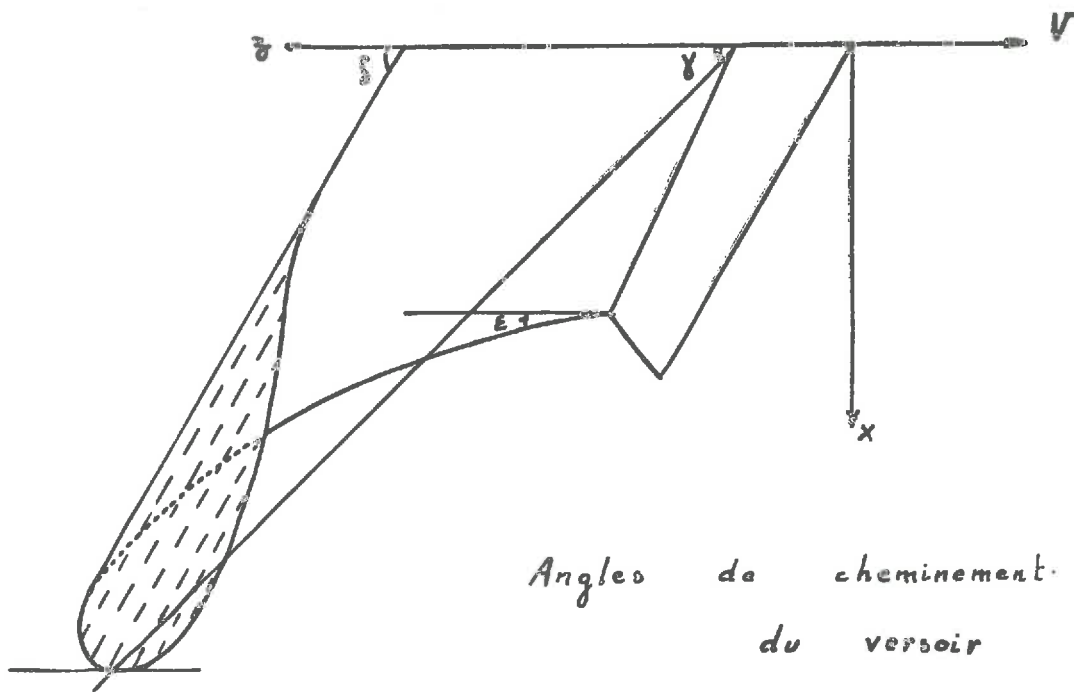


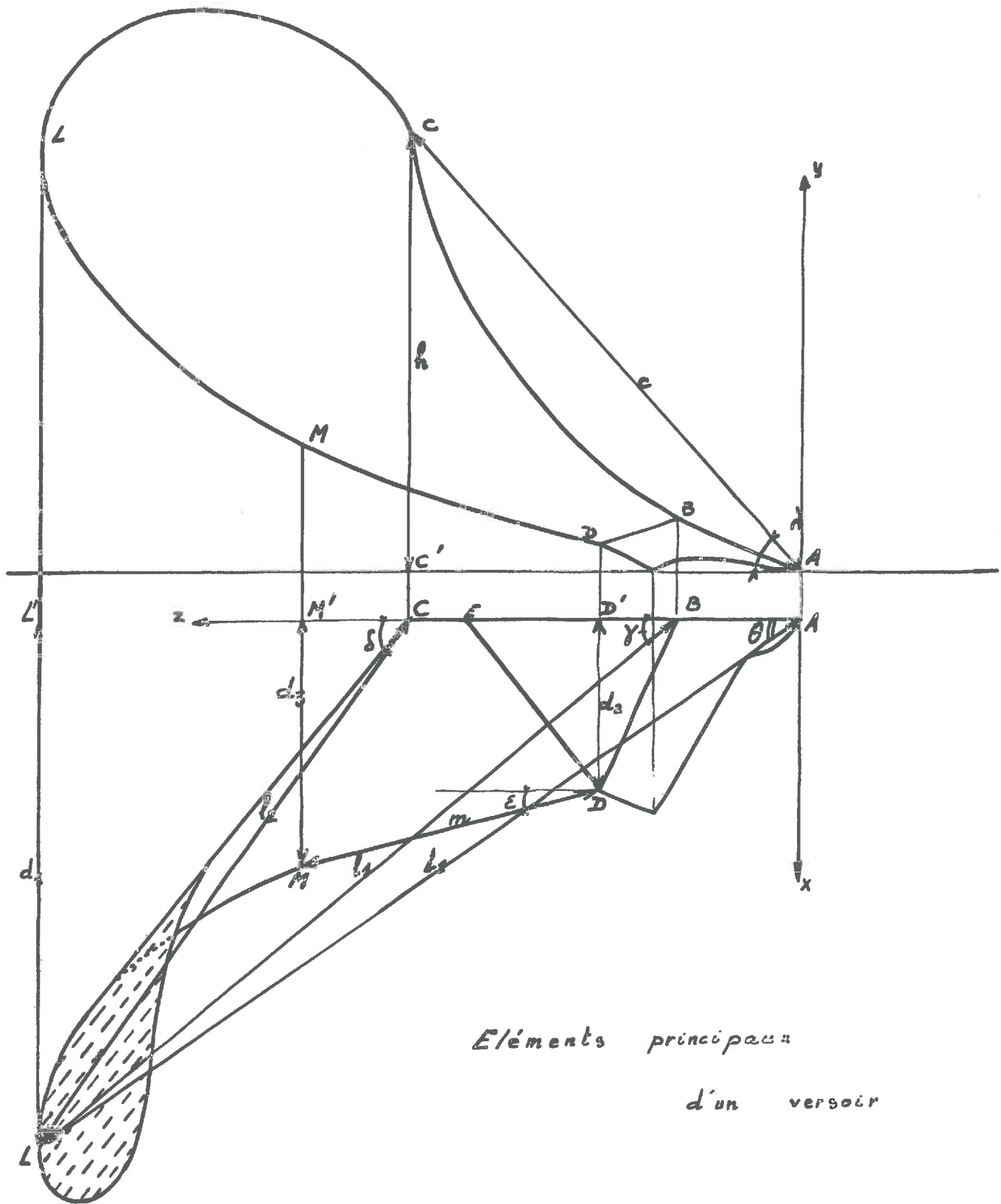
fig. 34.



Angles de cheminement
du versoir

fig. 35.

Grandeurs caractéristiques de Dalleine



Éléments principaux
d'un versoir

Fig. 36.

Mouvement global de la section droite

Angle de basculement

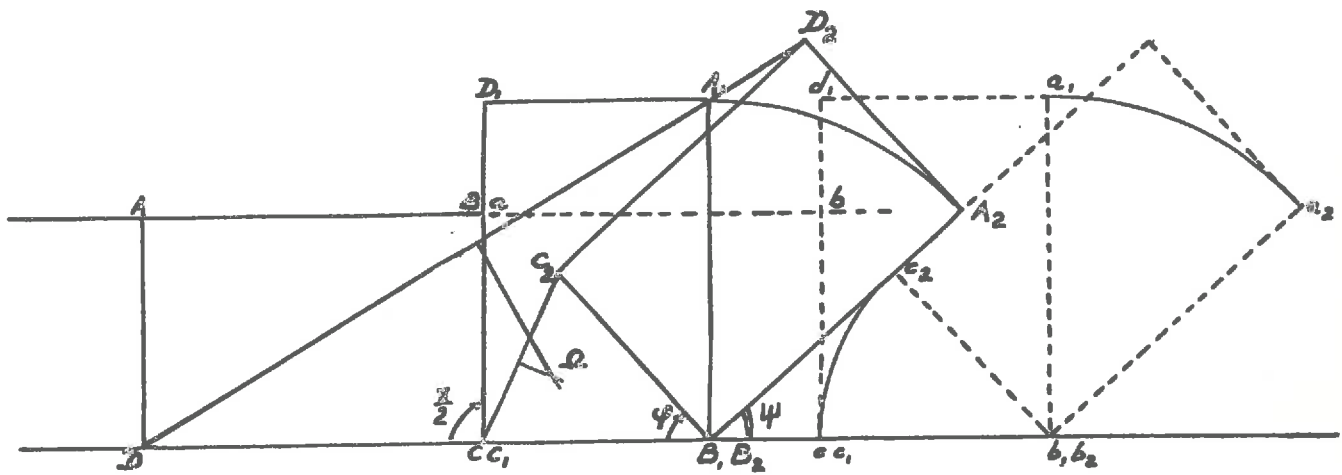
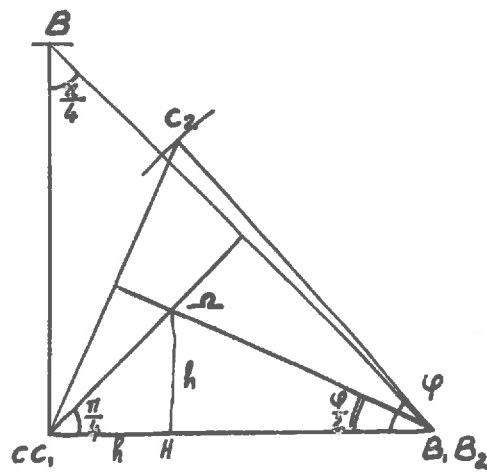


fig. 37.

Position du centre de la rotation résultante



$$h = \frac{P \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2}}{1 + \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2}}$$

fig 38

Condition d'équilibre limite de la section droite

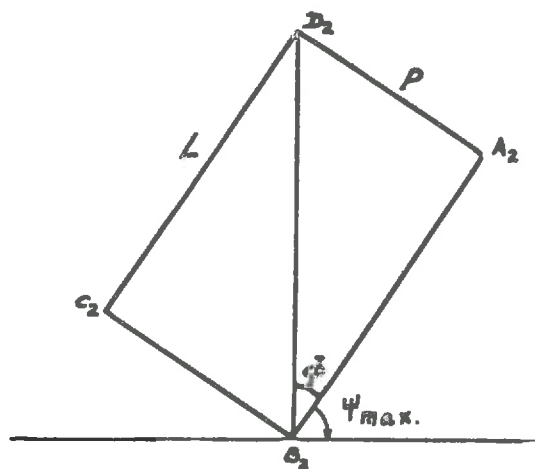


fig. 39.

Condition de dégagement d'un versoir

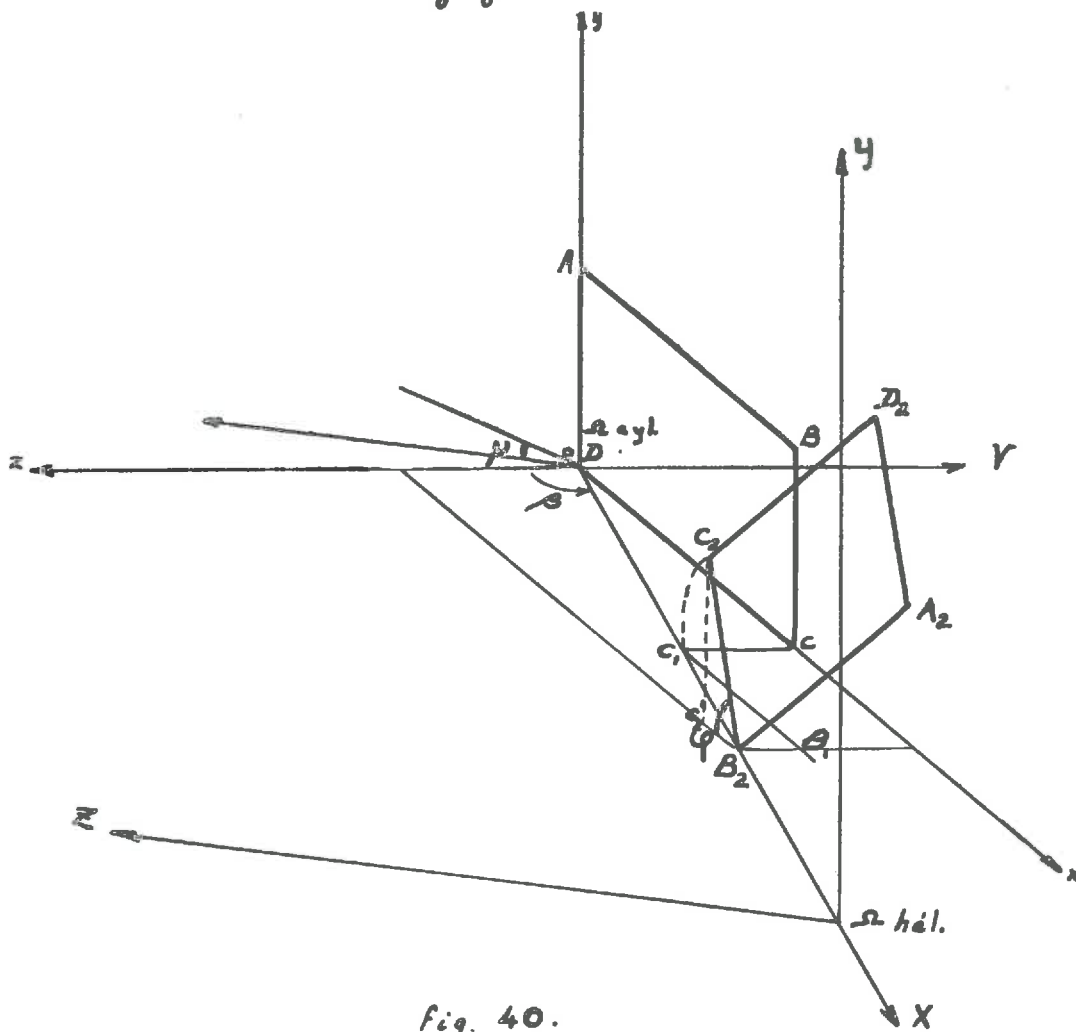


fig. 40.

Aération maximale (Versoir Cyl.)
 Conditions de possibilité
 du retournement.

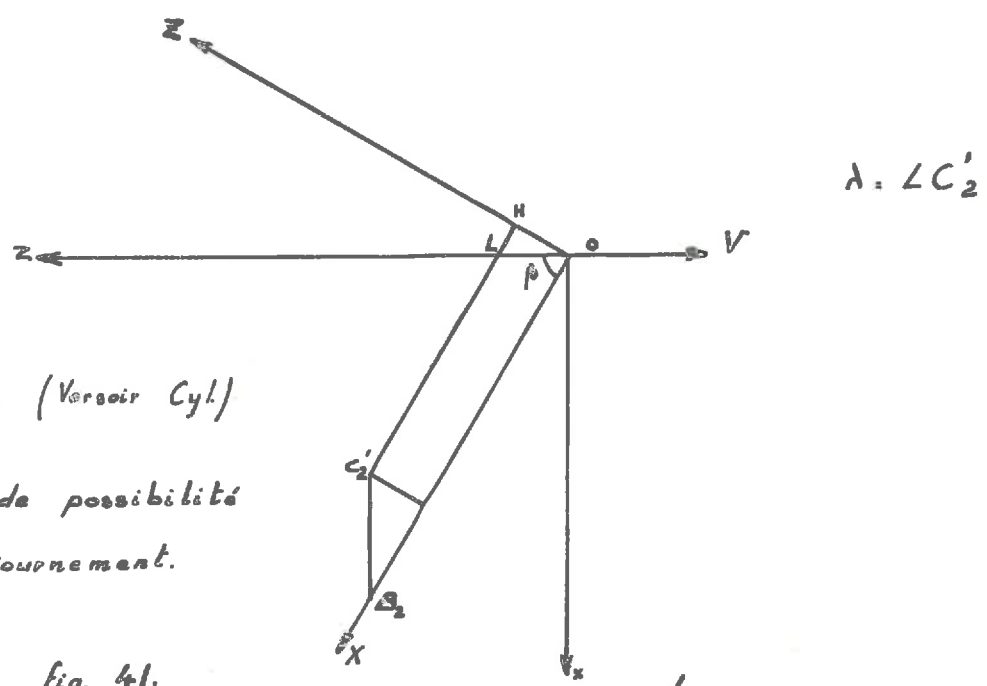
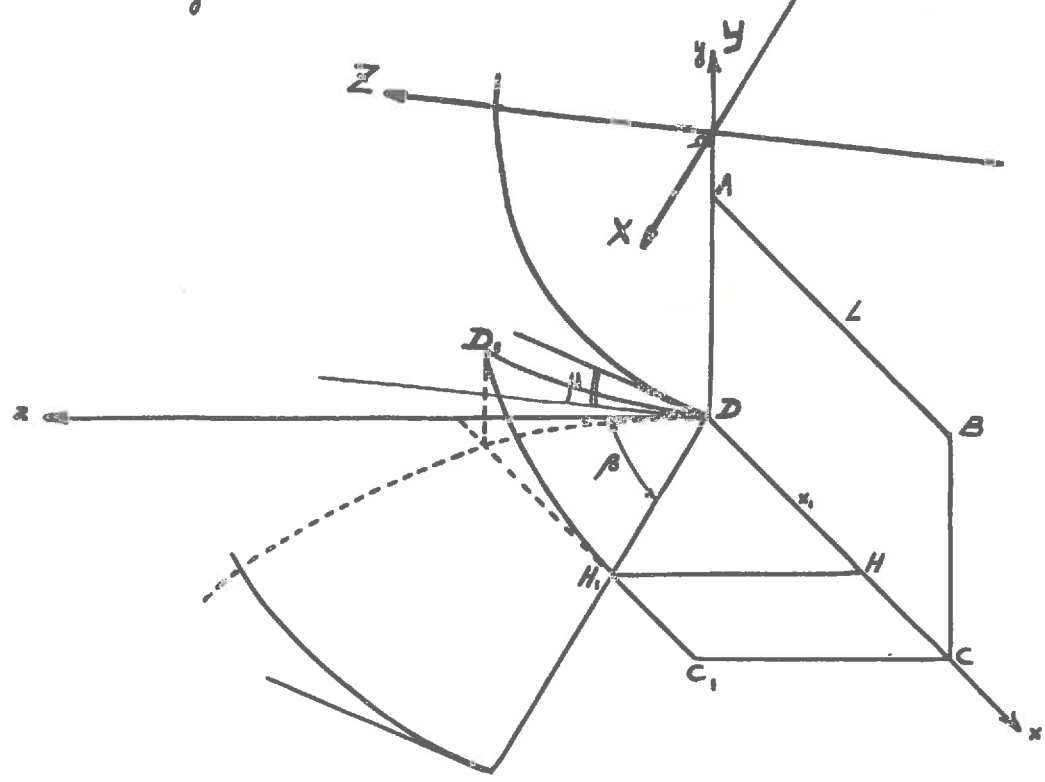


fig. 41.



Hypothèse H_2 : Trajectoire du point D (Versoir Cyl.)

fig. 42.

Hypothèse H_2 : Trajectoire du point D

Définition du paramètre " φ "

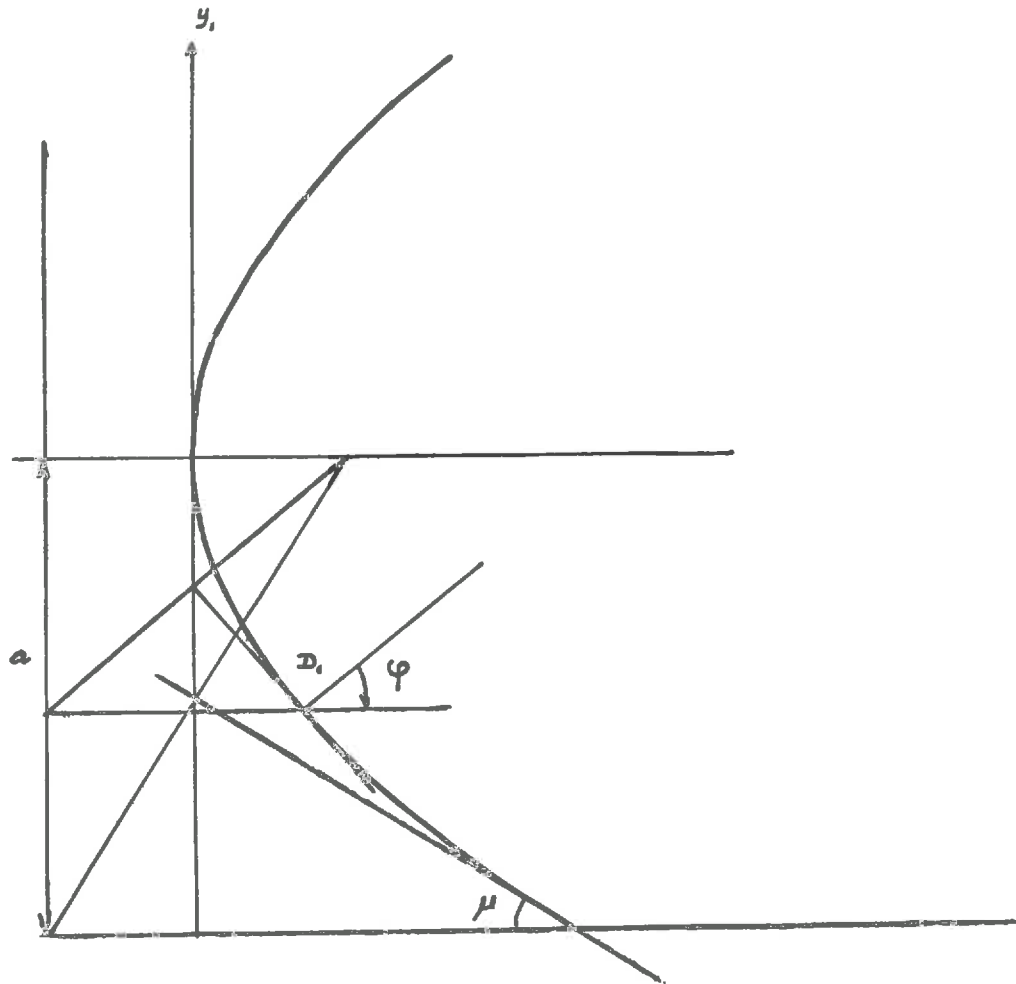
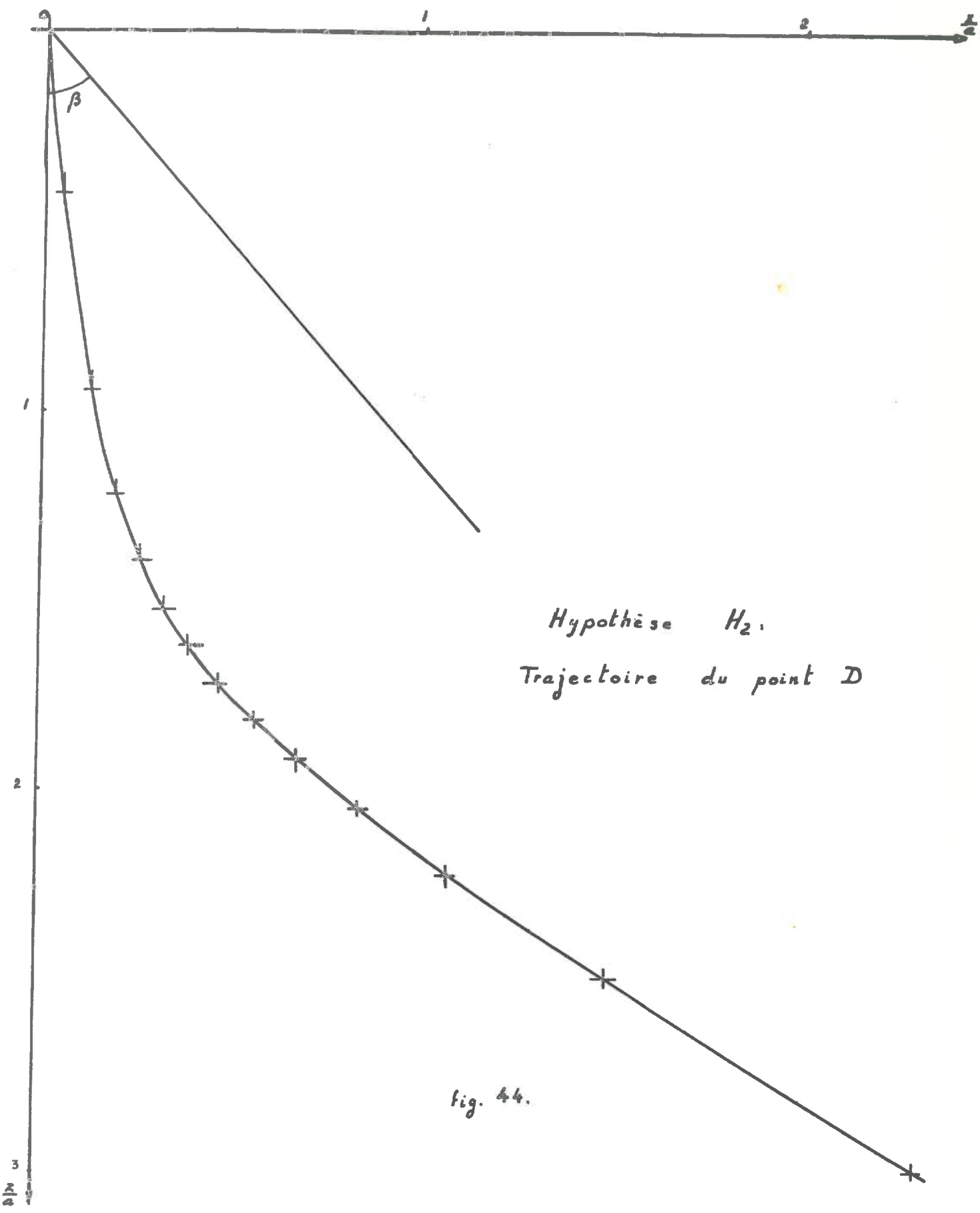


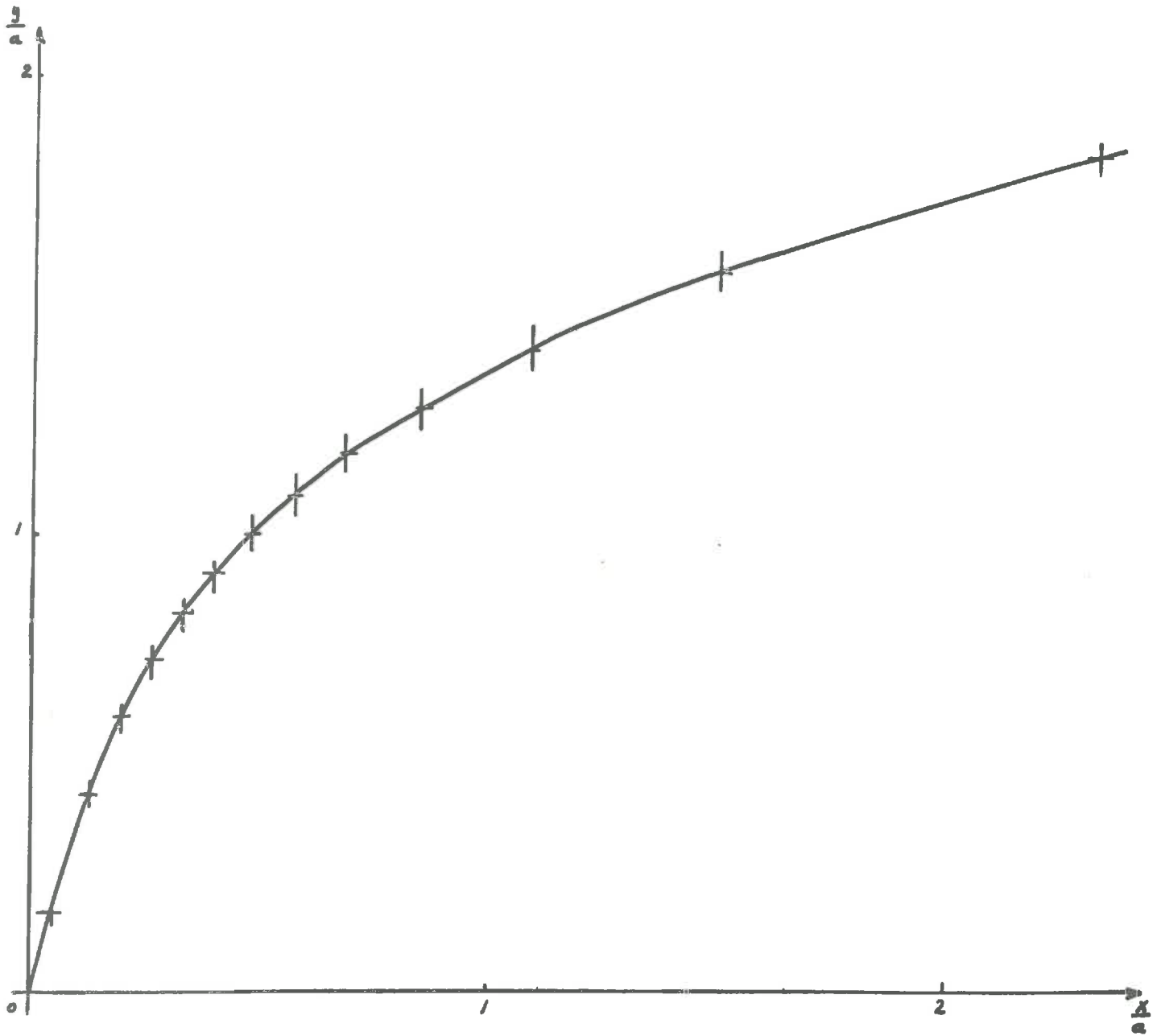
fig. 43.



Hypothèse H_2 .
 Trajectoire du point D

fig. 44.

Hypothèse H_2



Trajectoire du point D

fig. 45.

Hypothèse H_3 " ψ " de Feuerlein

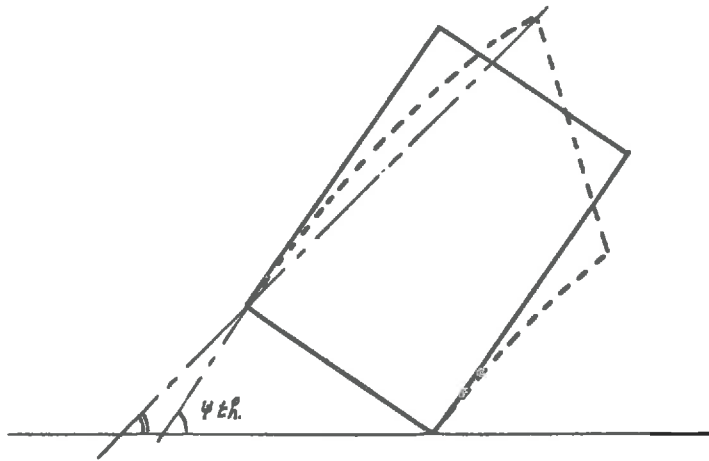
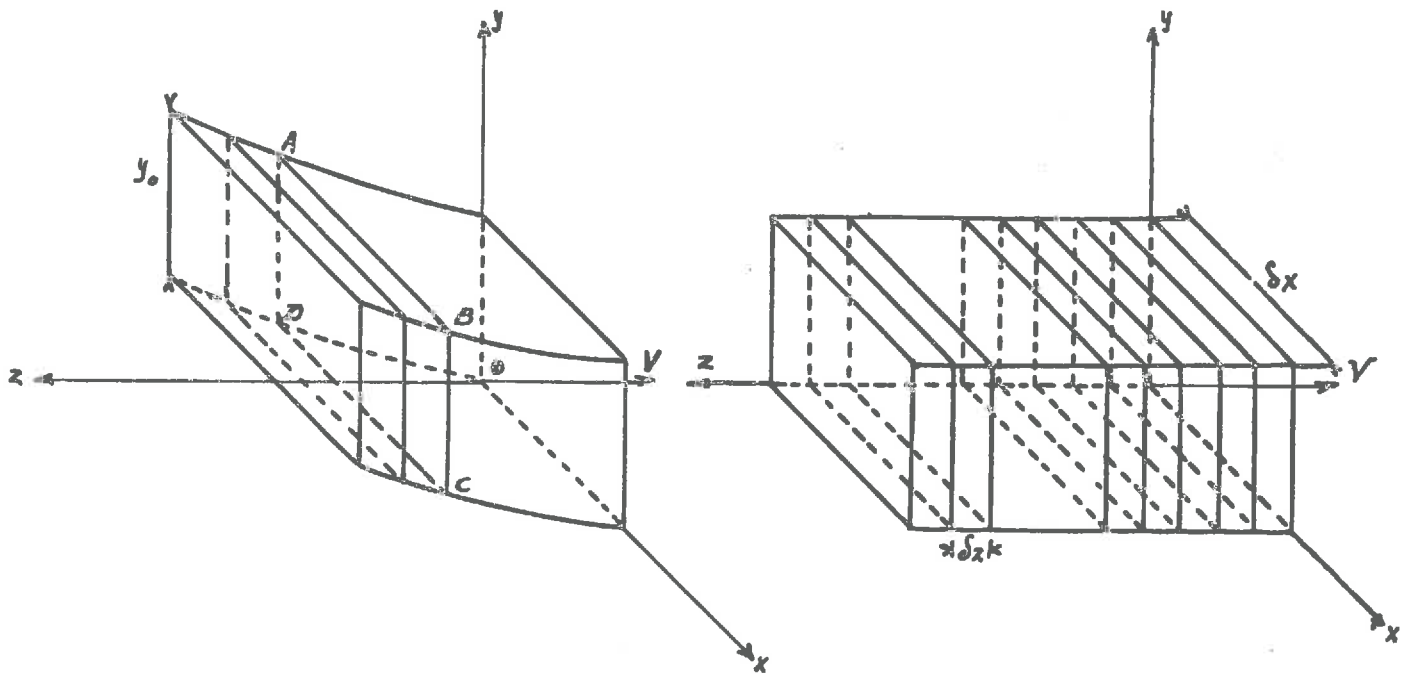


Fig. 46.



Prismes élémentaires de O'Callaghan.

Fig. 47.

(Points de CD) Trajectoires de O'Callaghan

2 miles/h

4 miles/h

7 miles/h

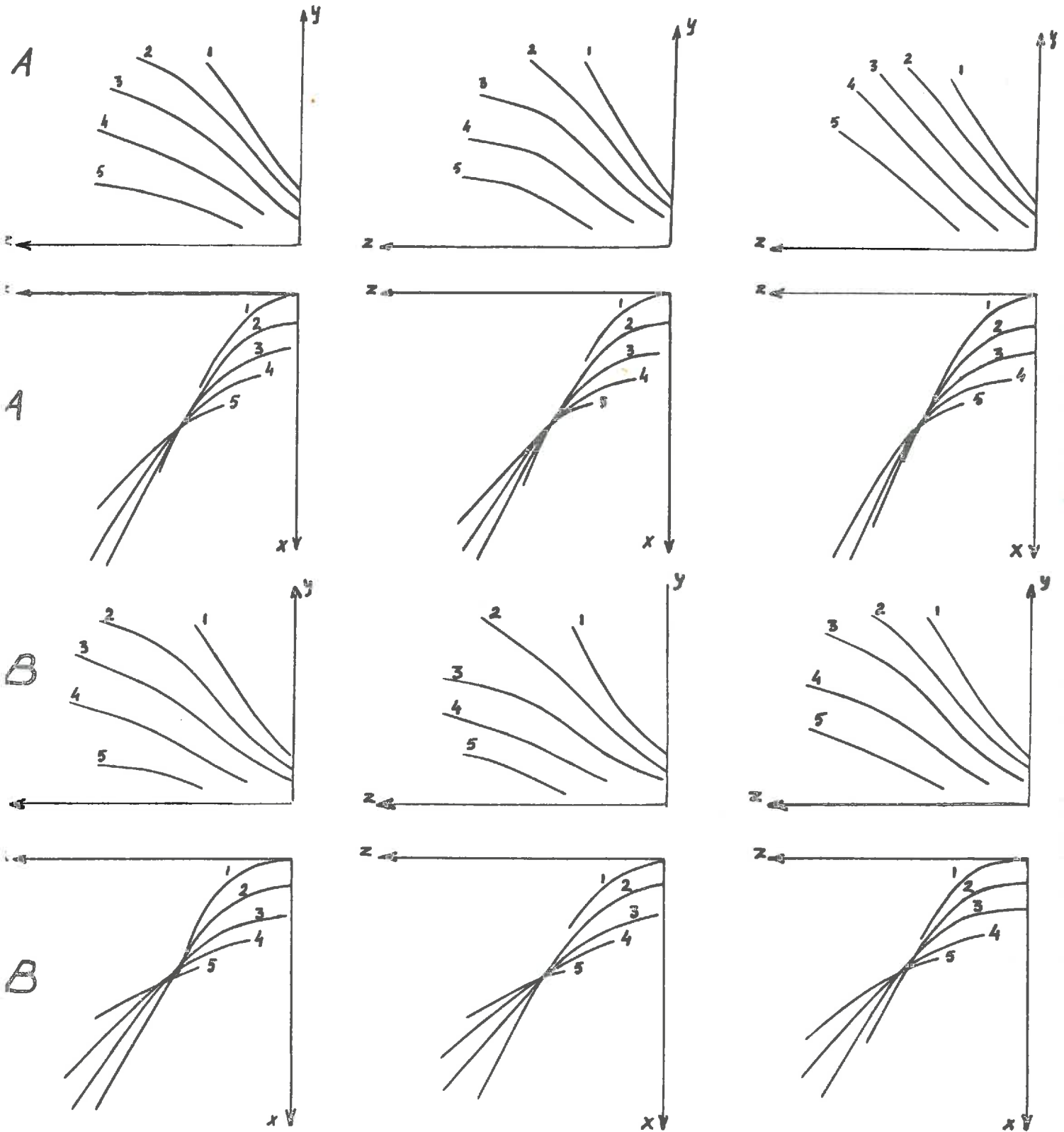
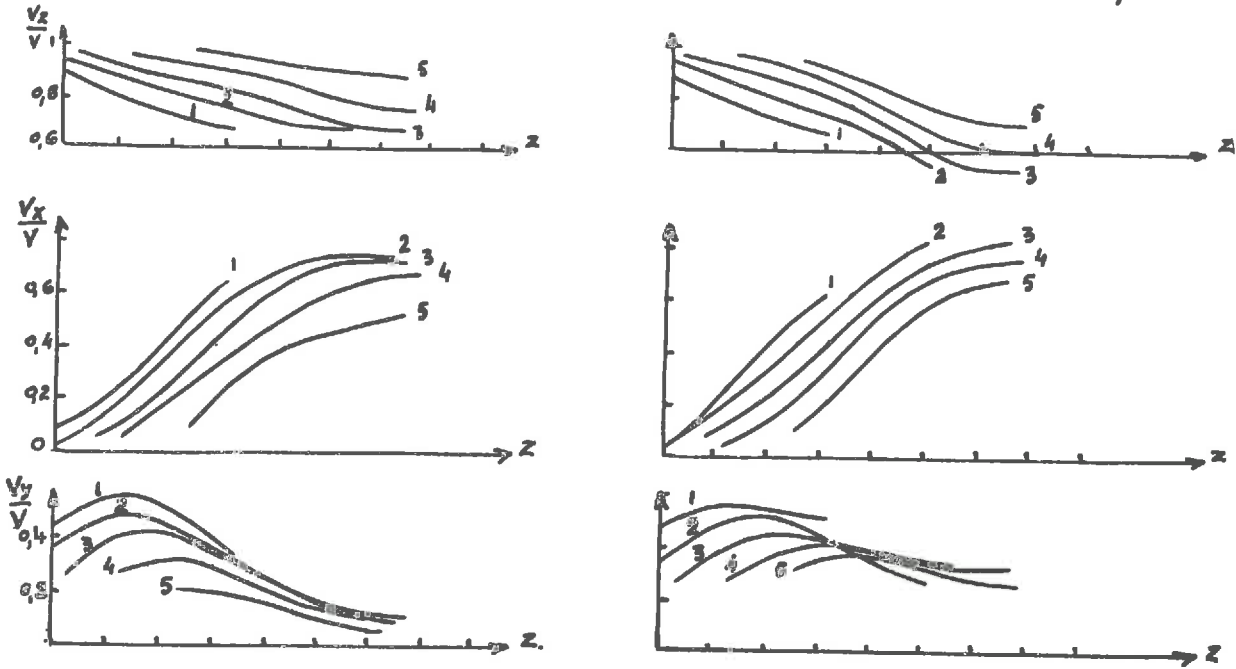


fig. 48.

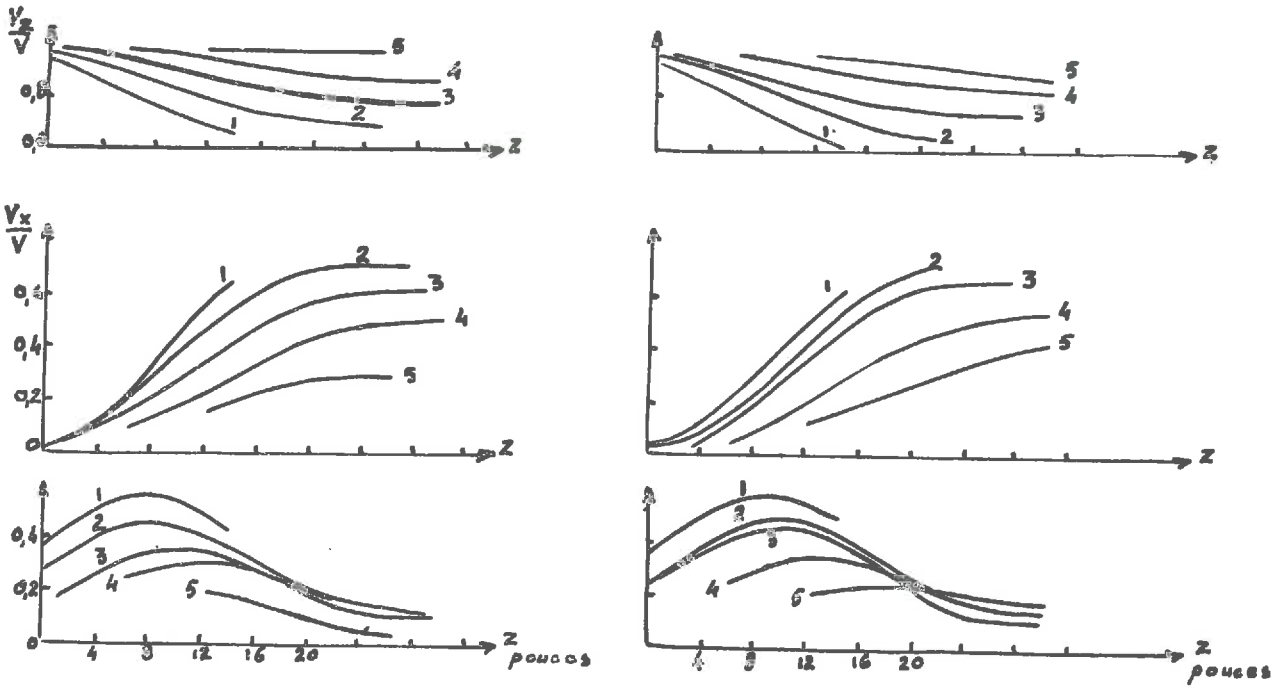
Comparaison des vitesses relatives des points
d'après O'Callaghan.

2 miles/h.

7 miles/h.

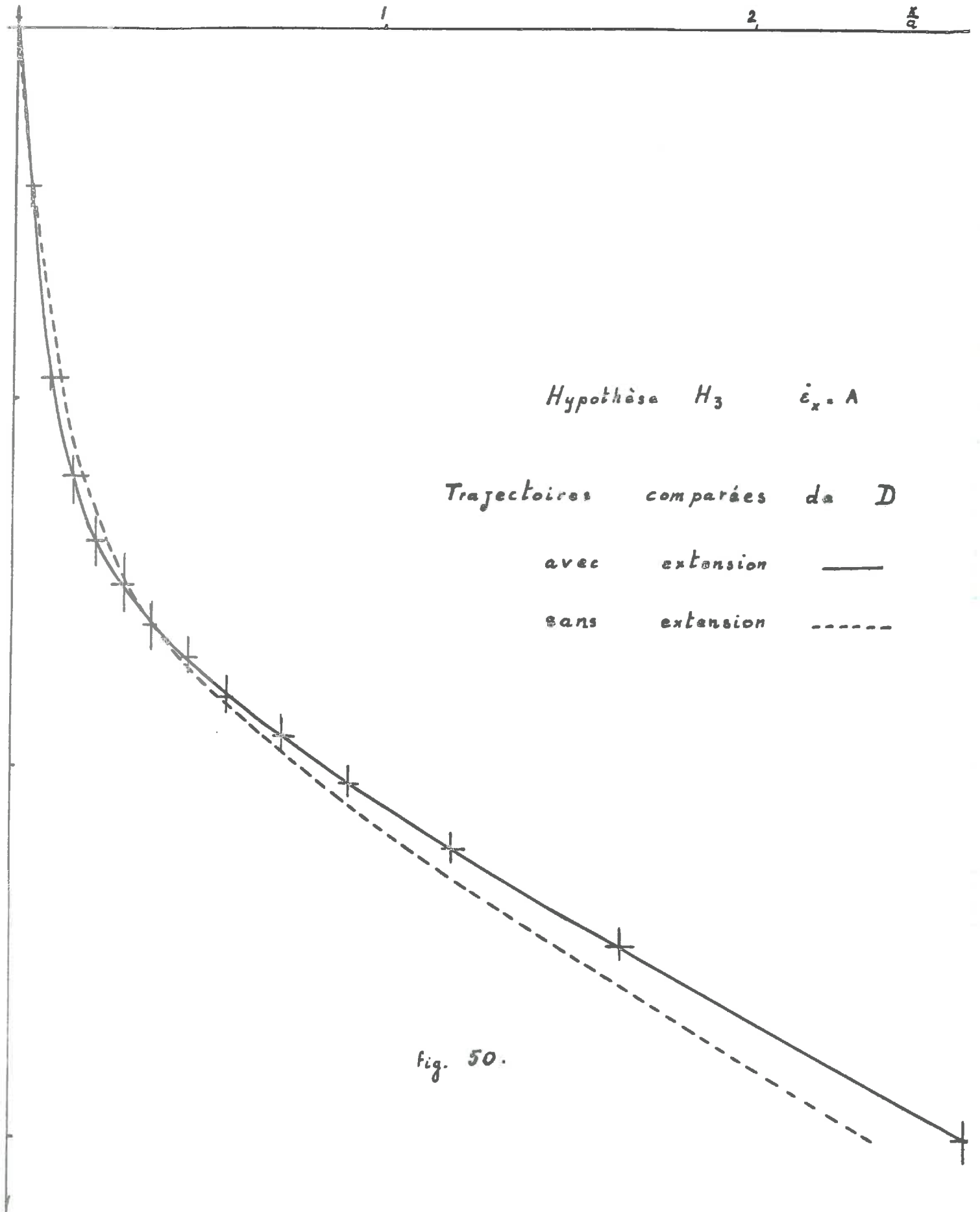


Versoir A.

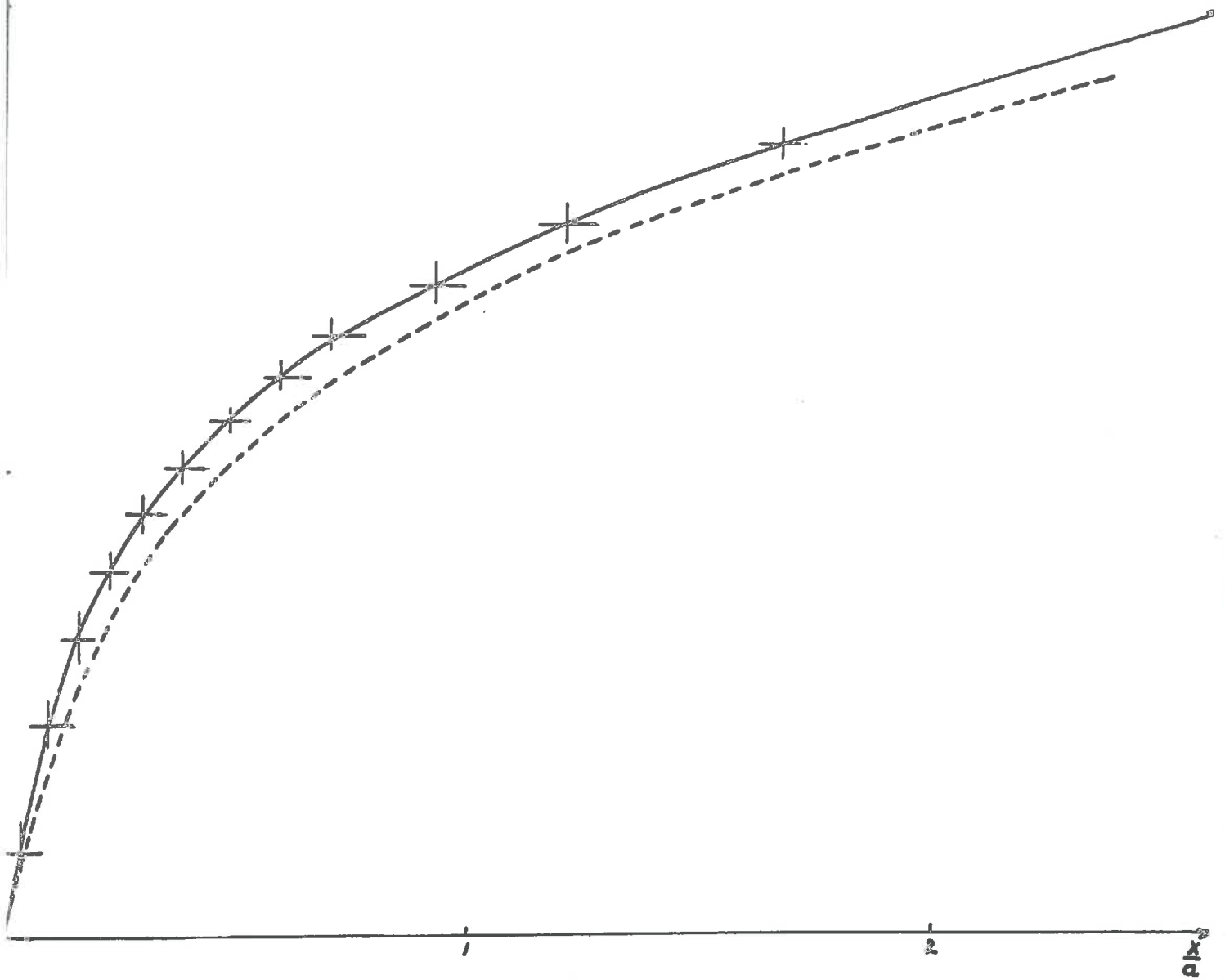


Versoir B

Fig. 49.



Hypothèse H_3 $\dot{\epsilon}_x = A$



Trajectoires comparées de D
avec extension ———
sans extension - - - - -

fig. 51.

Hypothèse H_4 :

Déformation de la section transversale
d'après White

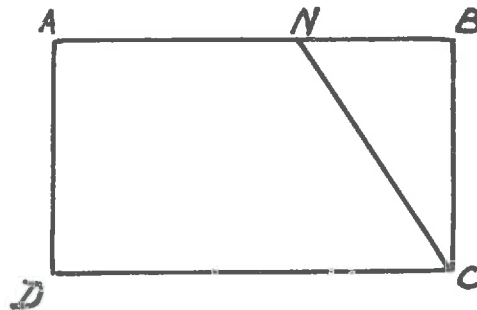


fig. 52.

Points de CD : trajectoires de White.

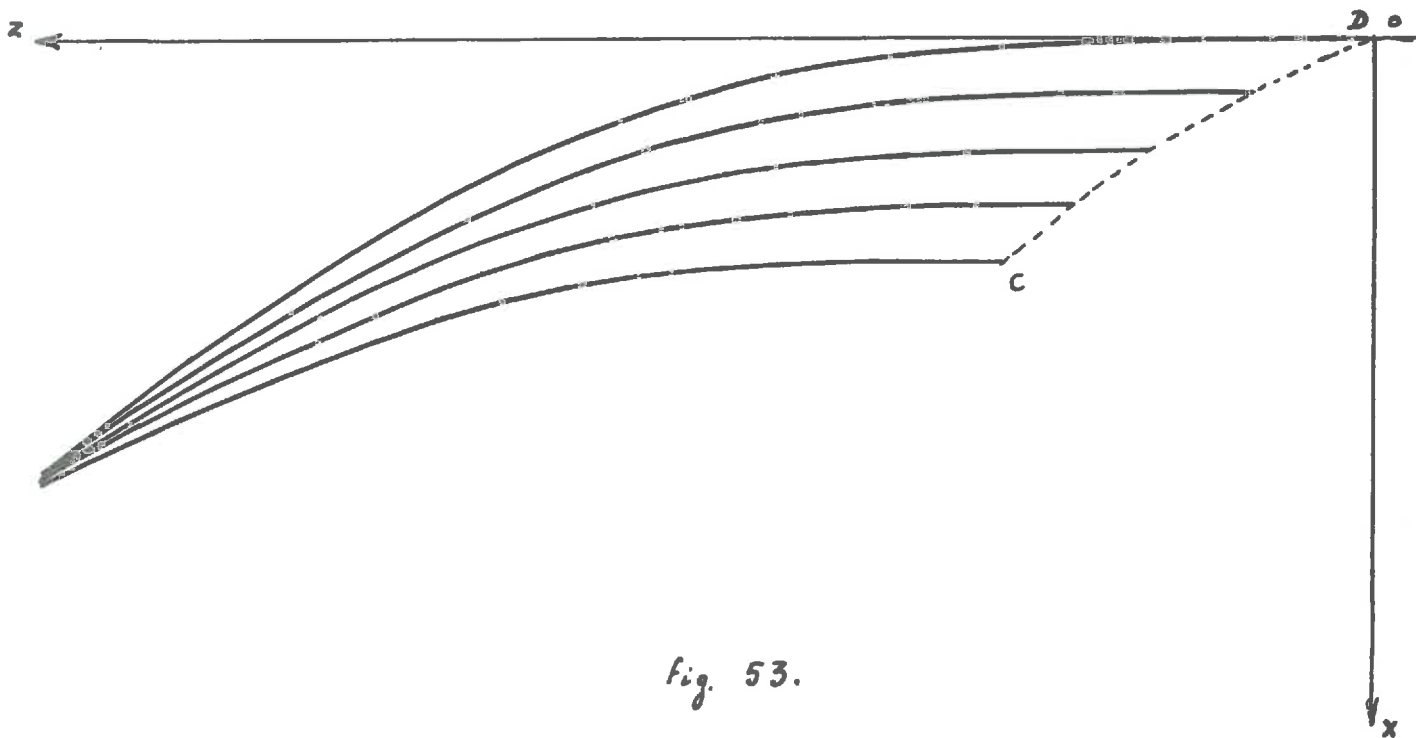


fig. 53.

Hypothèse H_4

Trajectoires des points de CD
d'après White

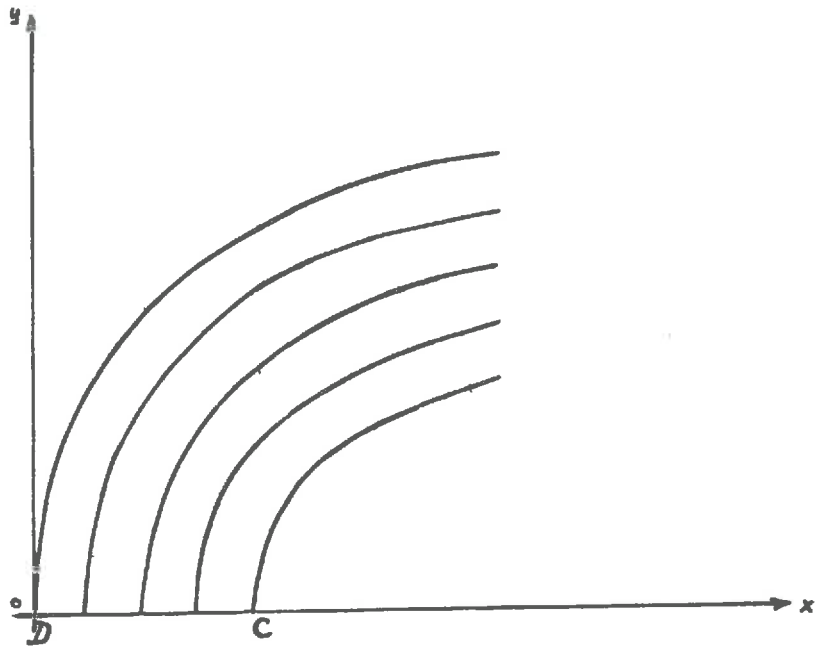


fig. 54

Expériences de Von Wiche.

Détermination de la force P .

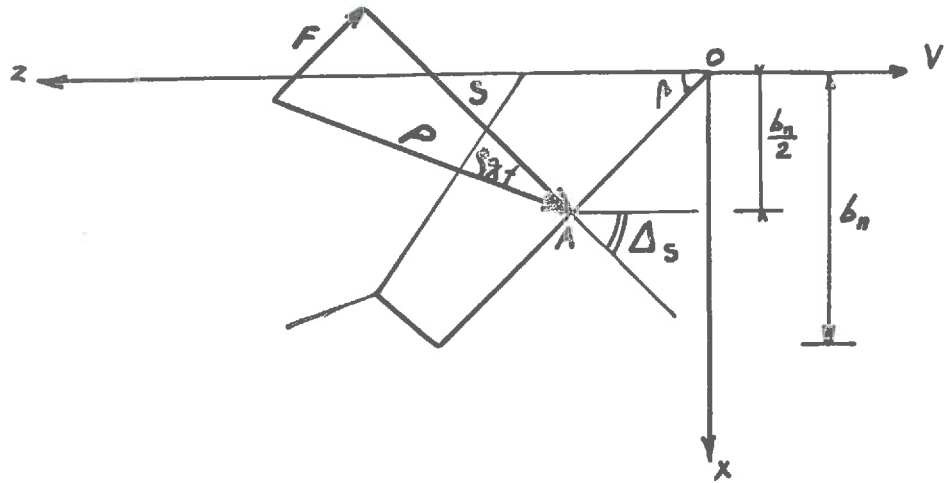


fig. 55

Détermination de la force P_1 .

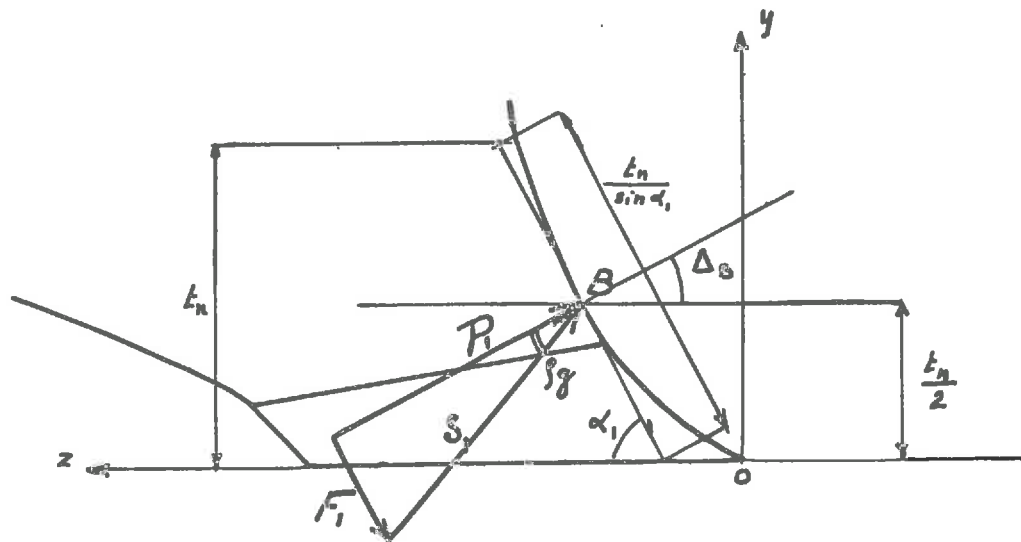


fig. 56

Expériences de Von Wicha.
 Détermination de K .

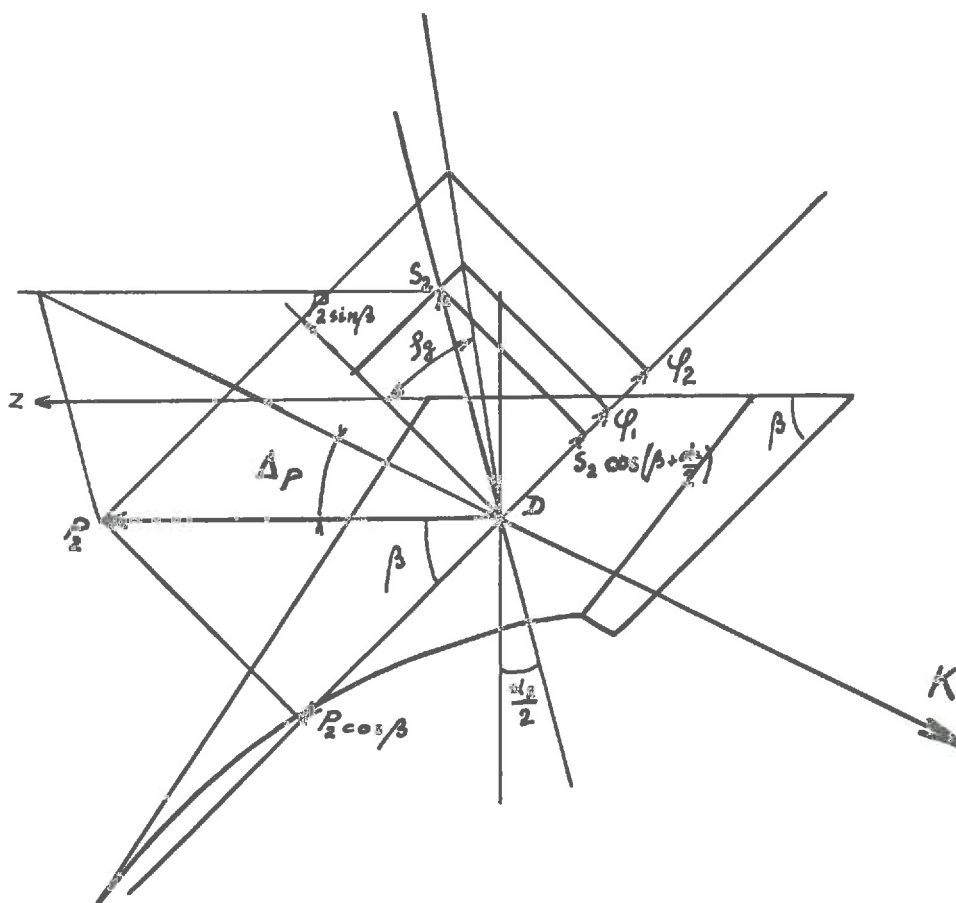


Fig. 59.

Détermination de P_2

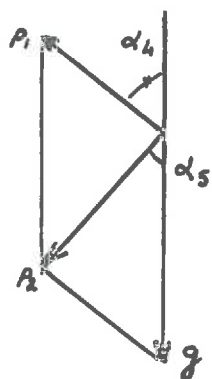
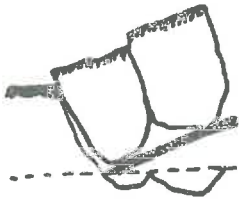


Fig. 60

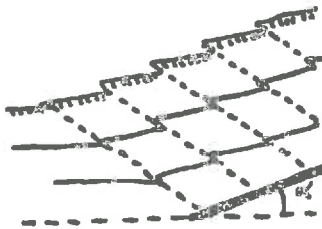
Divers types de comportement, d'après Soekne



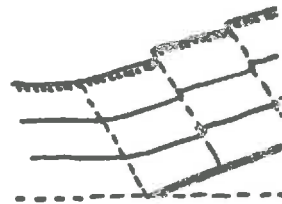
1. Sols compacts et secs



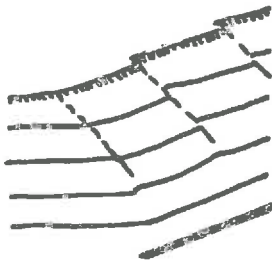
2 Sols humides sous prairies



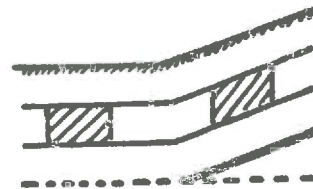
3 Sables humides et denses



4. Sables limoneux humides.



5. Sables humides labourés en profondeur



6. Sols très déformables

Fig. 66

Comportement théorique d'un sol très déformable

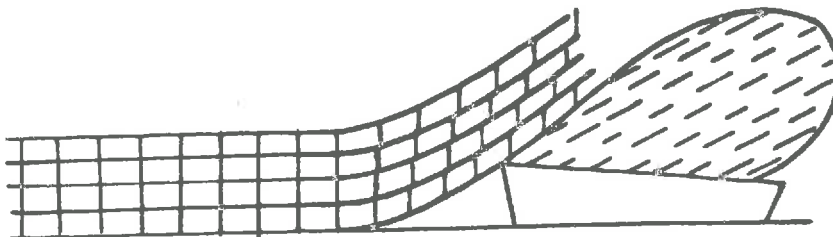


Fig. 67

Comportement d'un sol peu déformable

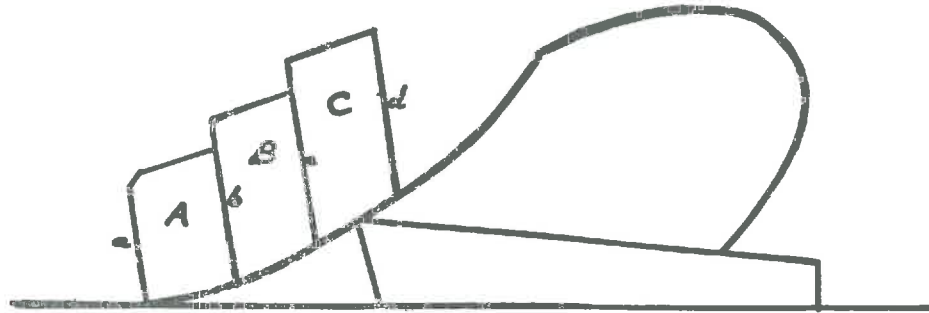


fig. 68

Plans de cisaillement primaires
d'après Nichols et Reed.

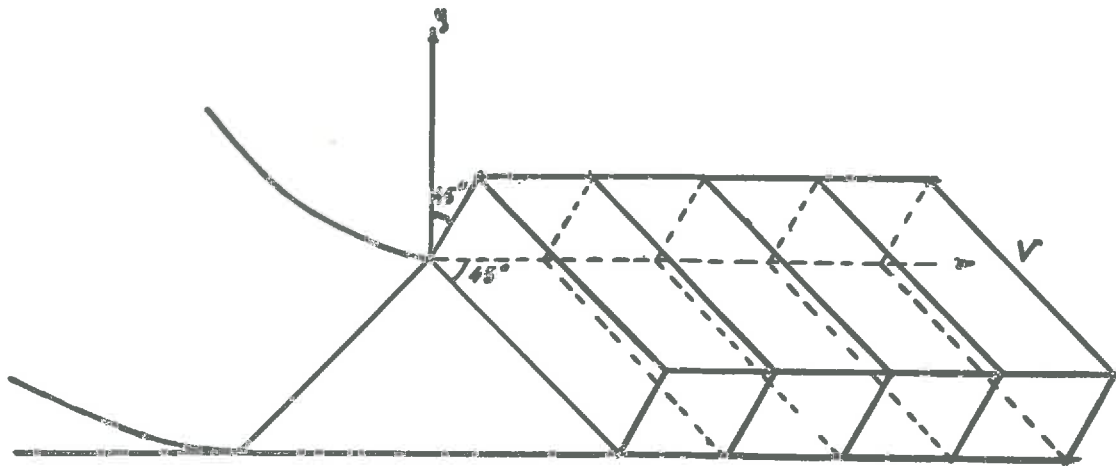


fig. 69

Variations relatives des paramètres.
selon Bayer

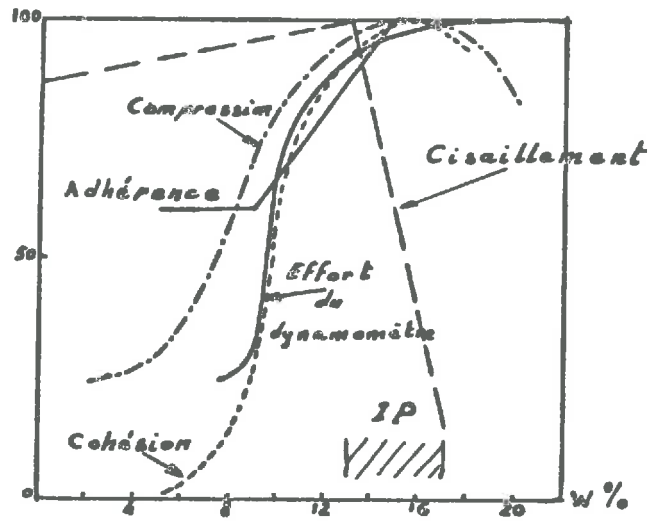


Fig. 70

Variations de μ' selon Nichols.

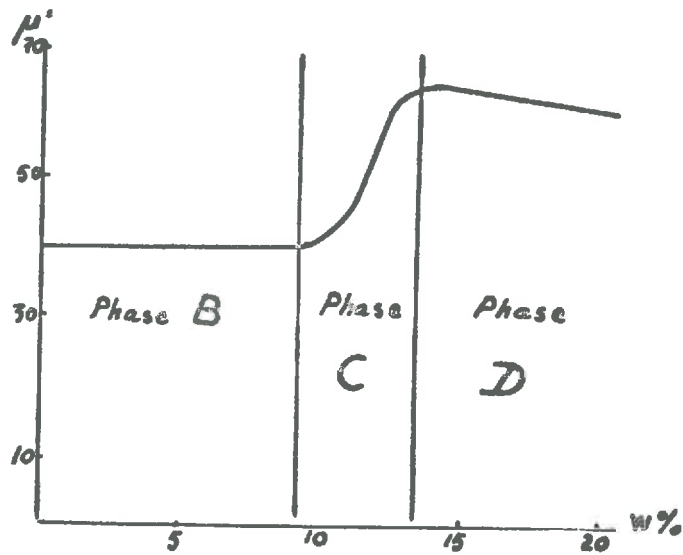


Fig. 71

*Ecoulement d'un copeau métallique
selon Bouillet.*

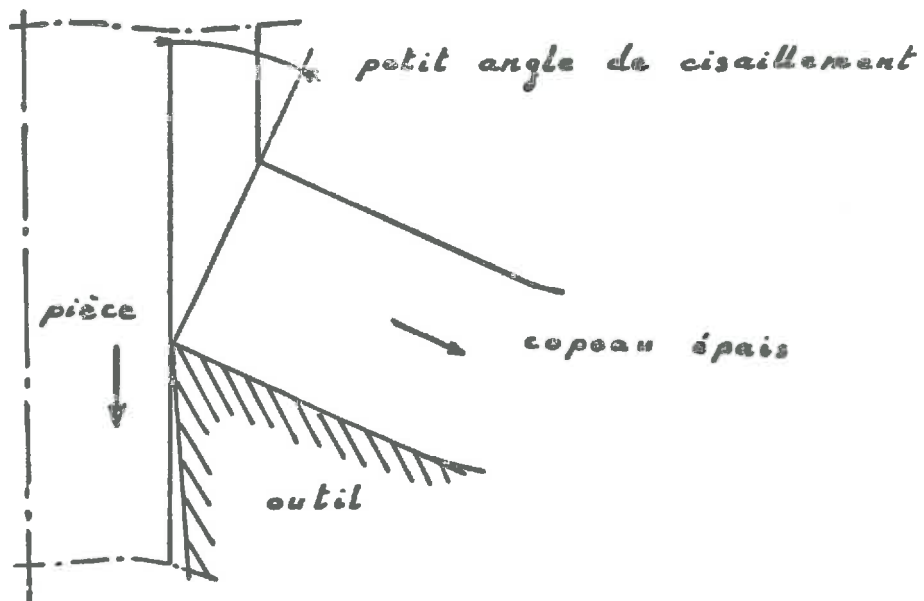
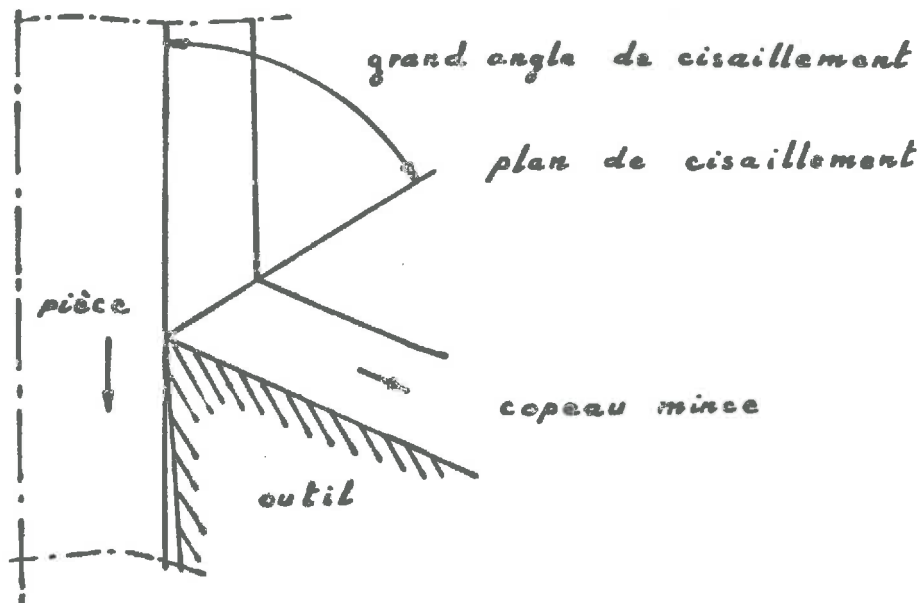


fig. 72

Résultante R de l'effort de coupe
selon Piispanen et Merchant

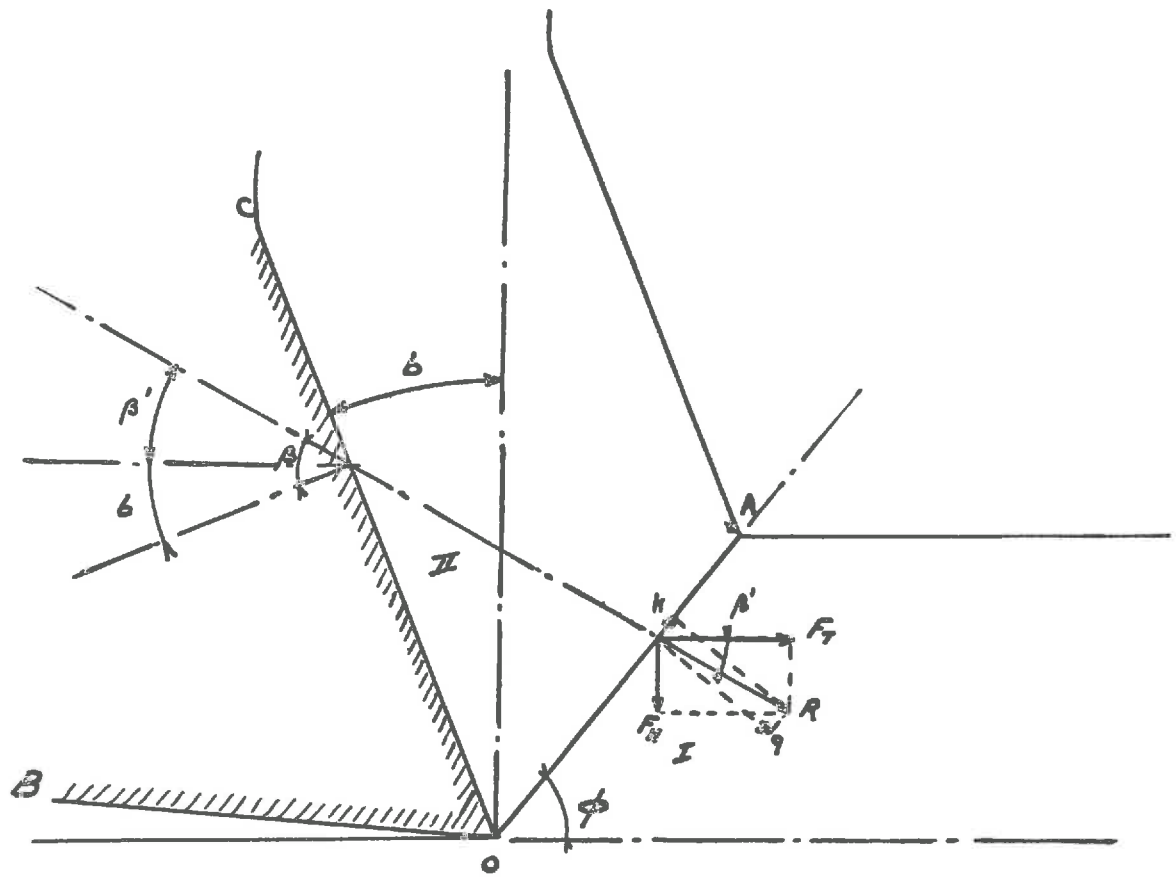
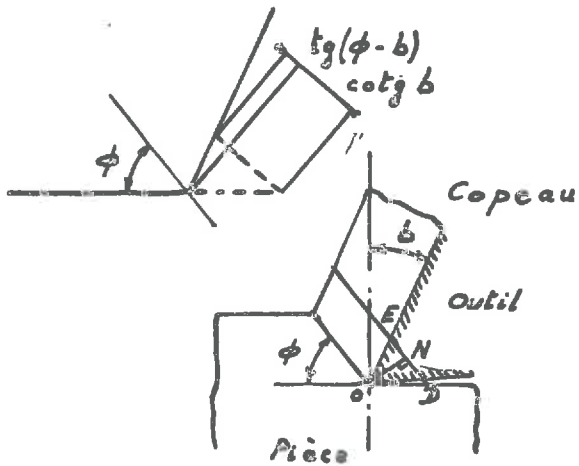


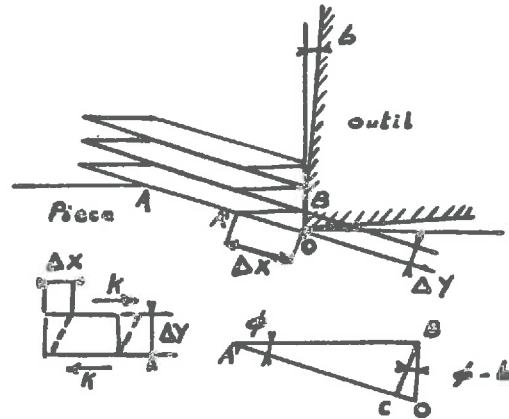
fig. 73

Écoulement d'un copeau métallique.

Détermination de la déformation γ
selon Piispänen et Merchant.



Déformation de cisaillement.



principale. dans le cas de la coupe

fig. 74

Loi de consolidation selon Drucker

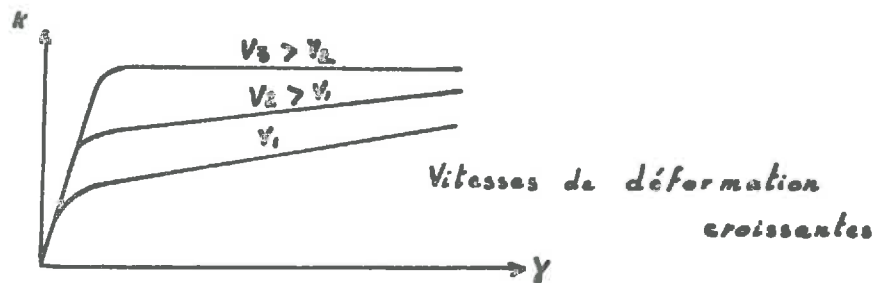


fig. 75

Coupe des métaux

Répartition des contraintes, selon F.H. Lee et B.W. Schaeffer
avec pinceau de Prandtl.

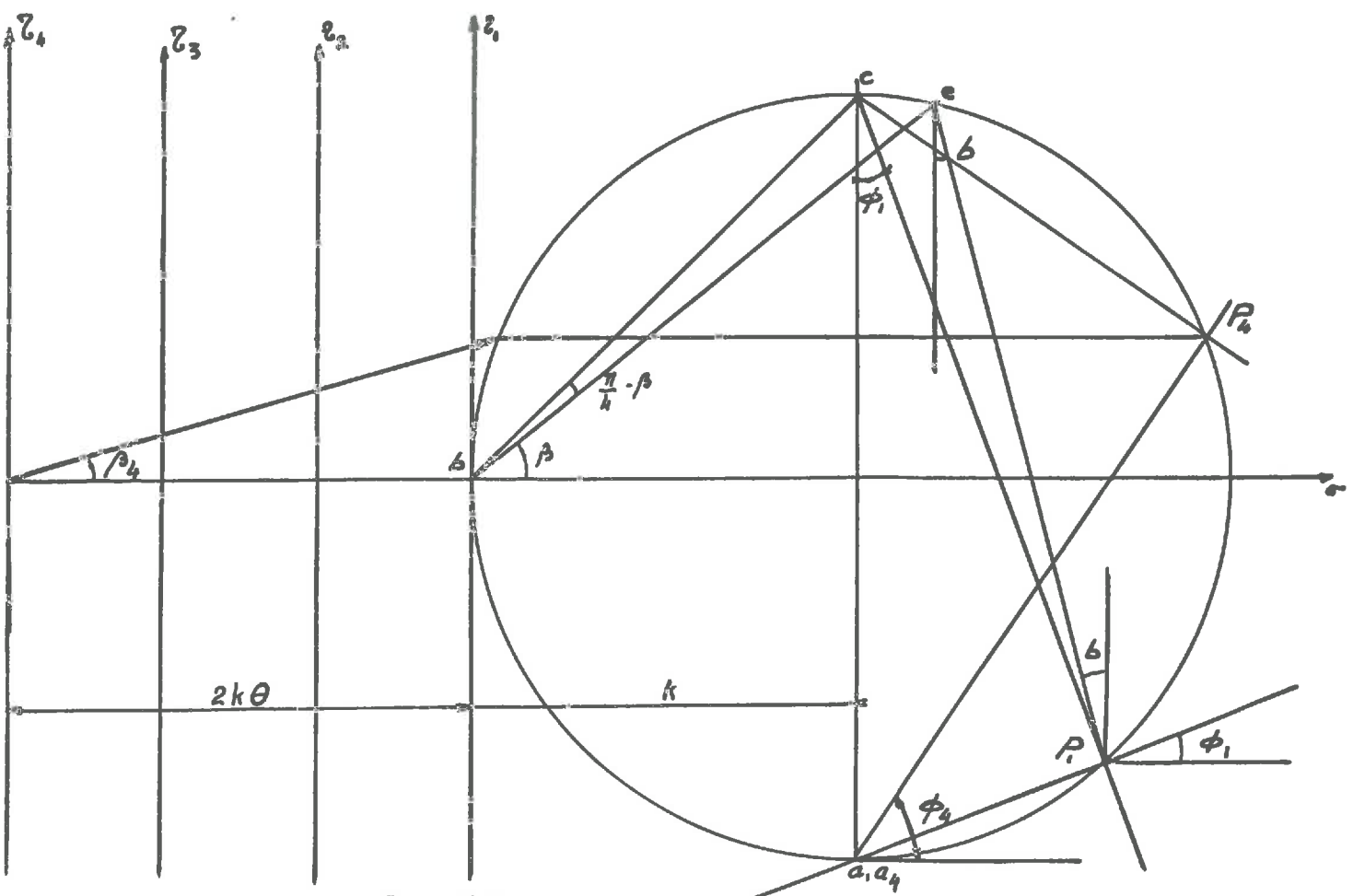
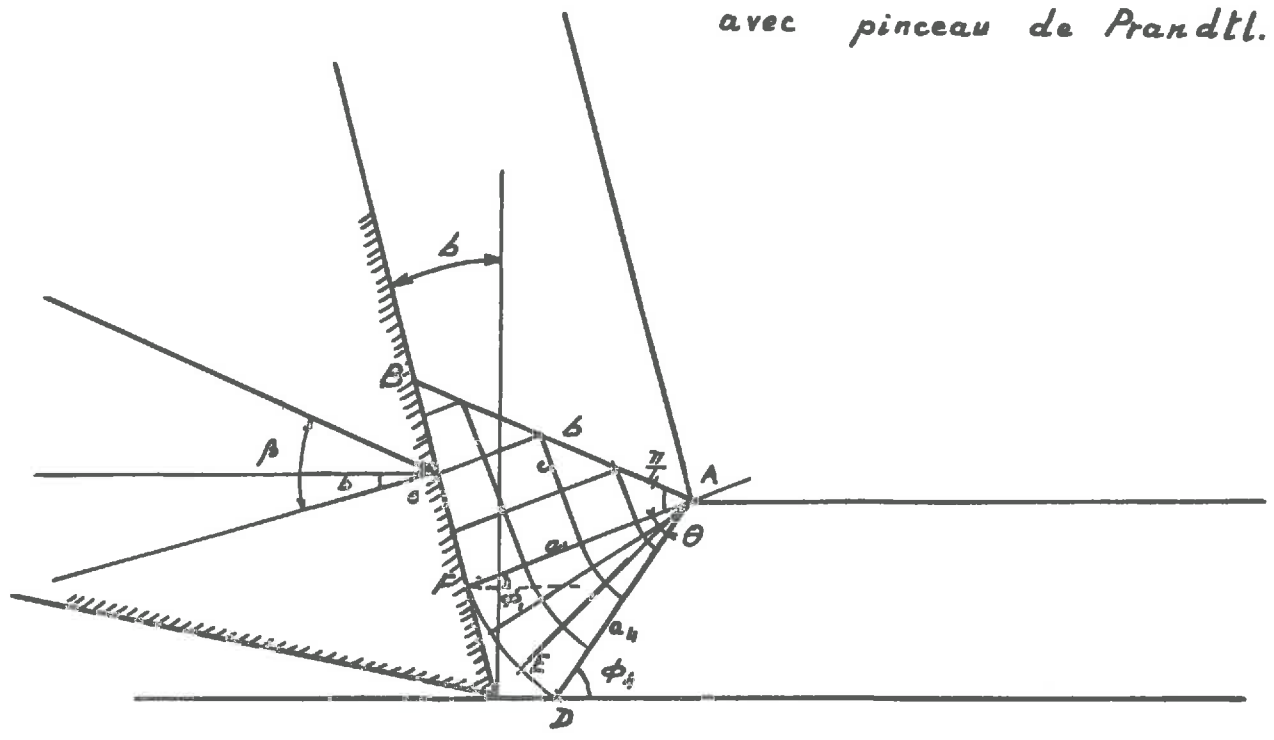


Fig. 77.

Coupe des métaux

Répartition des contraintes selon H. Hucks

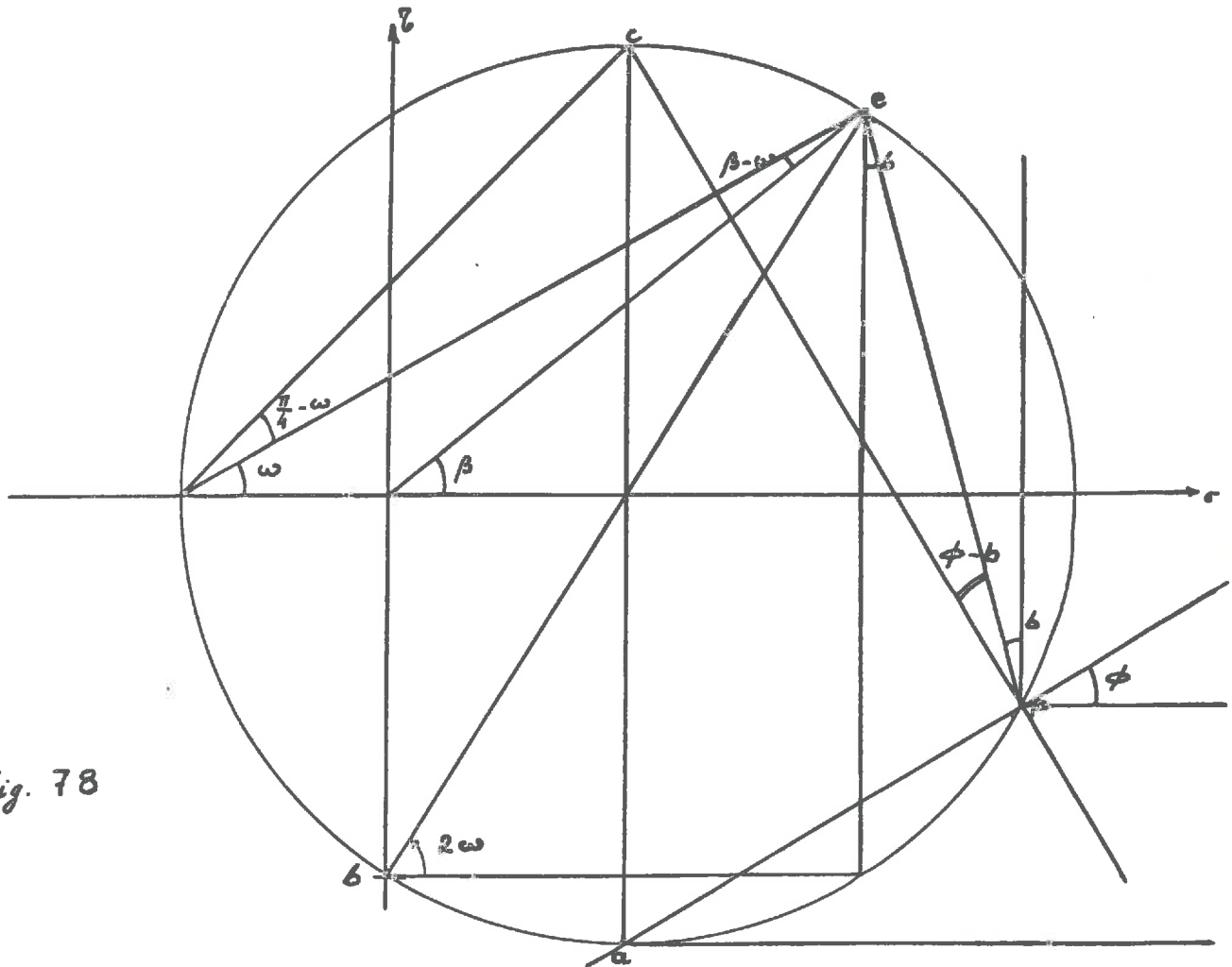
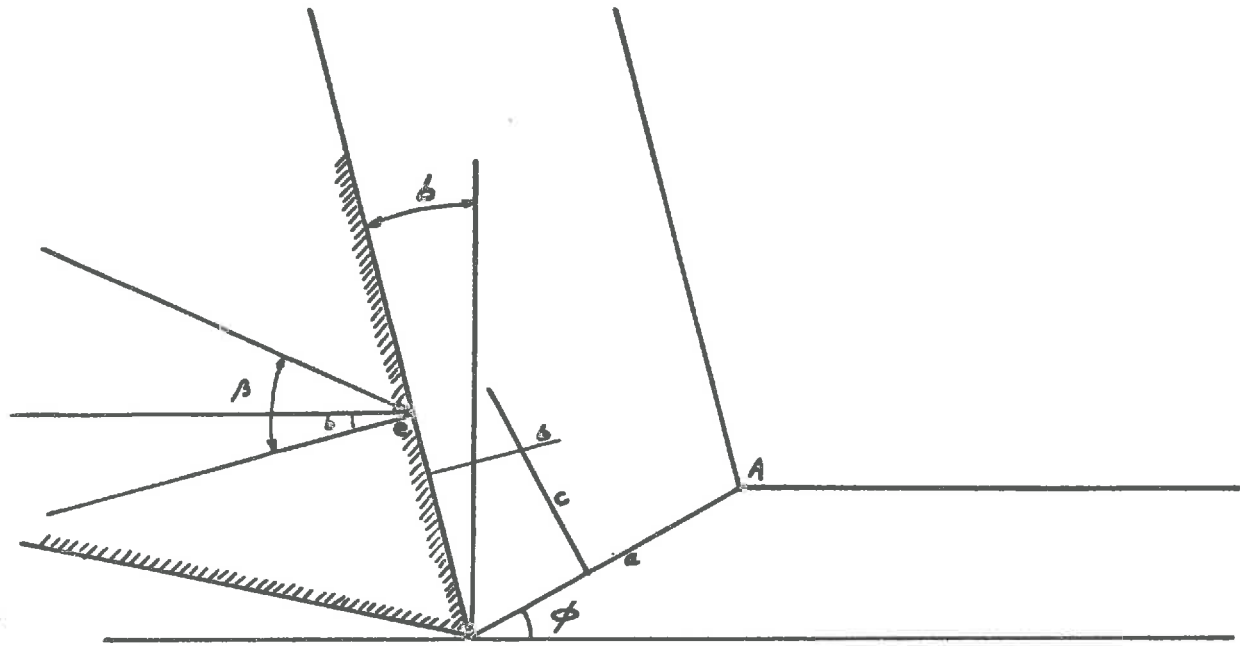


fig. 78

Coupe des métaux

Répartition des contraintes selon Shaw

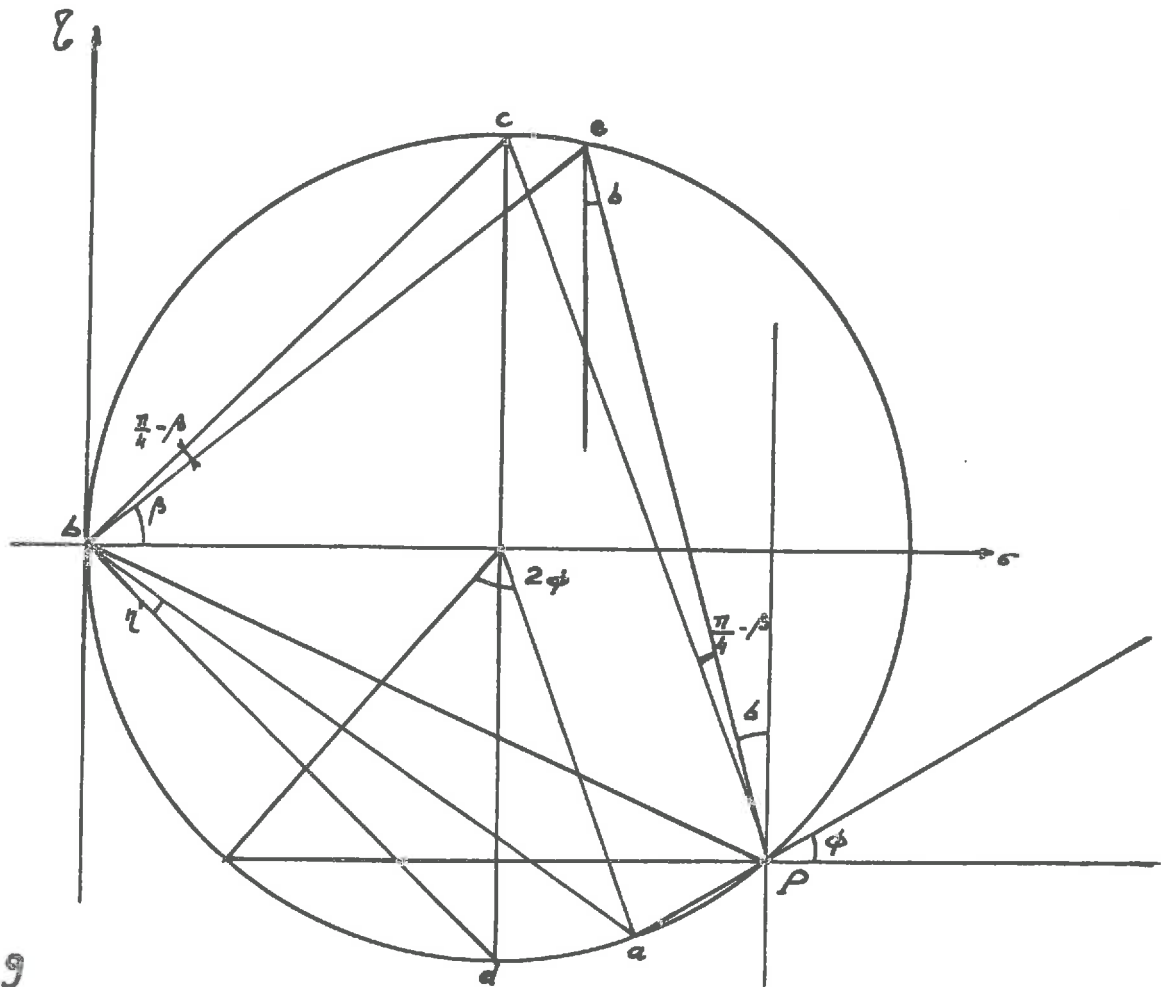
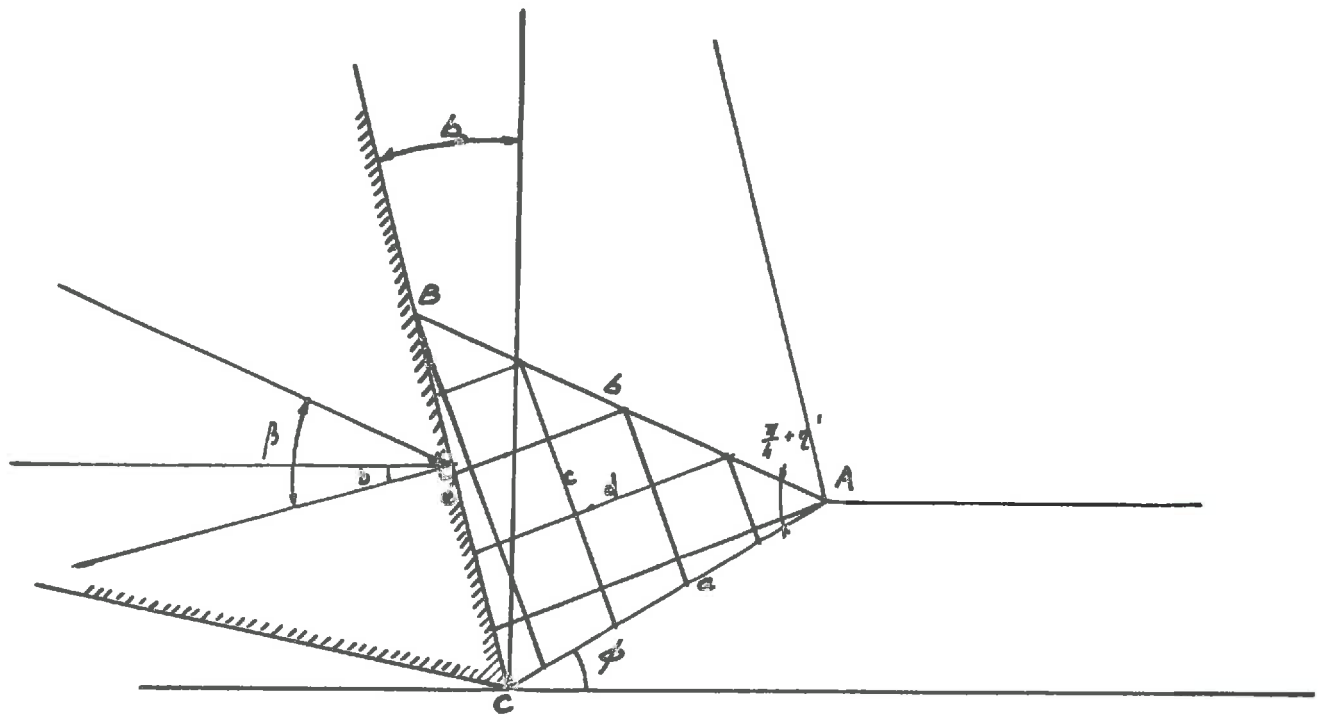


fig. 79

Comportement d'un sol en butée

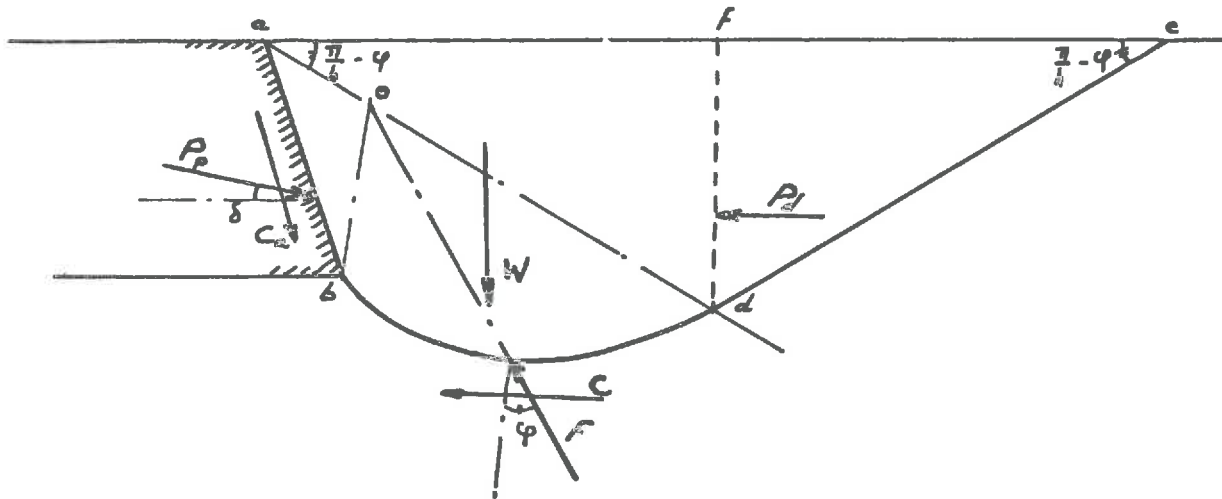
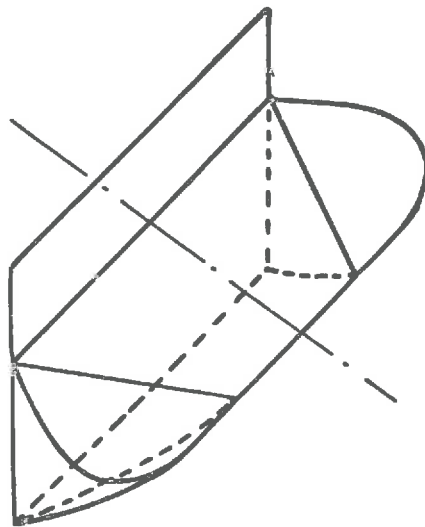


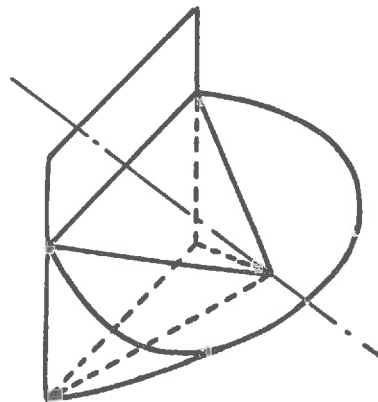
fig. 80.

Etude de Payne.

Coin de terre soulevé par déplacement
d'un outil plan vertical



outil large



outil étroit

fig. 81.

Comportement d'un sol , selon Siemens.

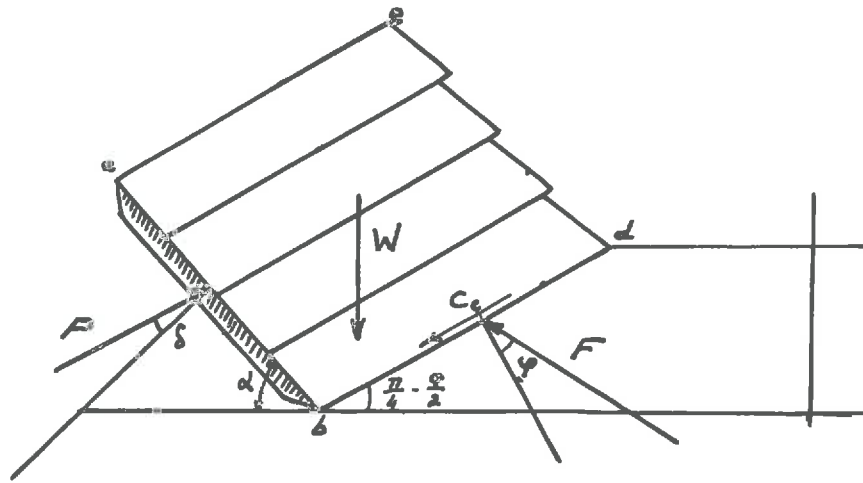


Fig. 82

Expériences de Siemens.

Comportement du sol après plusieurs fissurations

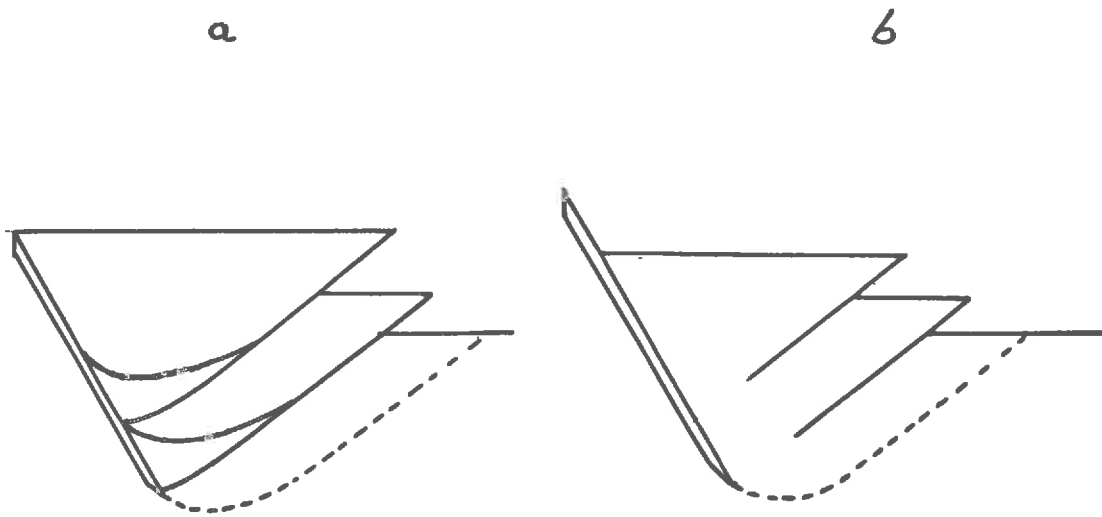


Fig. 83

Expériences de Siemens
Action d'un outil vertical

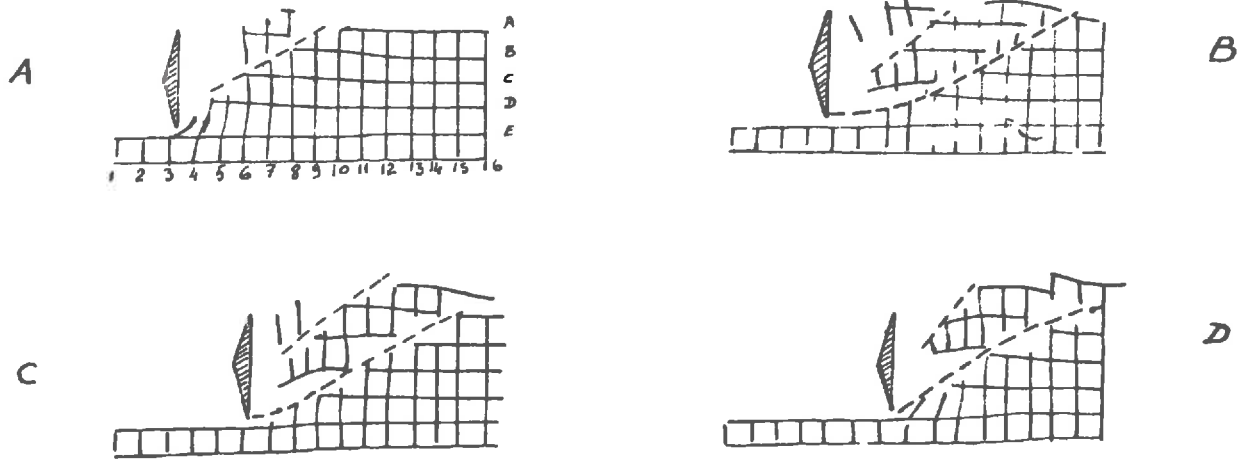


fig 84.

Action d'un outil incliné

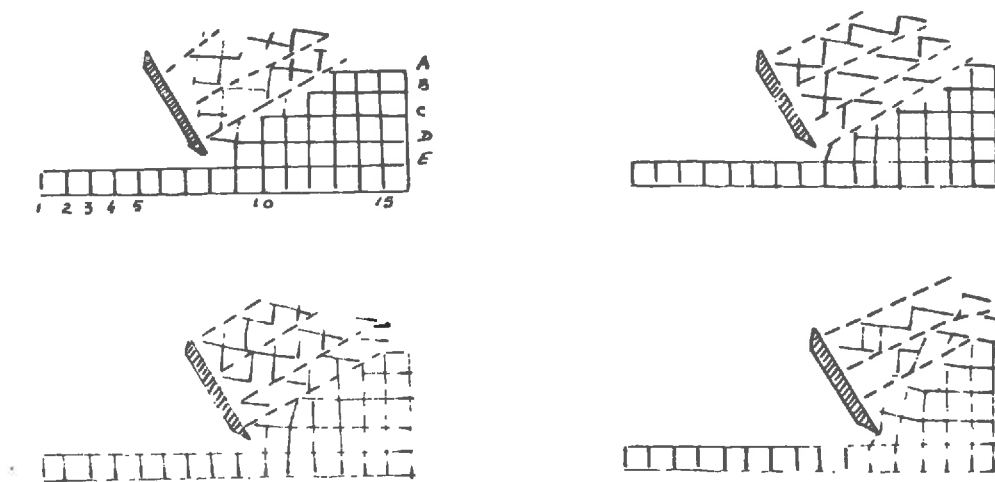


fig. 85.

Expériences de Siemens.

Trajectoires relatives des points

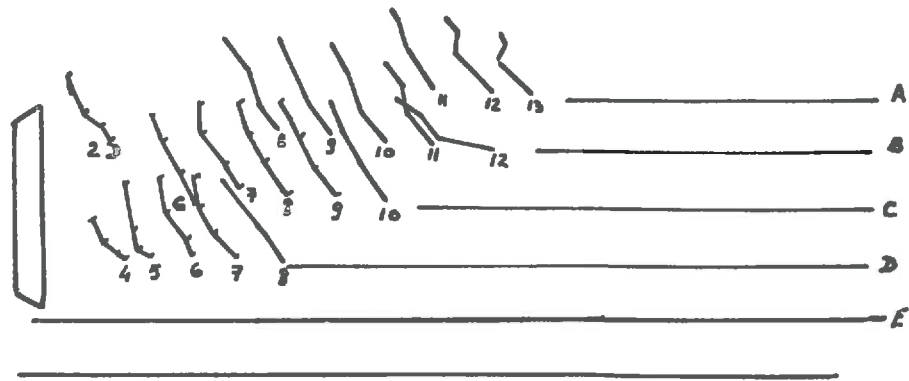


fig. 86.

Variations de l'angle β

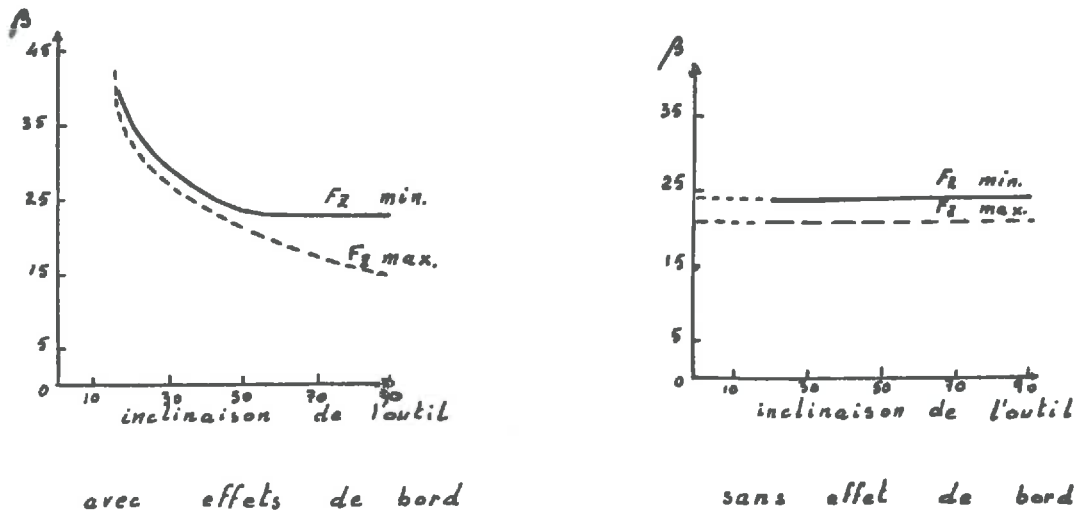


fig. 87.

Expériences de Siemens.

Variation de la résultante P avec l'inclinaison de l'outil

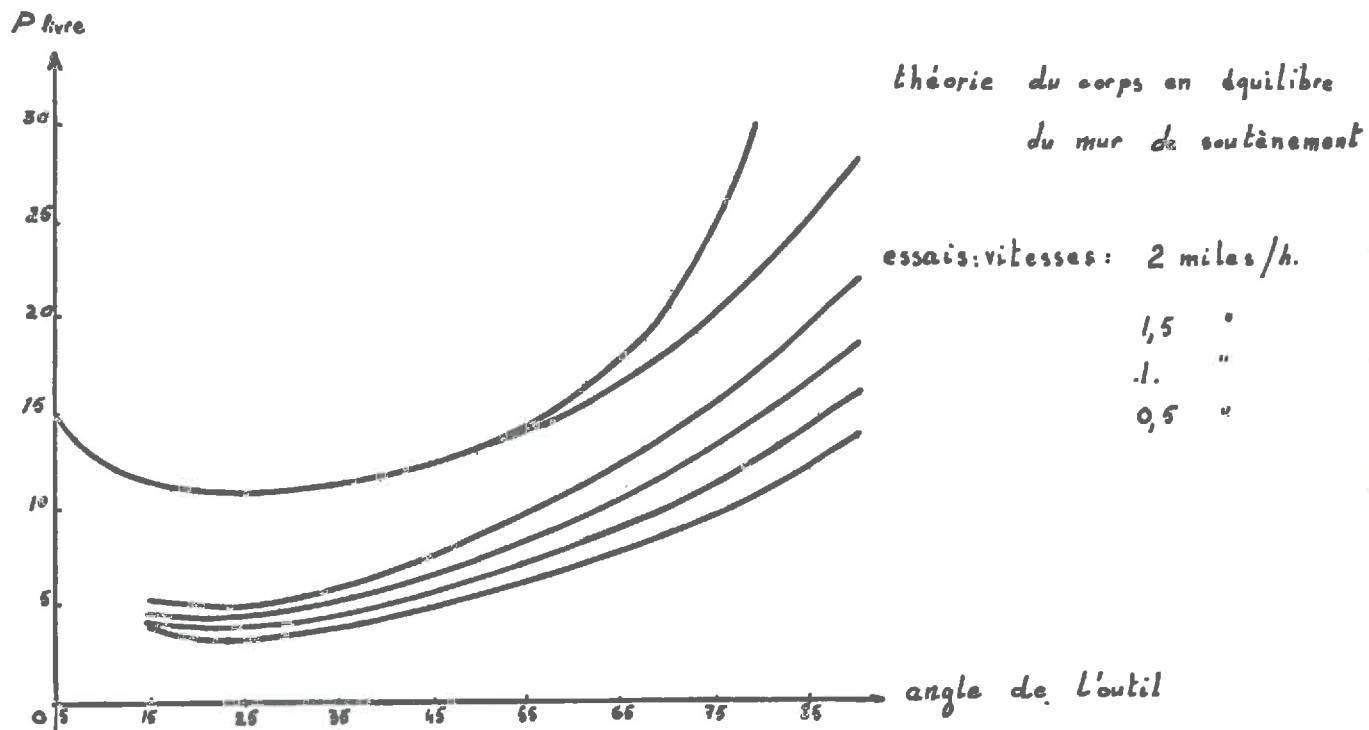


fig. 88.

Caractéristiques géométriques de l'outil

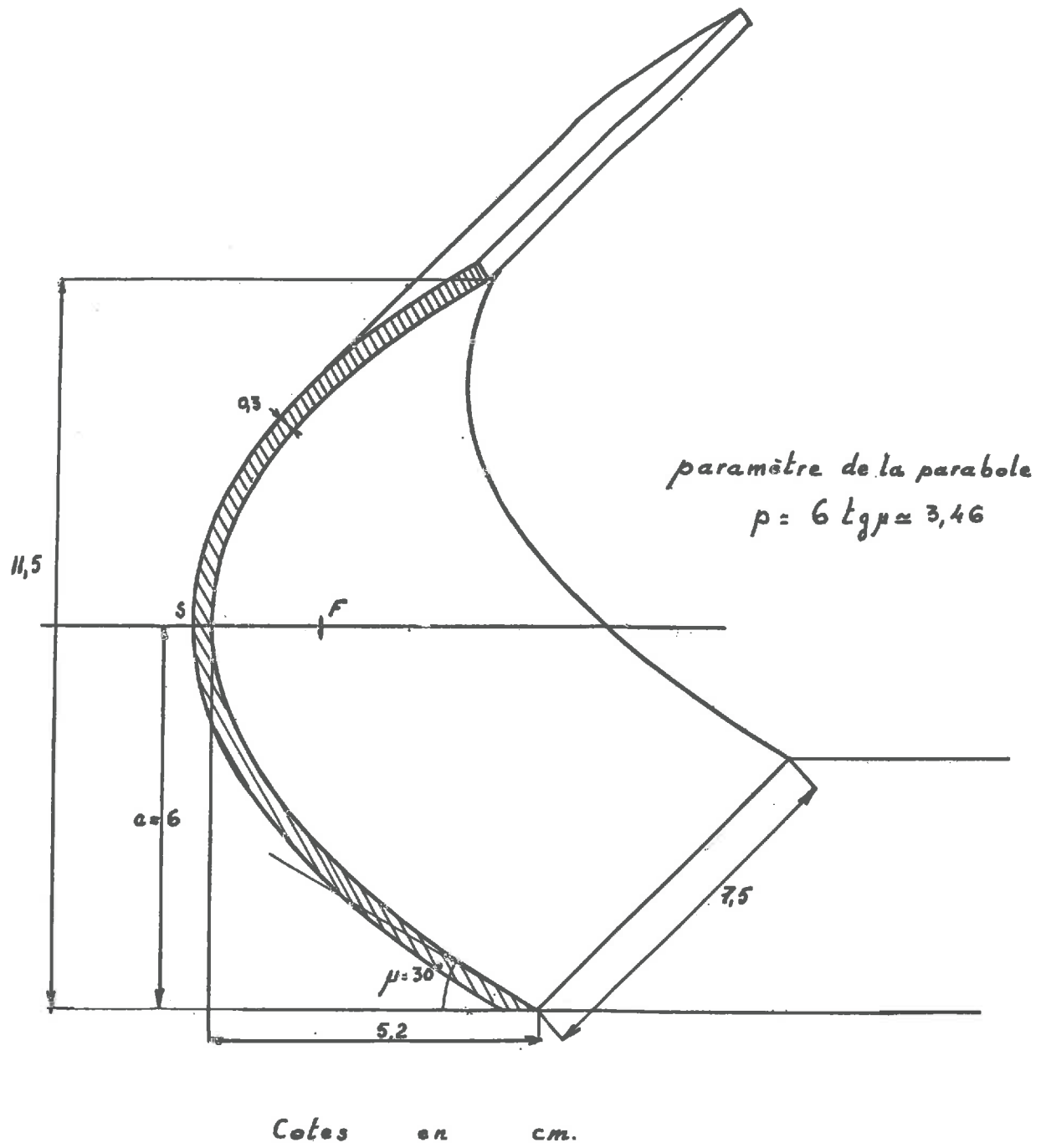


fig. 89

Dispositif expérimental.

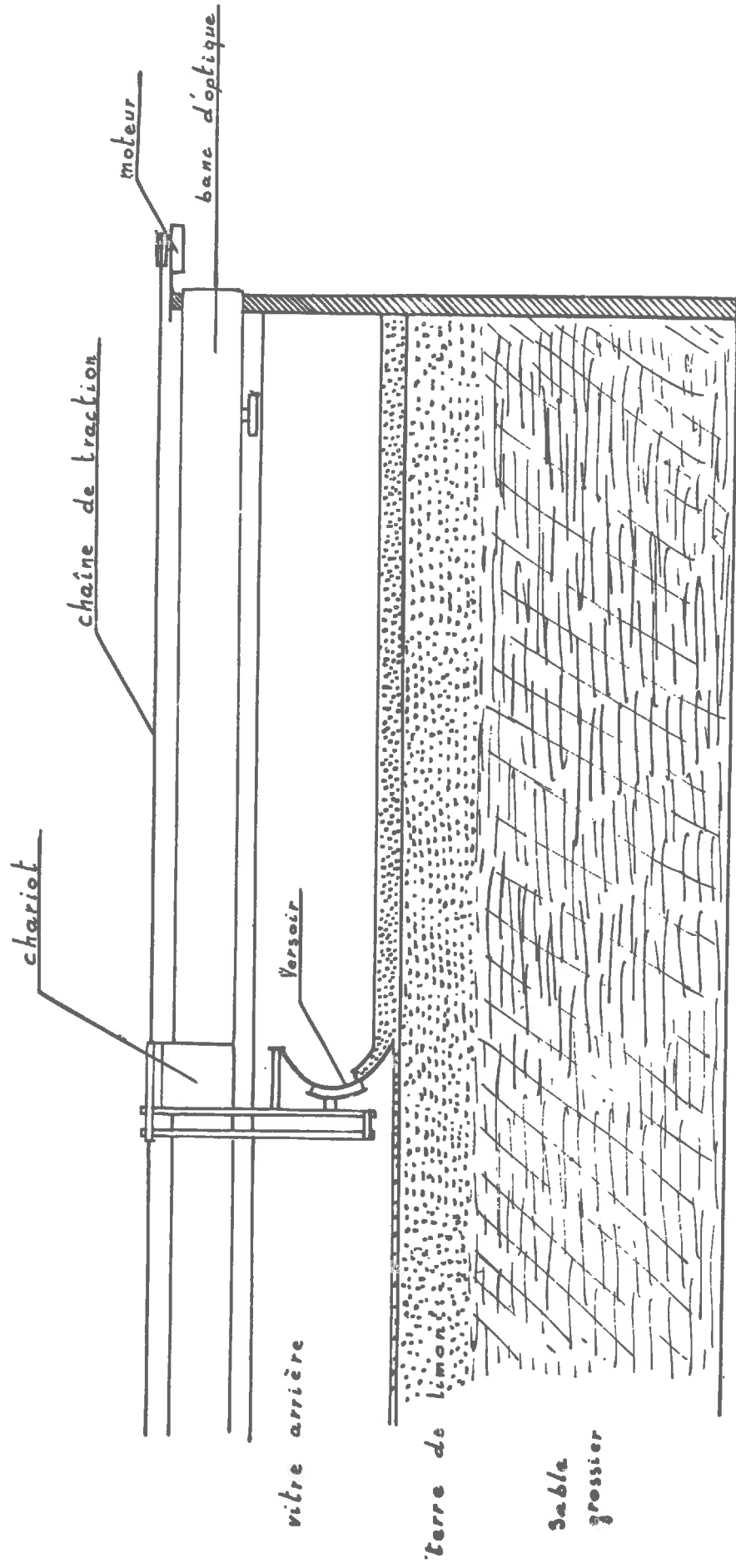


fig. 90

Courbes Proctor

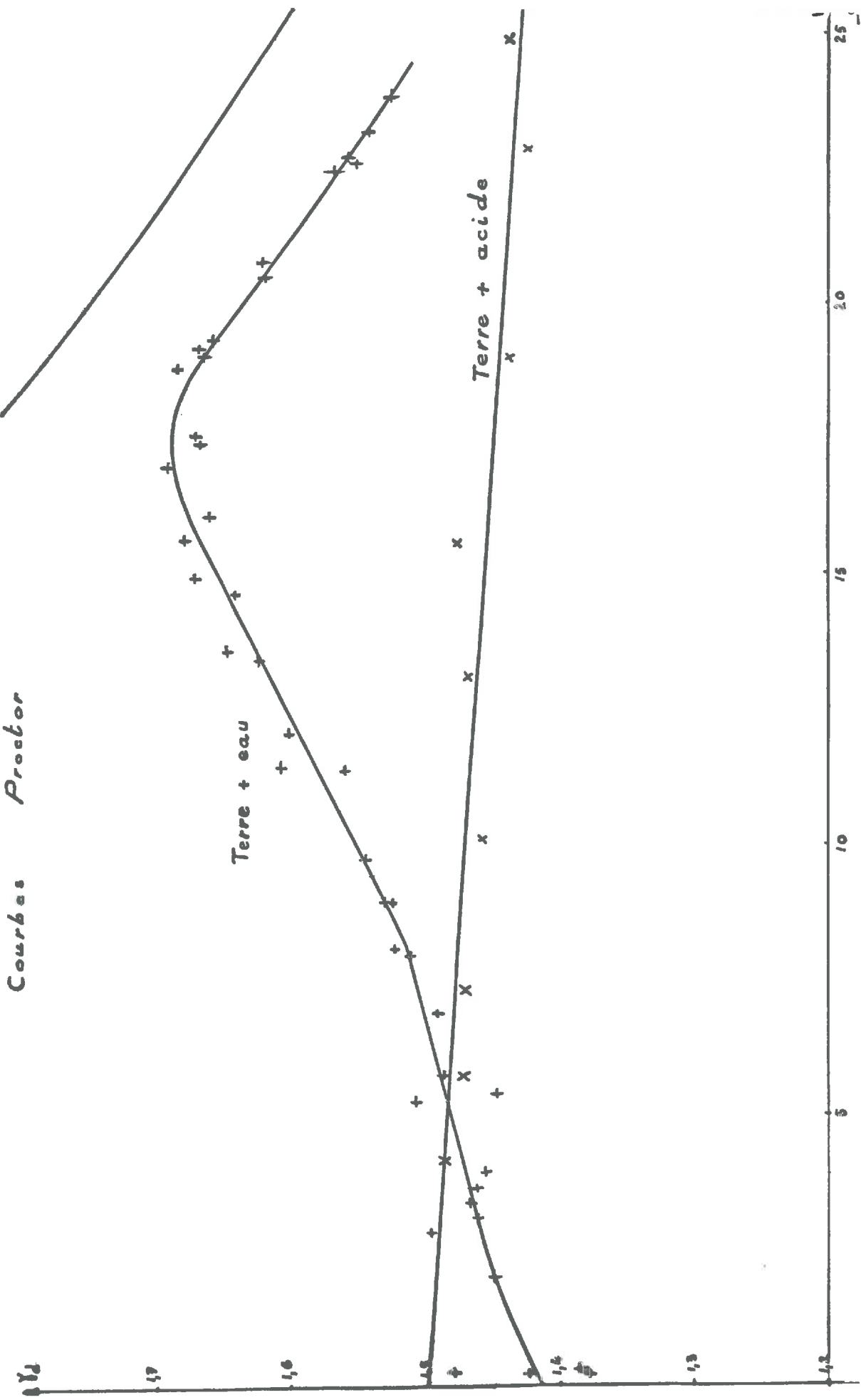


fig. 31.

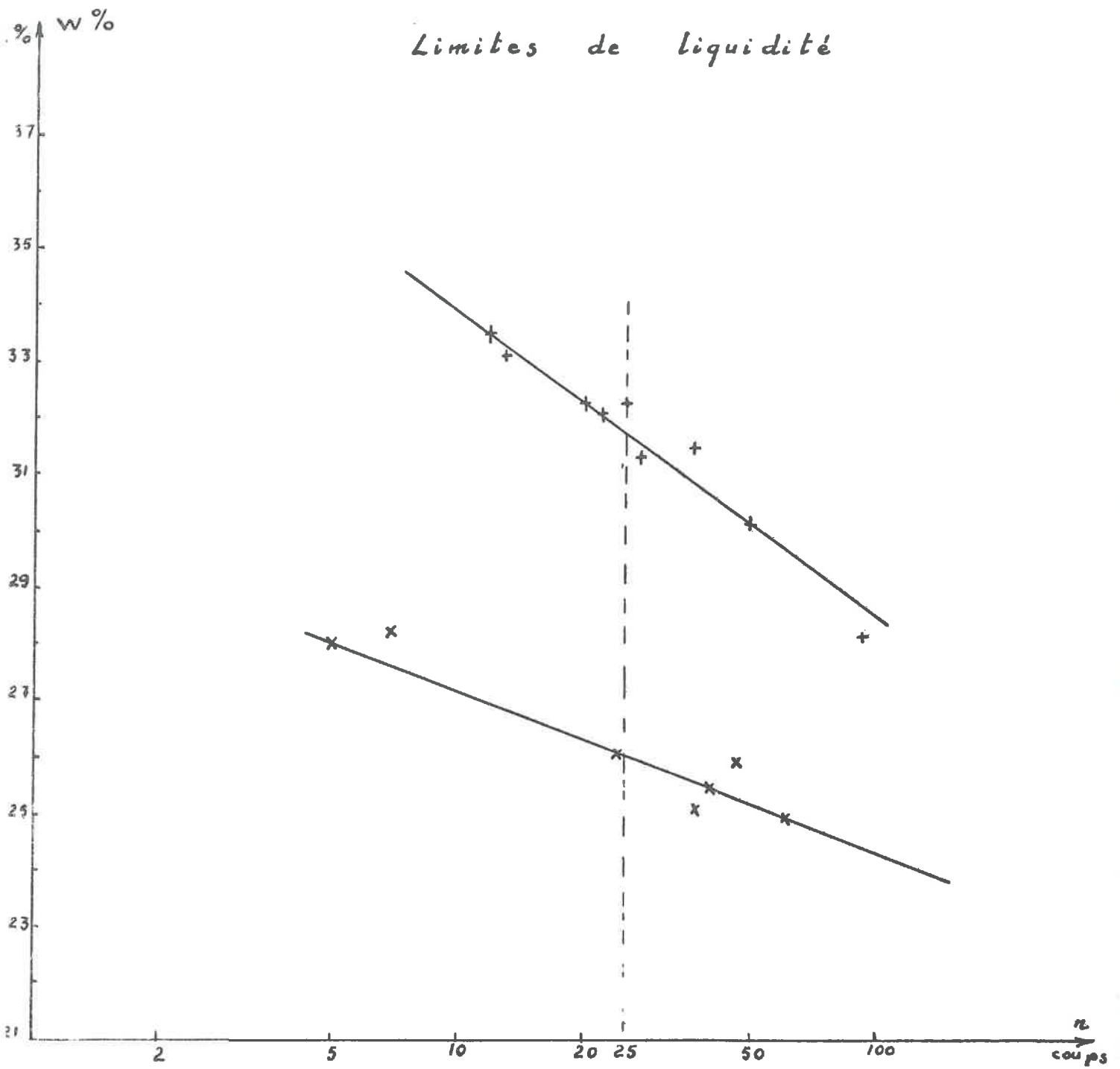


fig. 92

Courbes de compression simple

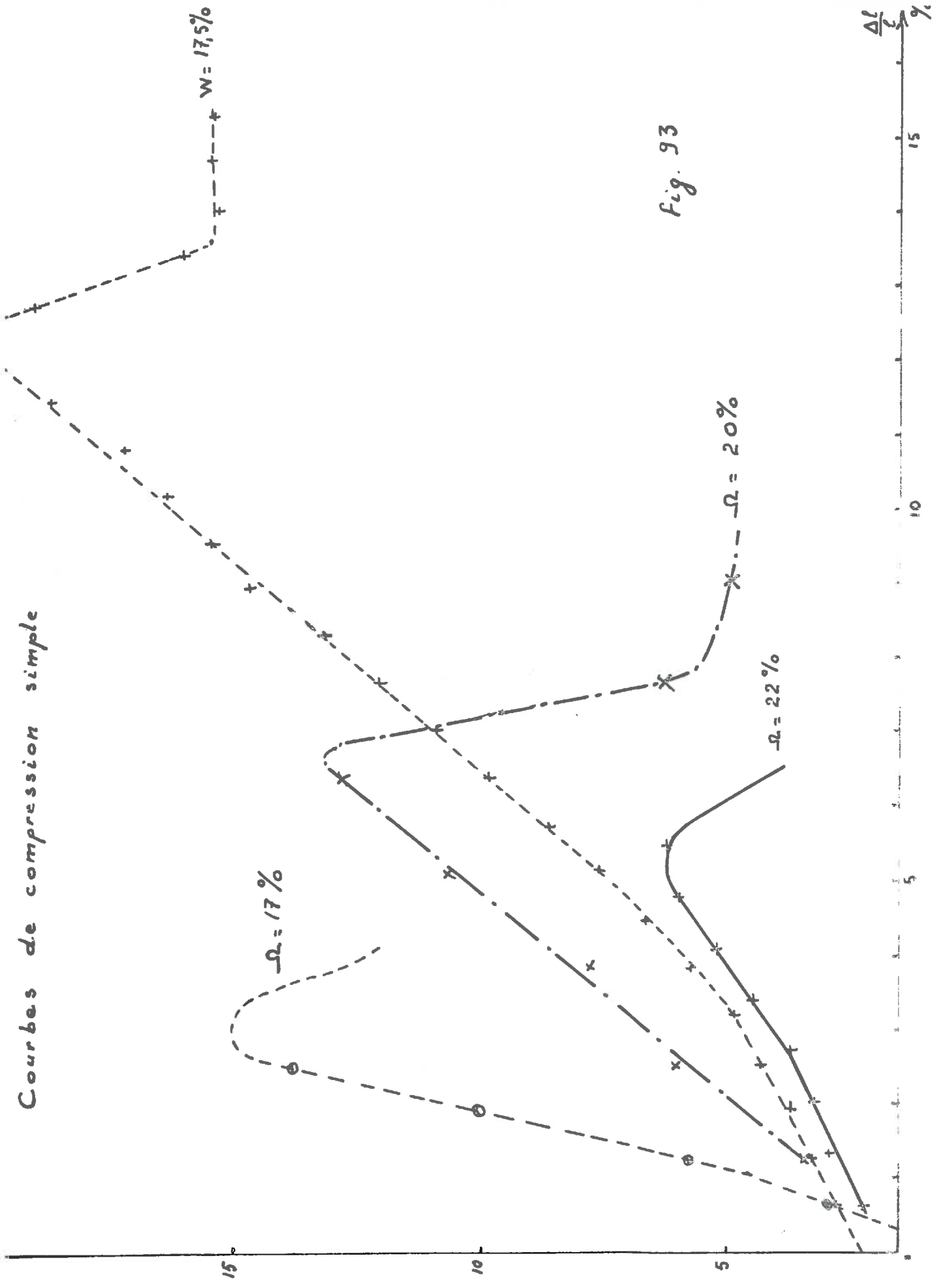


Fig. 93

Compression monoaxiale : $\Omega = 17\%$

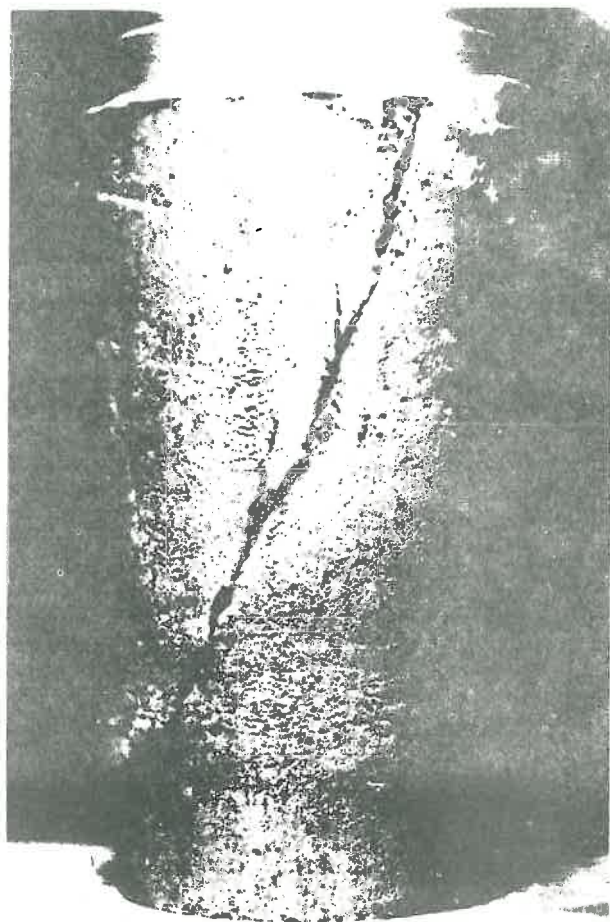


fig. 936.

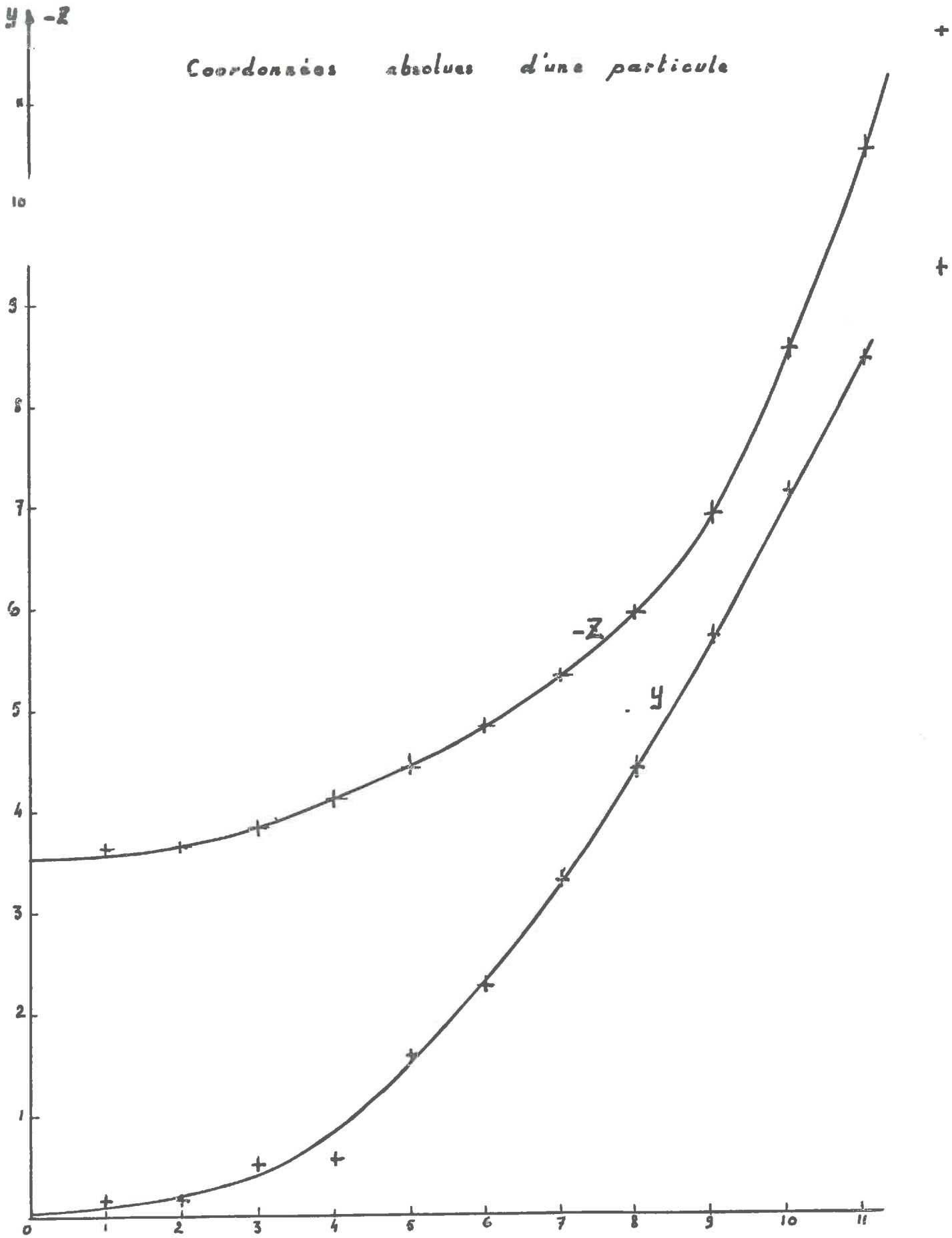


Fig. 94

Trajectoire absolue de la particule

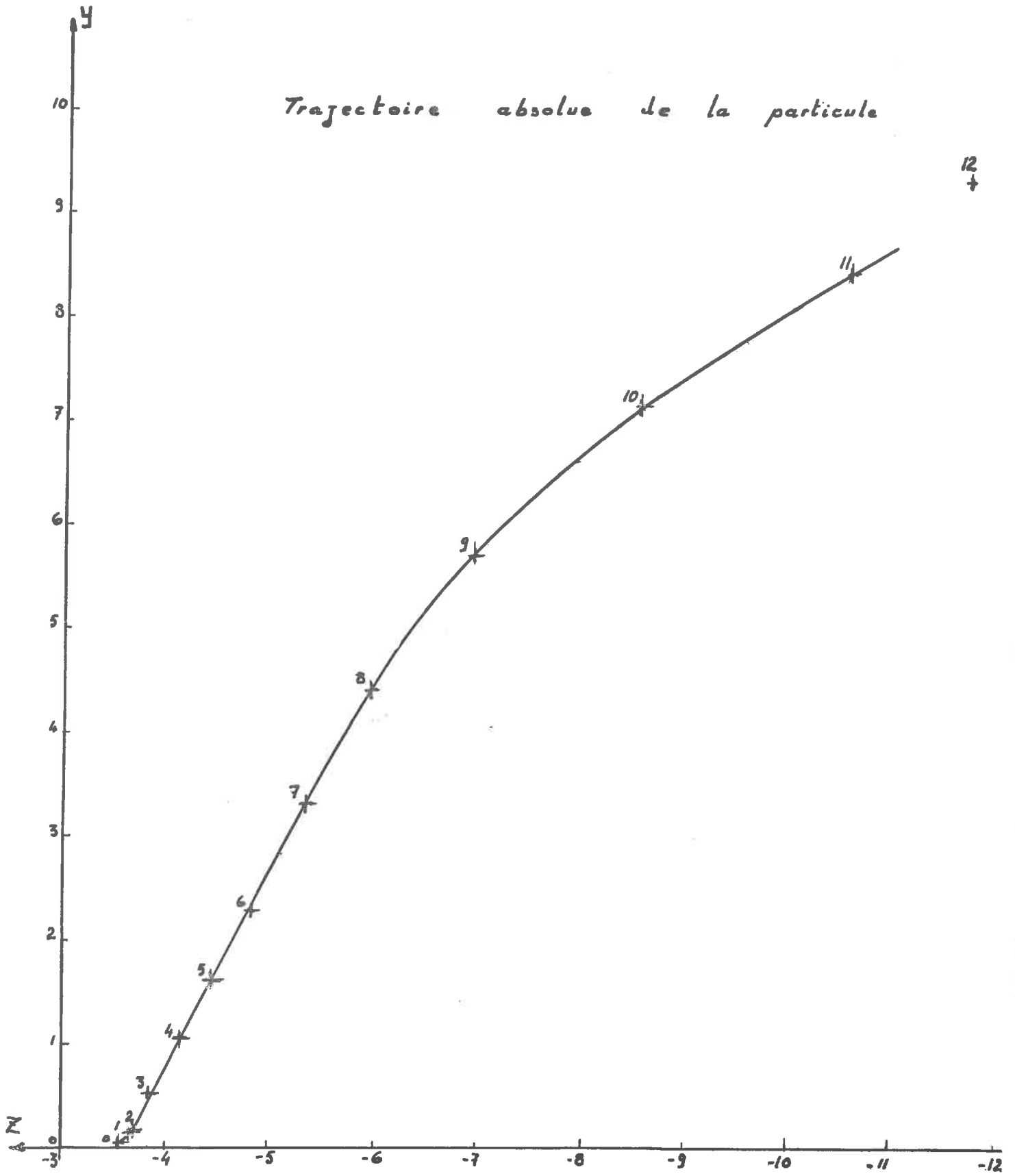


fig. 95

Fissuration au sommet de l'outil.

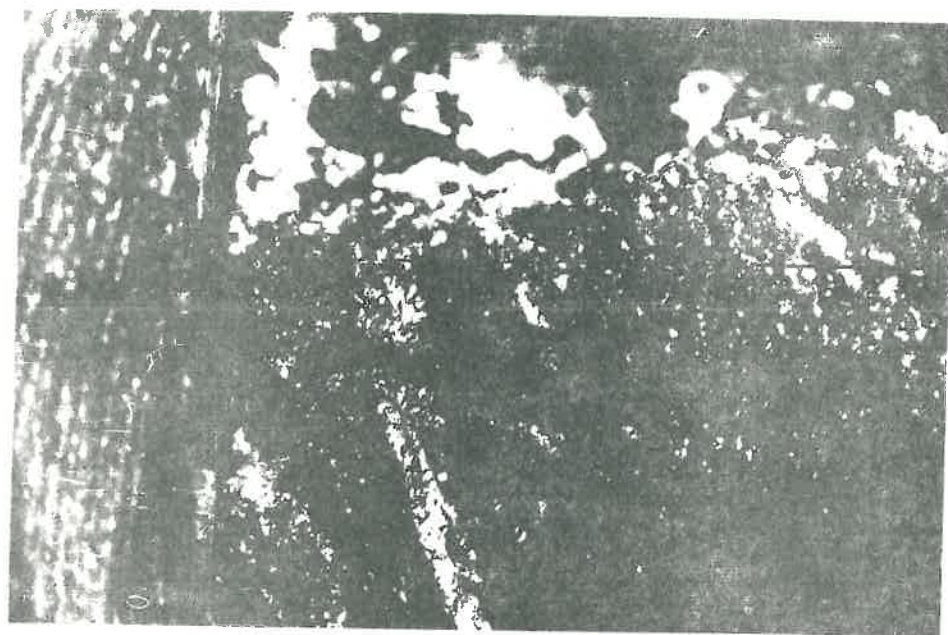


Fig. 96

Comparison des trajectoires expérimentale -----
 et théorique ———

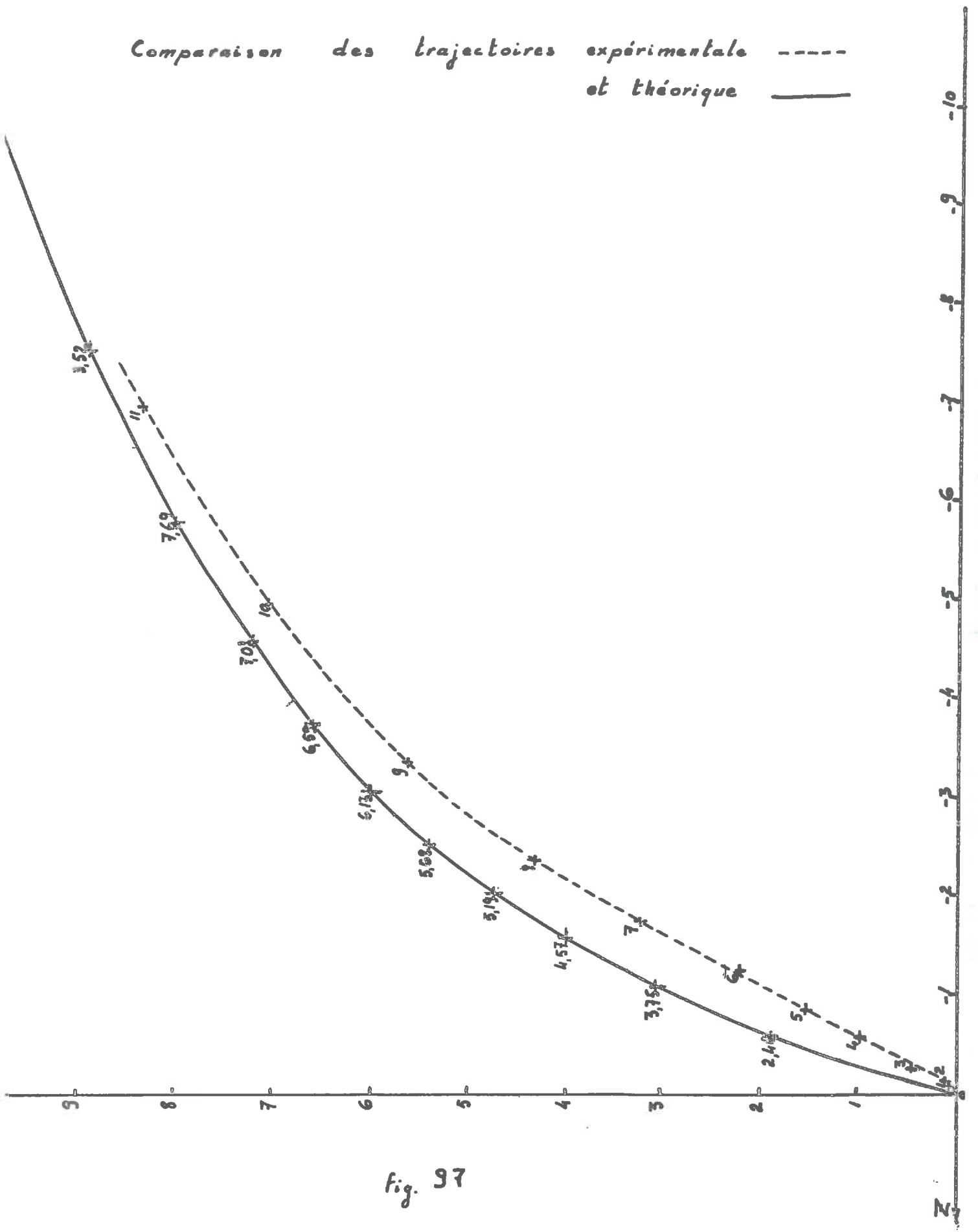


Fig. 97

Conséquences de la contraction sur la
trajectoire de la particule

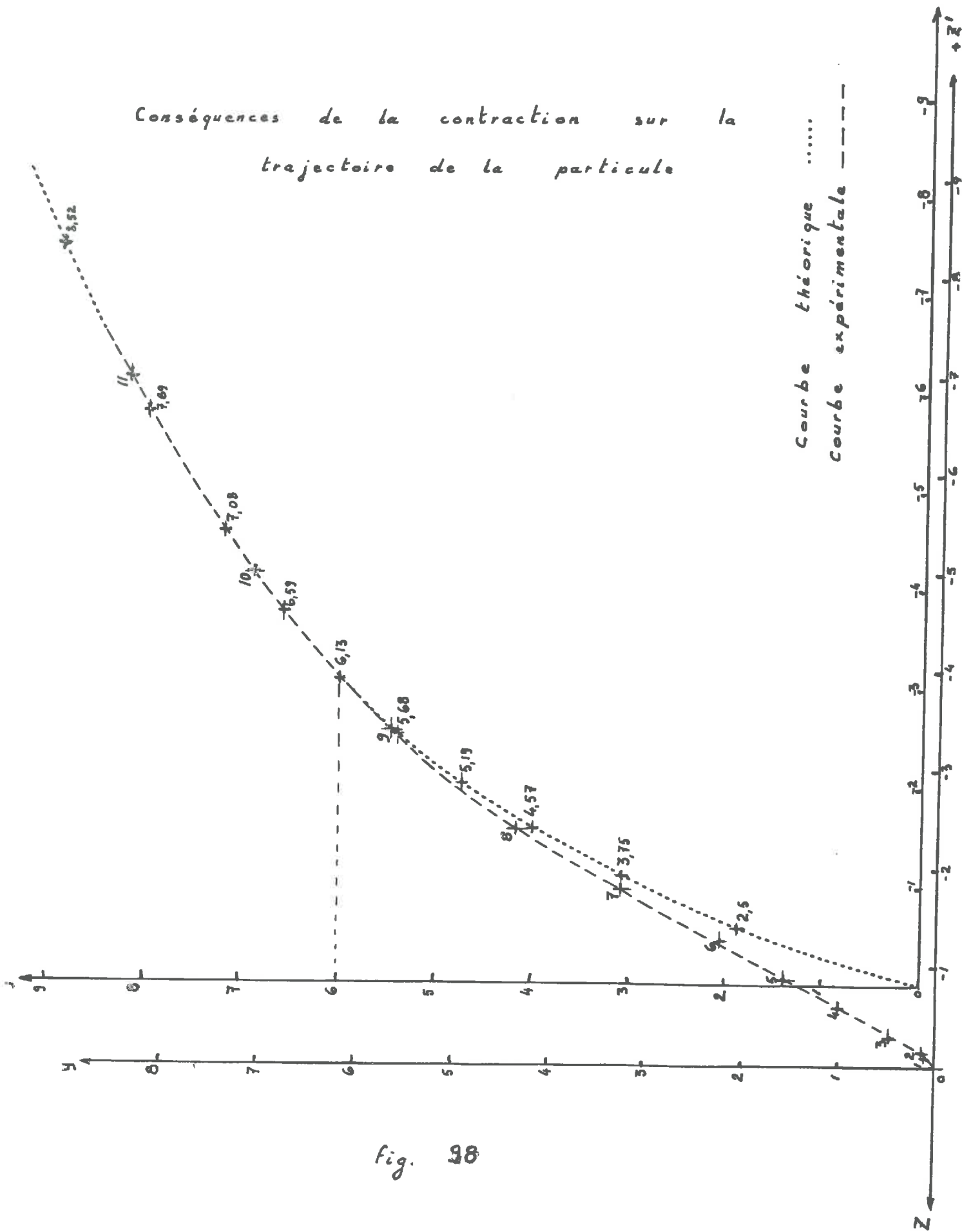
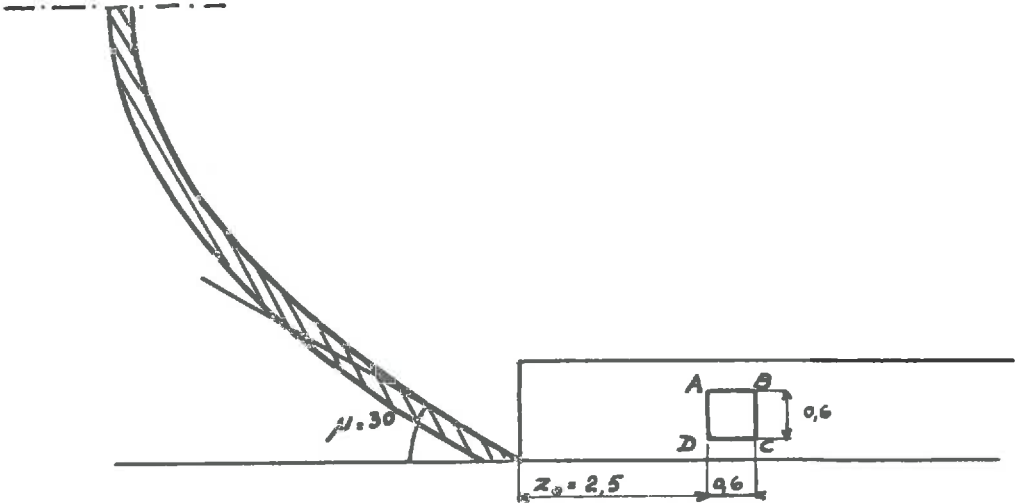


fig. 28

Régime transitoire

Position initiale des repères



Echelle : 1

Fig 99

Régime transitoire

Variation des déformations

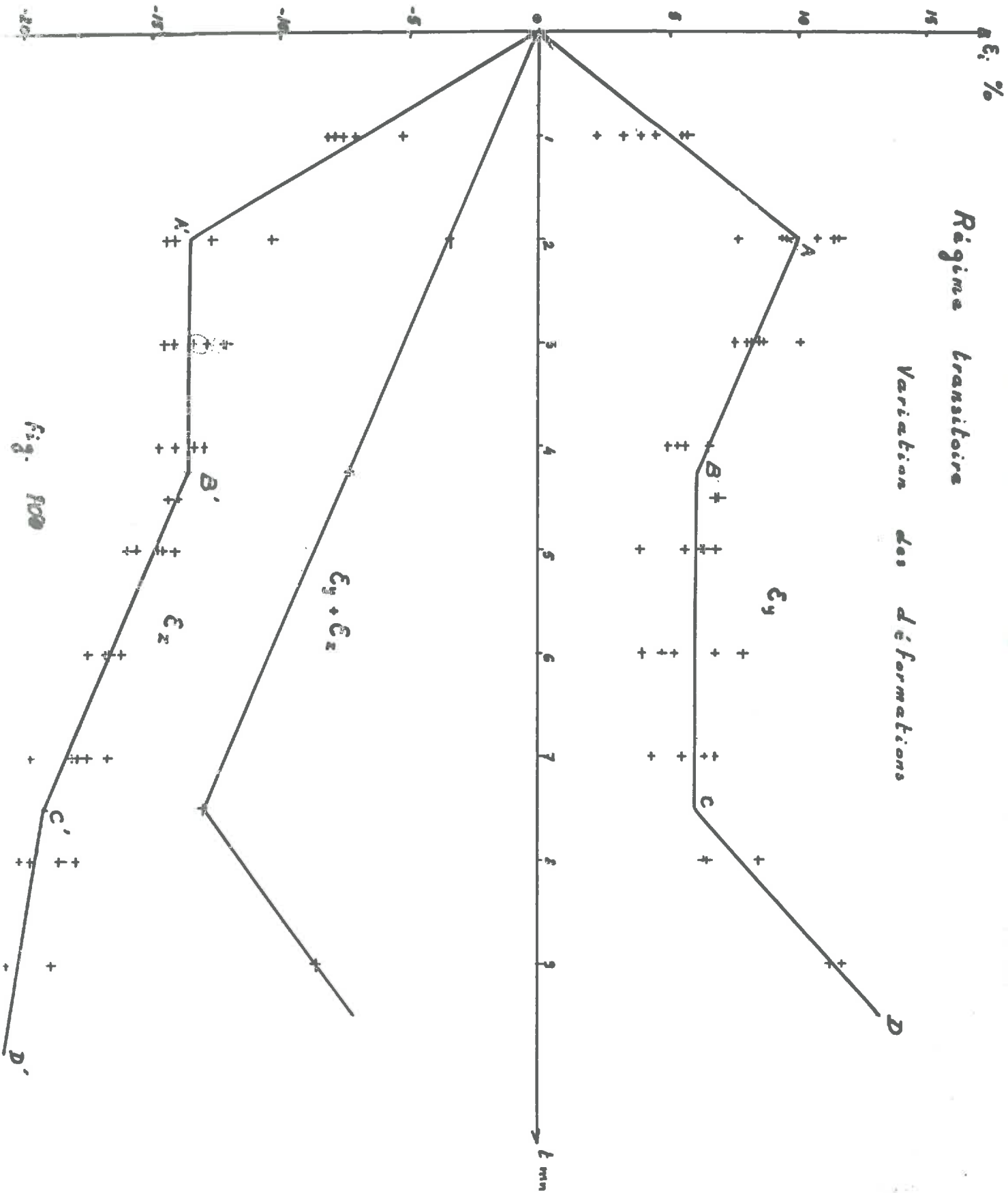


Fig. 100

Régime transitoire

Variation relative de la surface

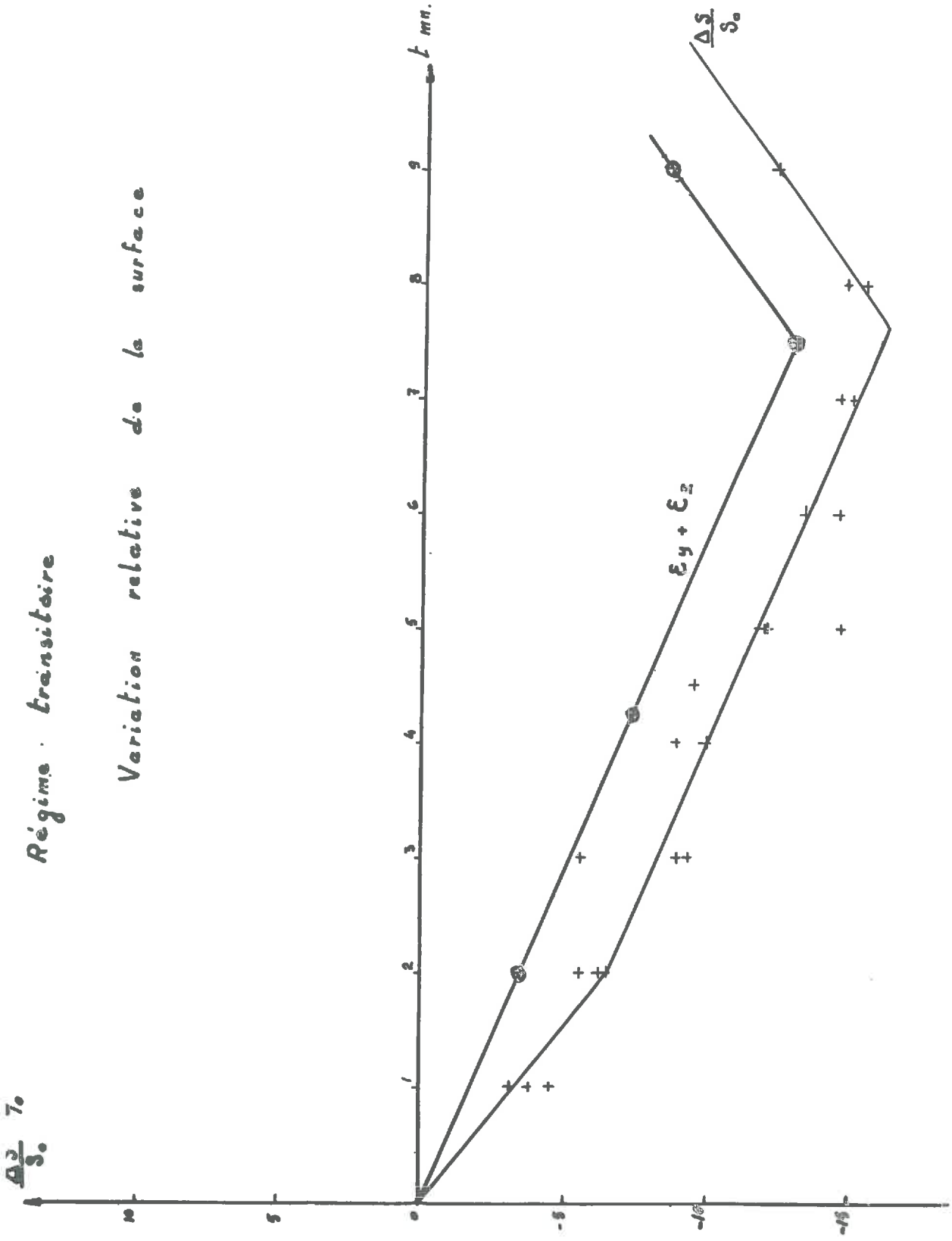


Fig. 101.

Régime transitoire : Variation de la distorsion

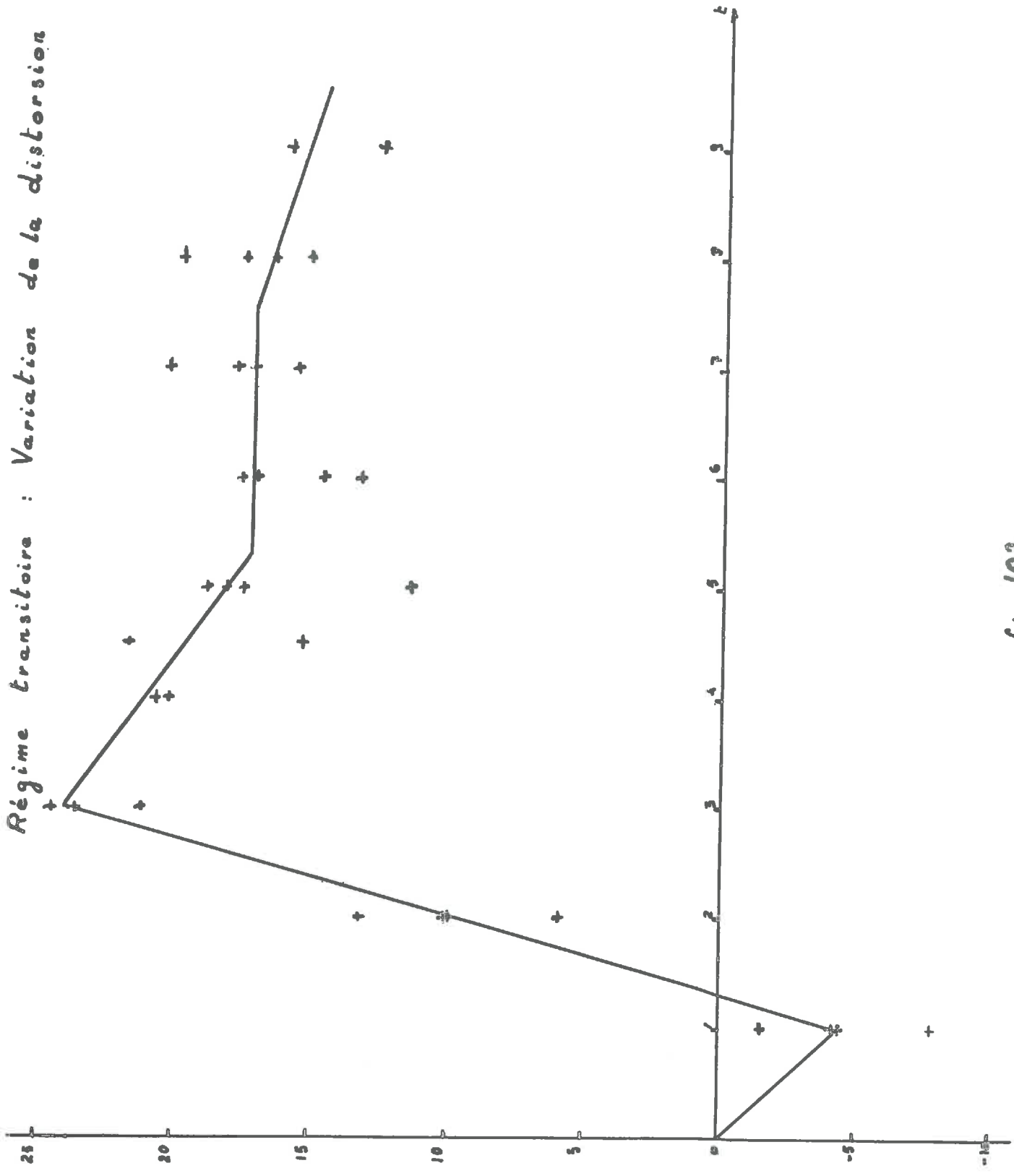


Fig. 102

Régime transitoire:
 Décomposition théorique des vitesses de transformation.

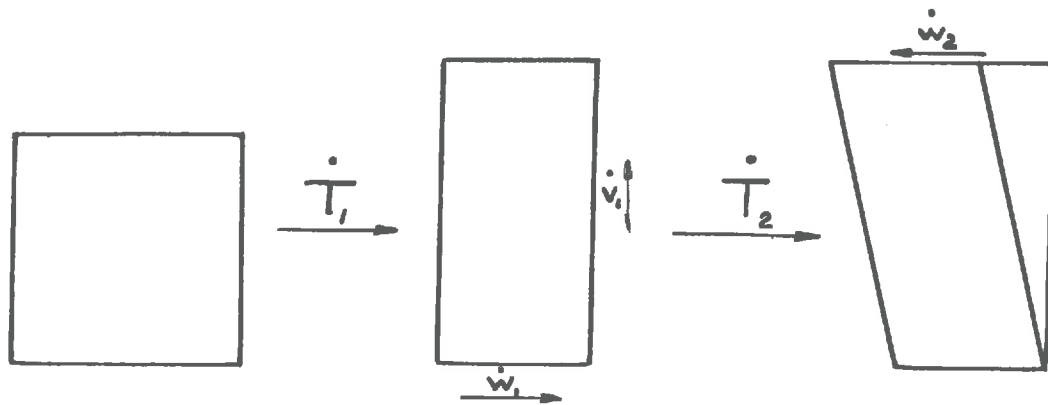


Fig. 103

Etude de \dot{D} : Etat des vitesses de déformations
 $0 < t < 1 \text{ mn.}$

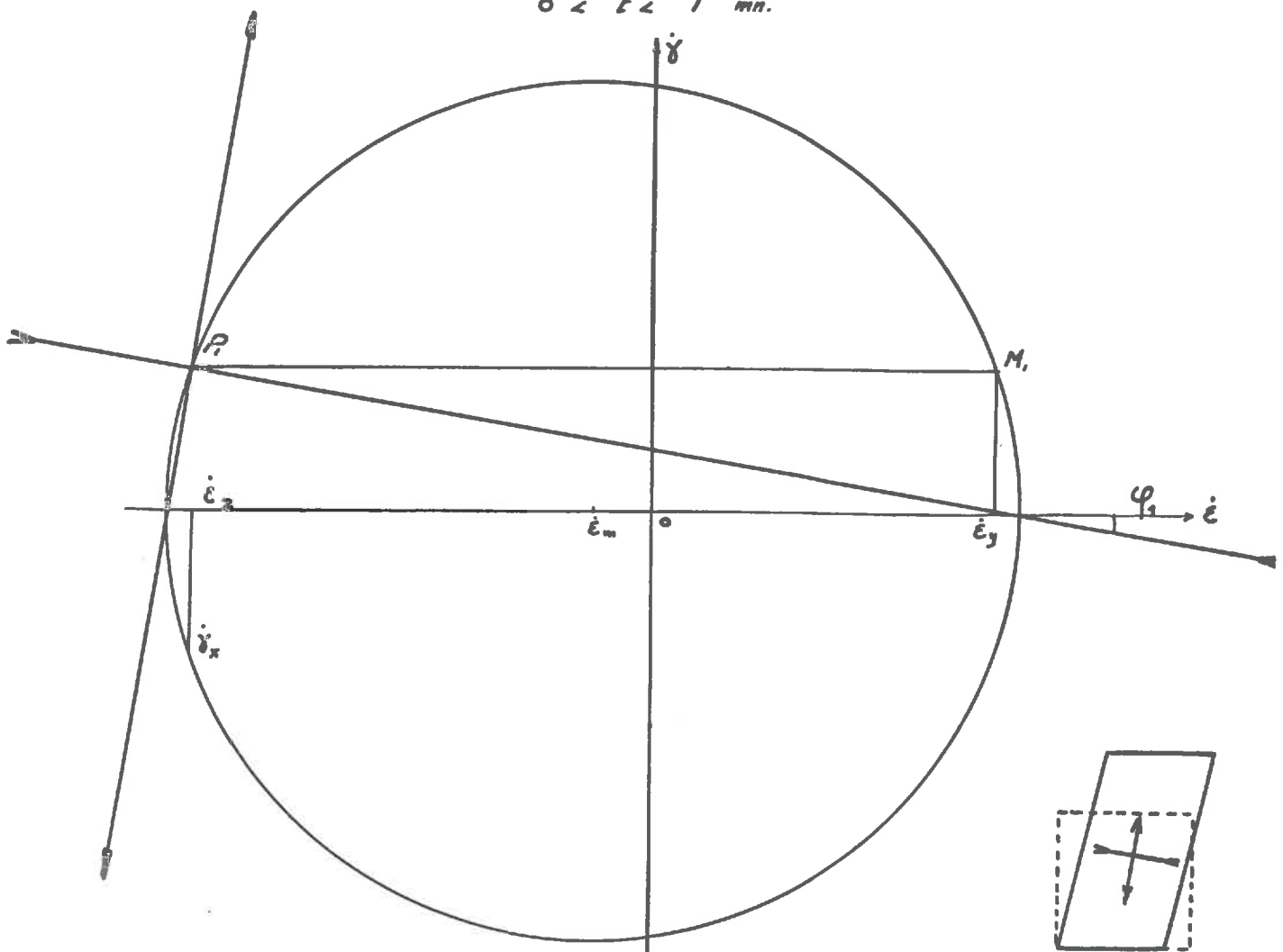


Fig. 104

Régime transitoire:

Étude de \dot{D} : Etat des vitesses de déformation

$1 < t < 2 \text{ mn.}$

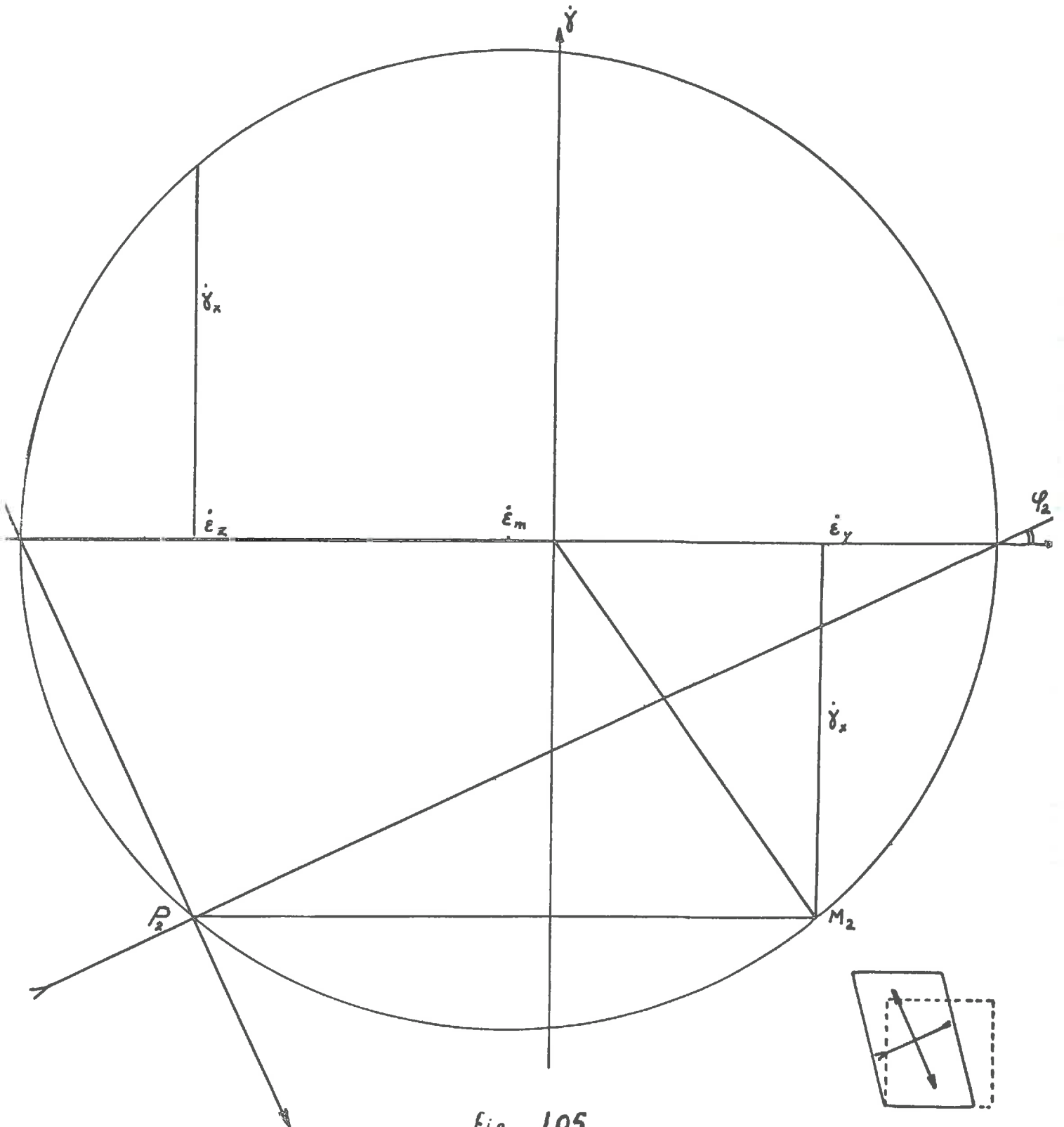


Fig. 105

Régime transitoire:

étude de \dot{D} : Etat des vitesses de déformation

$2 < t < 3$ mn.

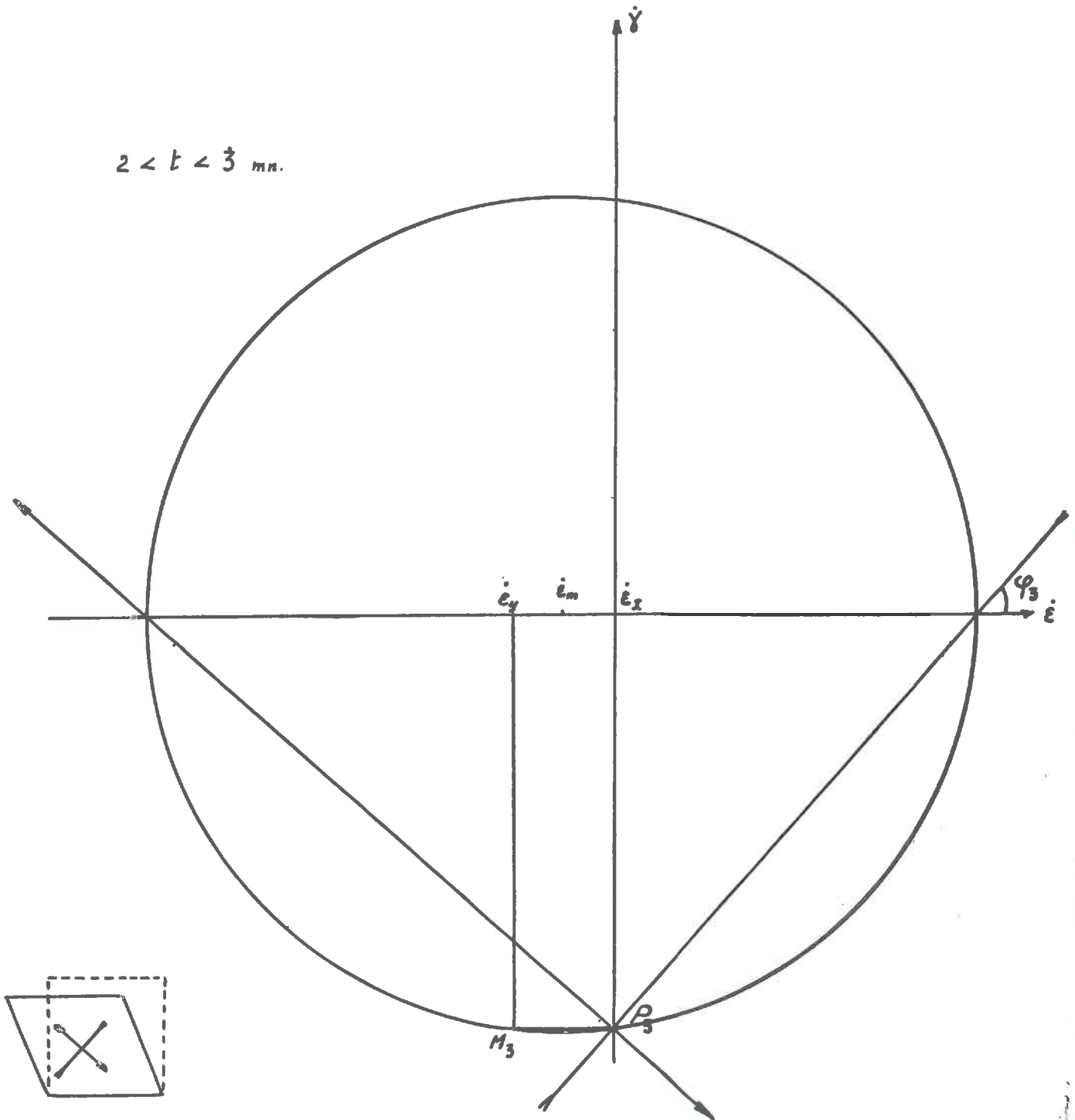


fig. 106

Régime transitoire:

Etude de \dot{D} : Etat des vitesses de déformation

$3 < t < 4 \text{ mn. } 15$

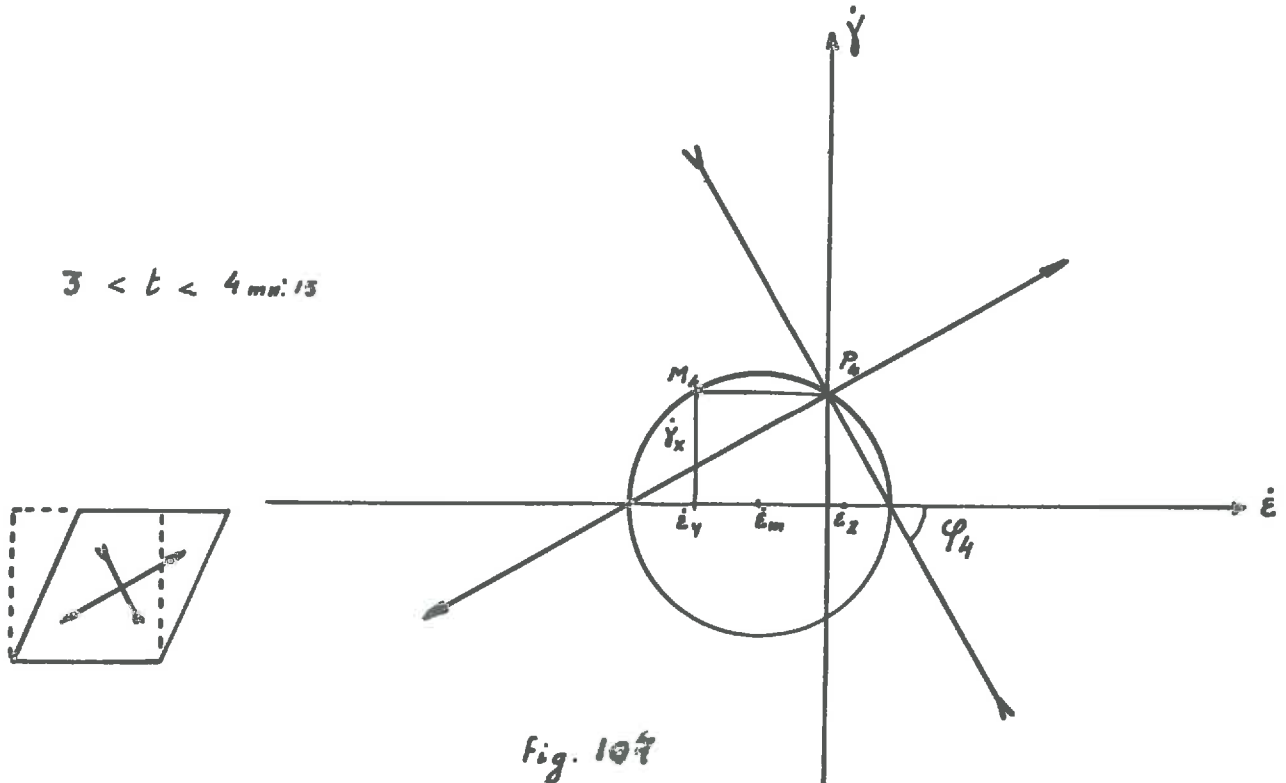


Fig. 107

$4 \text{ mn. } 15 < t < 5 \text{ mn. } 15$

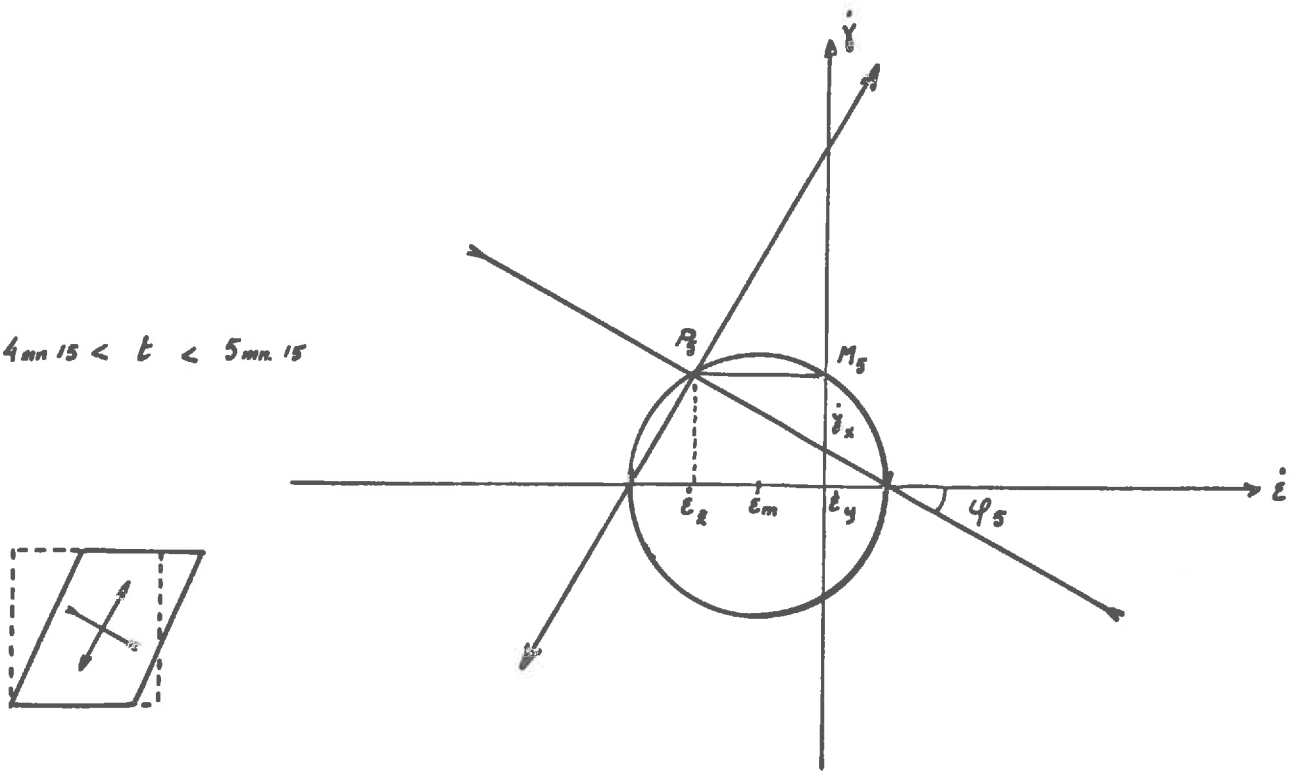


Fig. 108

Régime transitoire:

Etude de \dot{D} : Etat des vitesses de transformation.

5.15 < t < 7 mn. 30

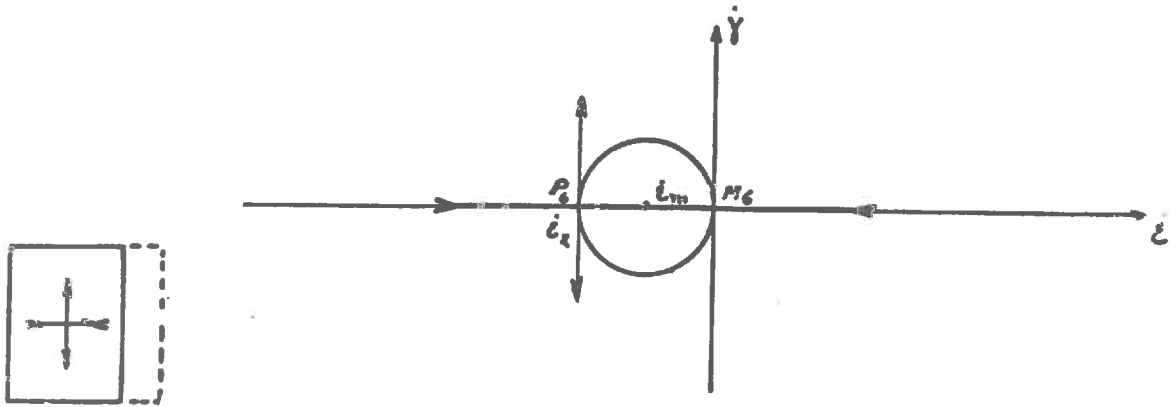


Fig. 109

$t > 7 \text{ mn. } 45$

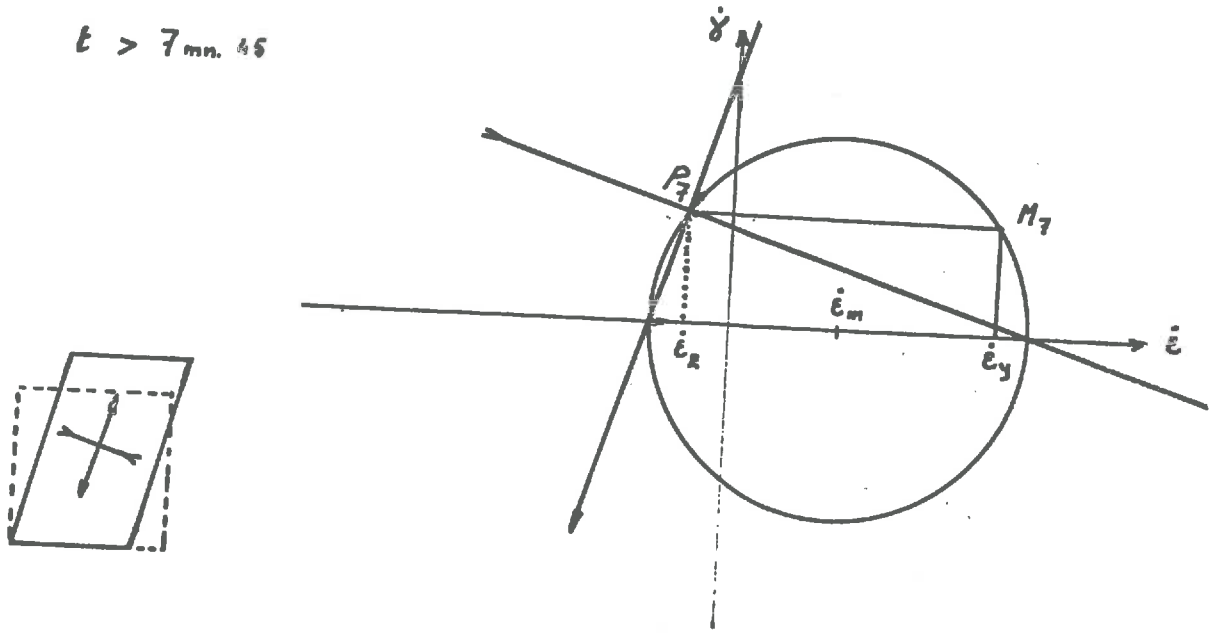


Fig. 110

Régime transitoire:

Etude de \dot{T} : Directions principales et pôles.

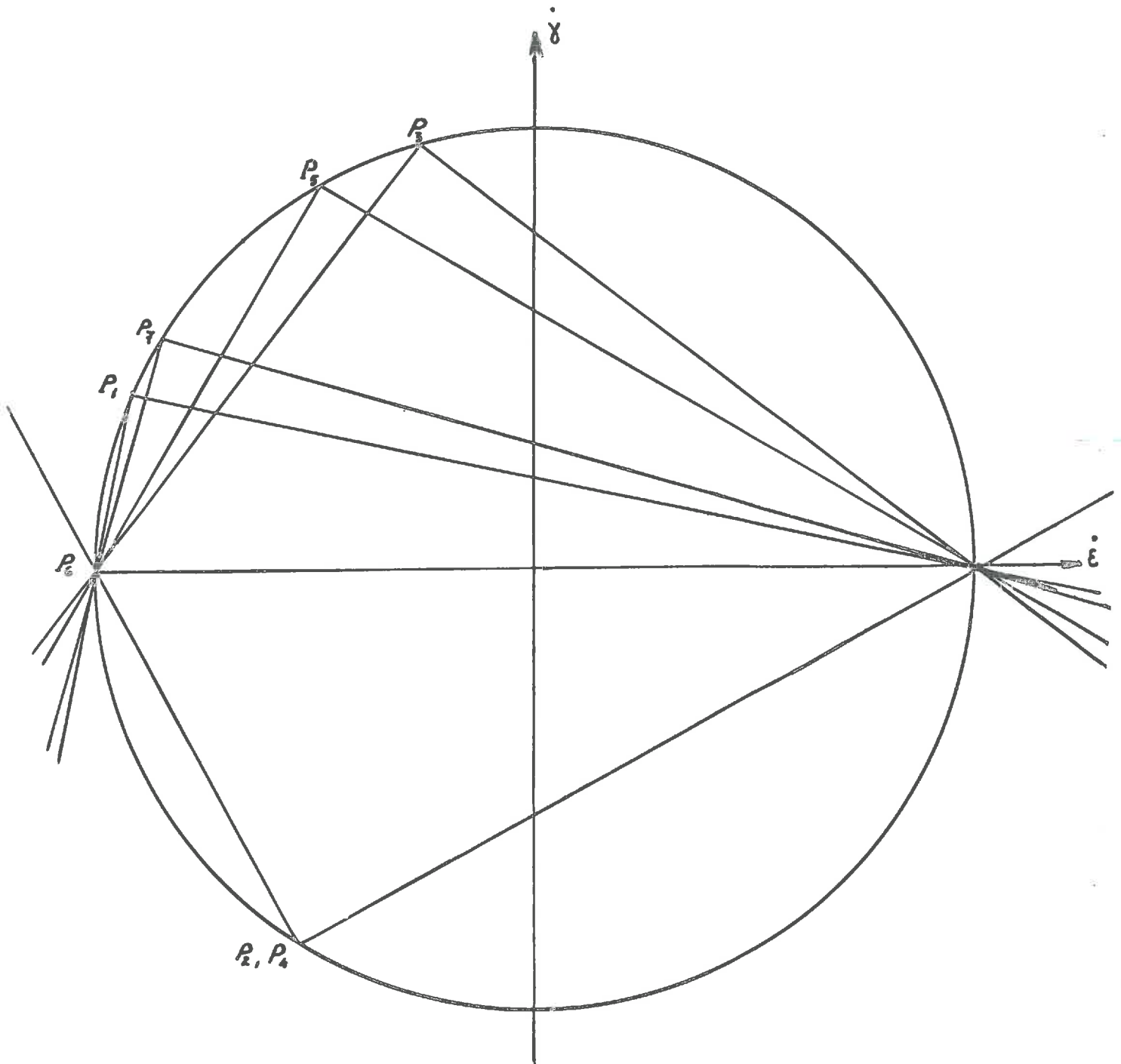


fig. III

Régime permanent. Phase 'pré-soc'. Contraction de AB et CD

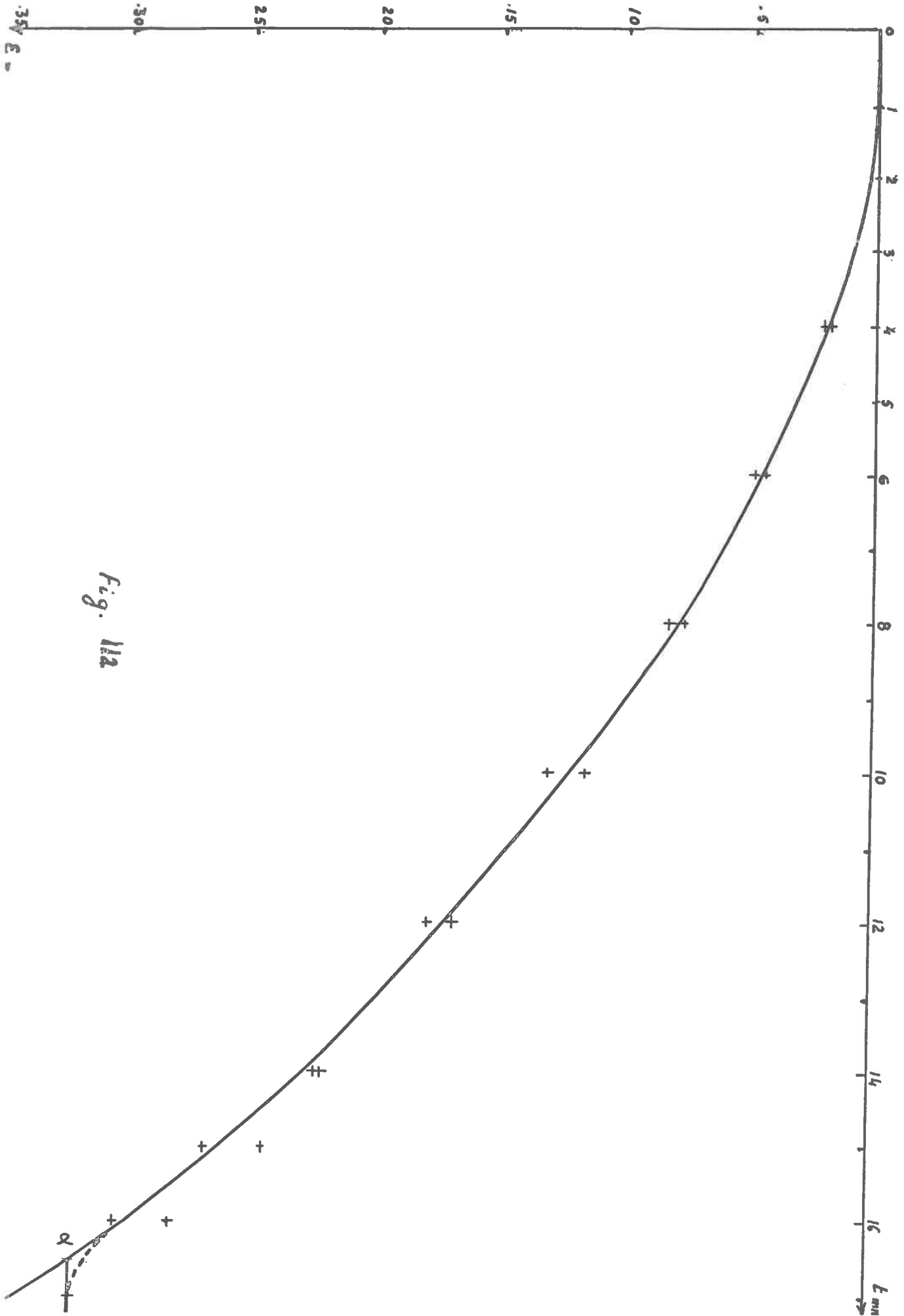
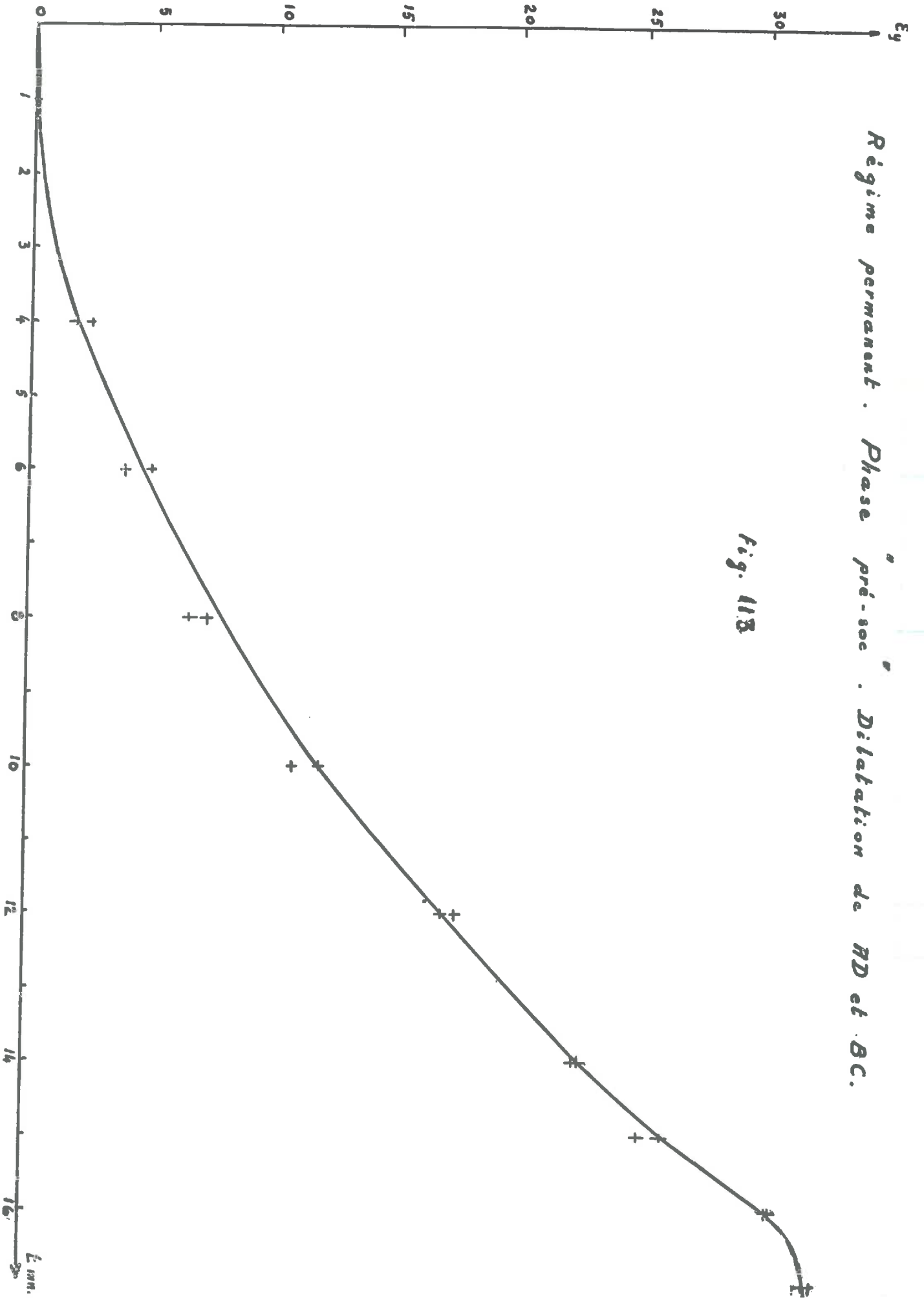


Fig. 112

Régime permanent. Phase "pré-sec". Dilatation de ND et BC.

Fig. 118



Régime permanent: Phase "versoir". Contraction de AB et CD.

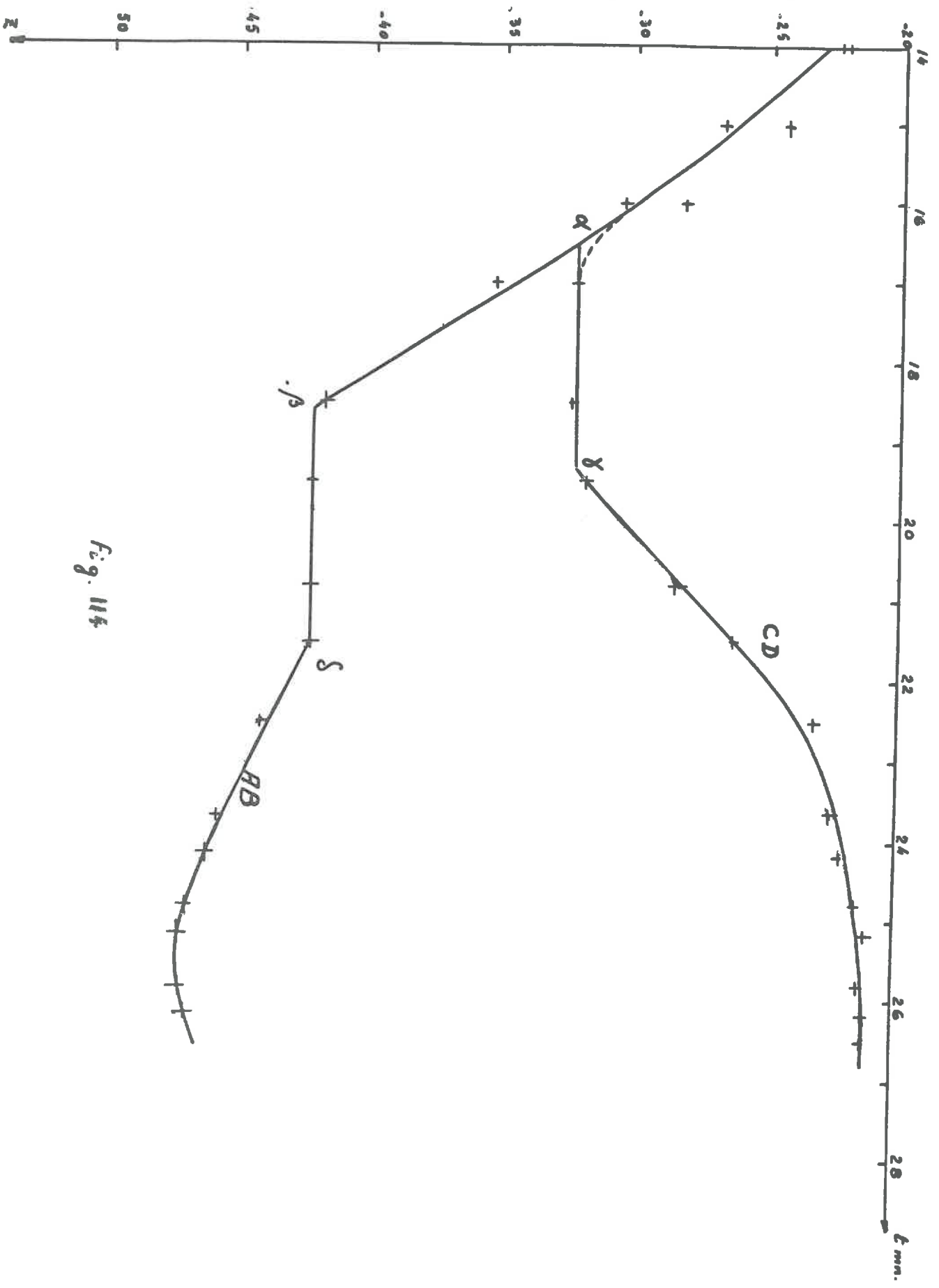
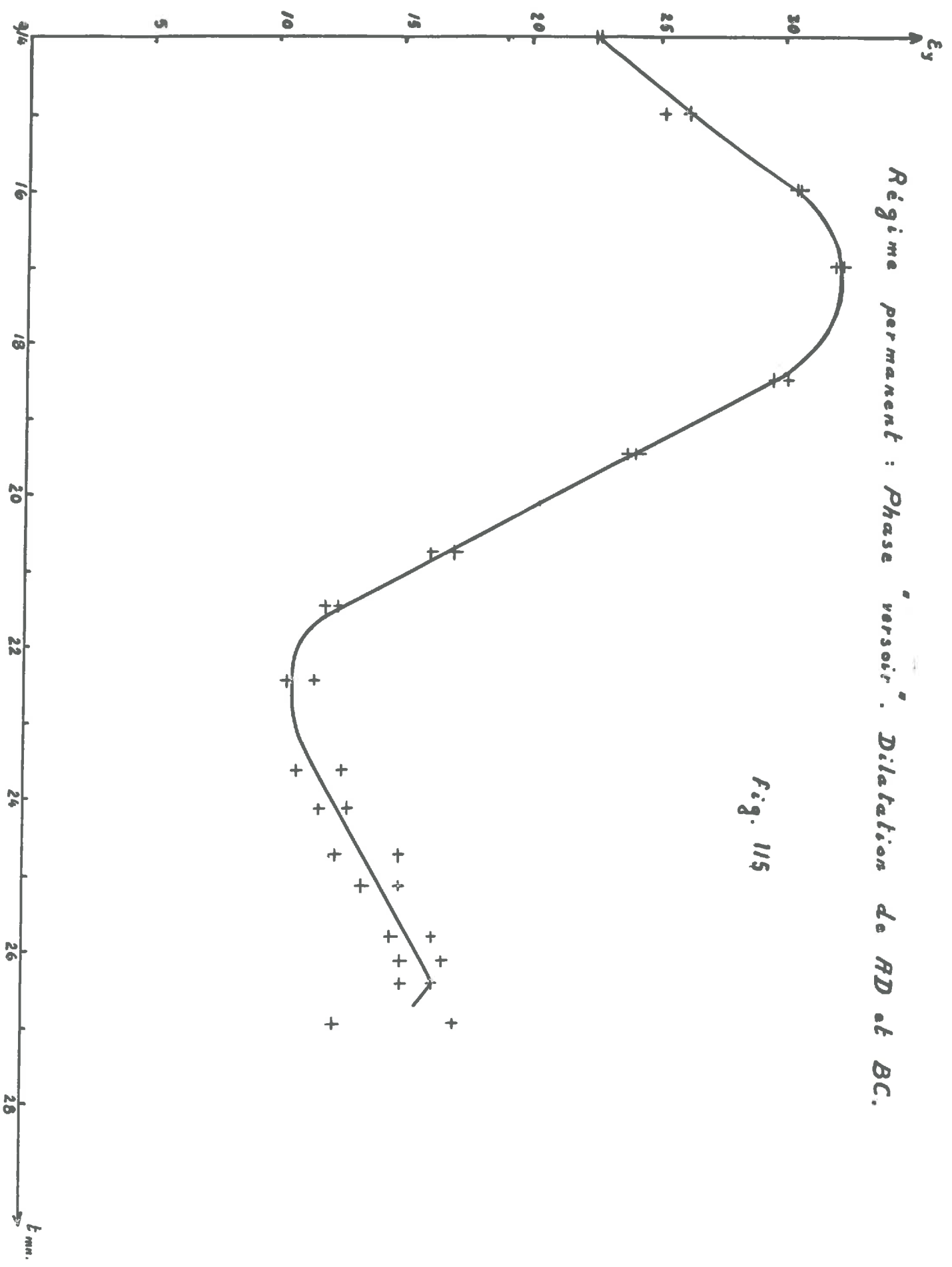


Fig. 114

Régime permanent : Phase 'versoir'. Dilatation de RD et BC.

Fig. 115



Régime permanent : Variation relative de la surface

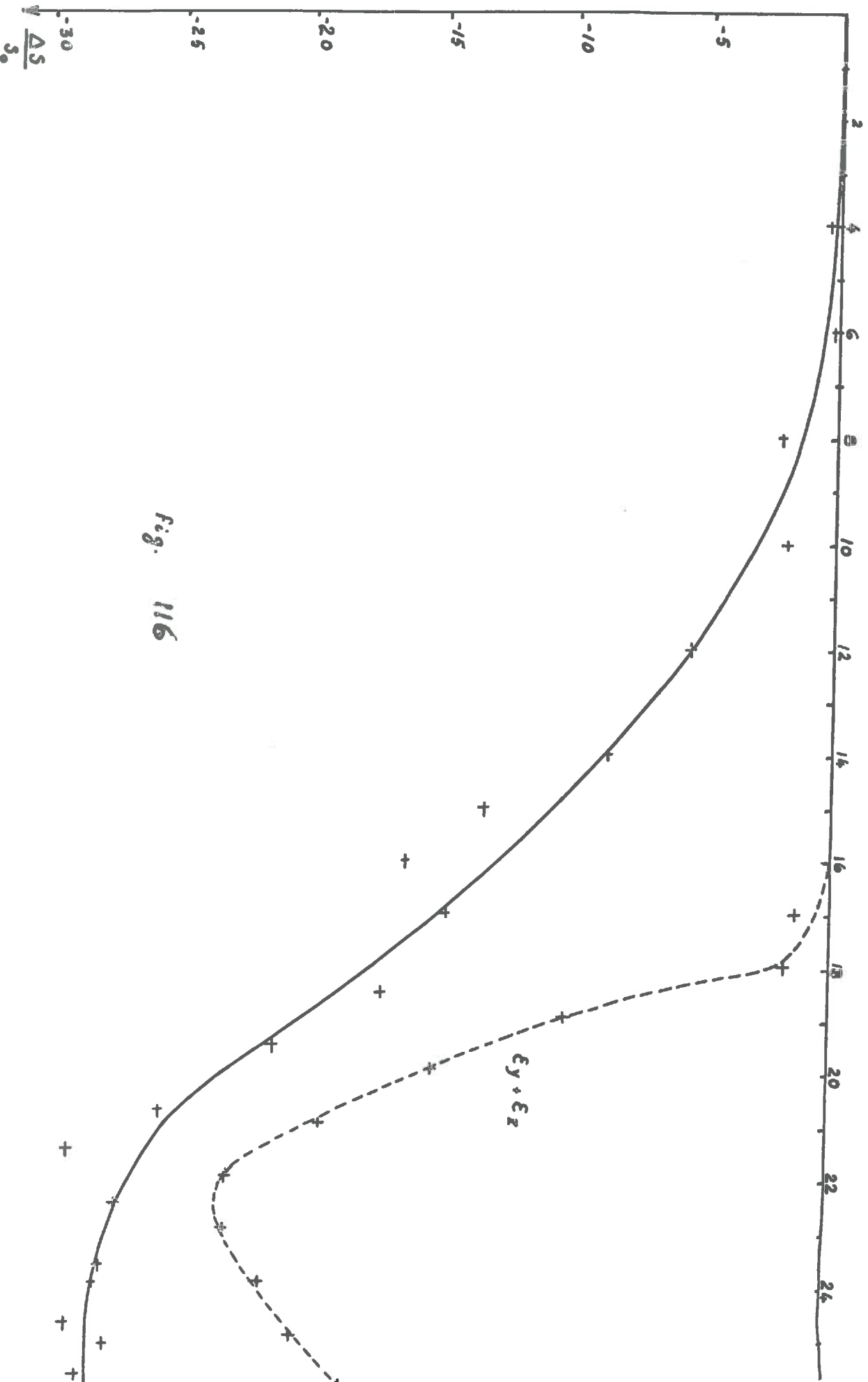


Fig. 116

Régime permanent: Variation de la distorsion de H et B
Phase "pré-soc."

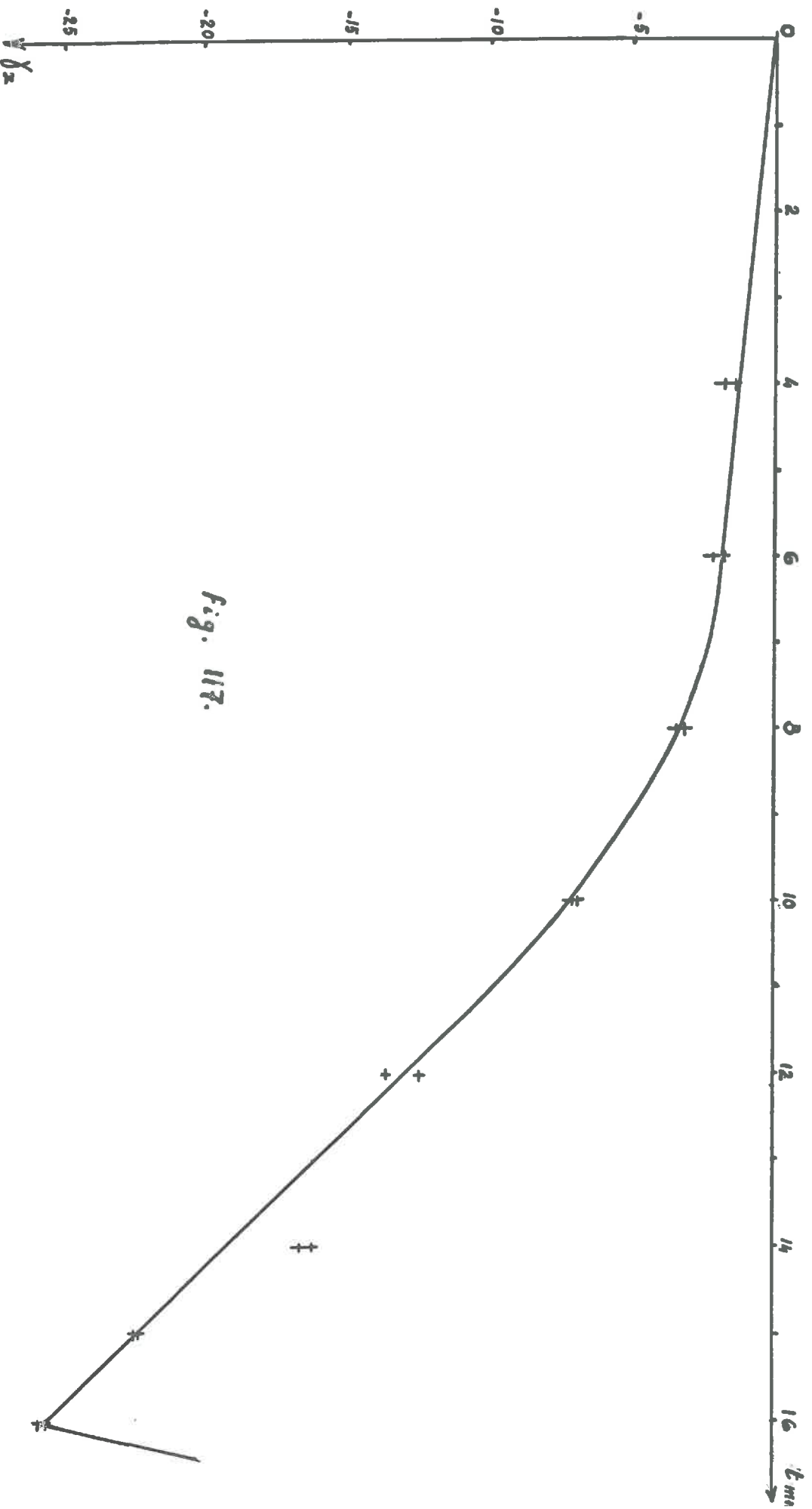


Fig. 117.

Régime permanent. Variation de la distorsion de A et B

Phase "versoir"

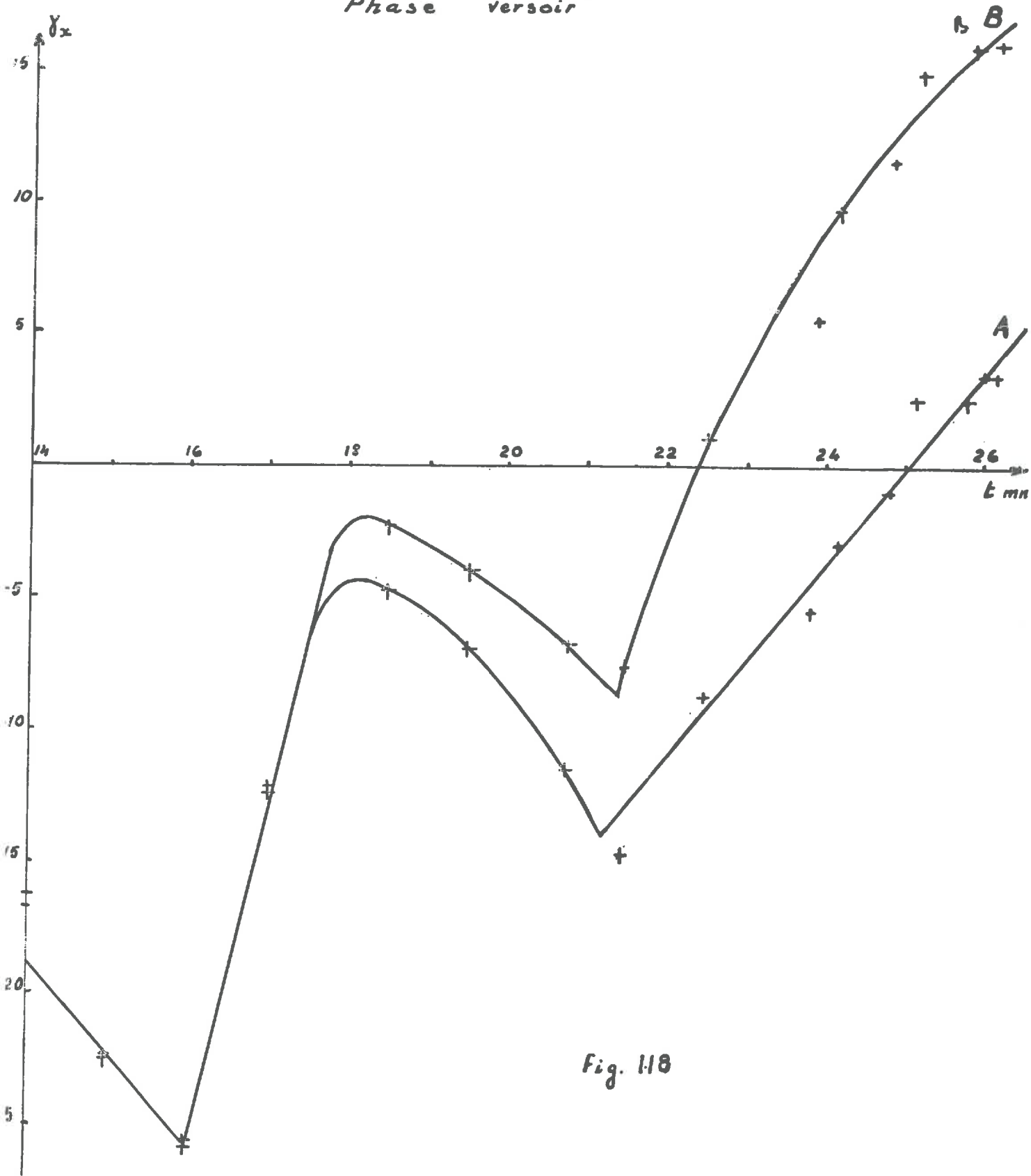


Fig. 118

Régime permanent . Phase "pré-soc"

Vitesse des déformations.

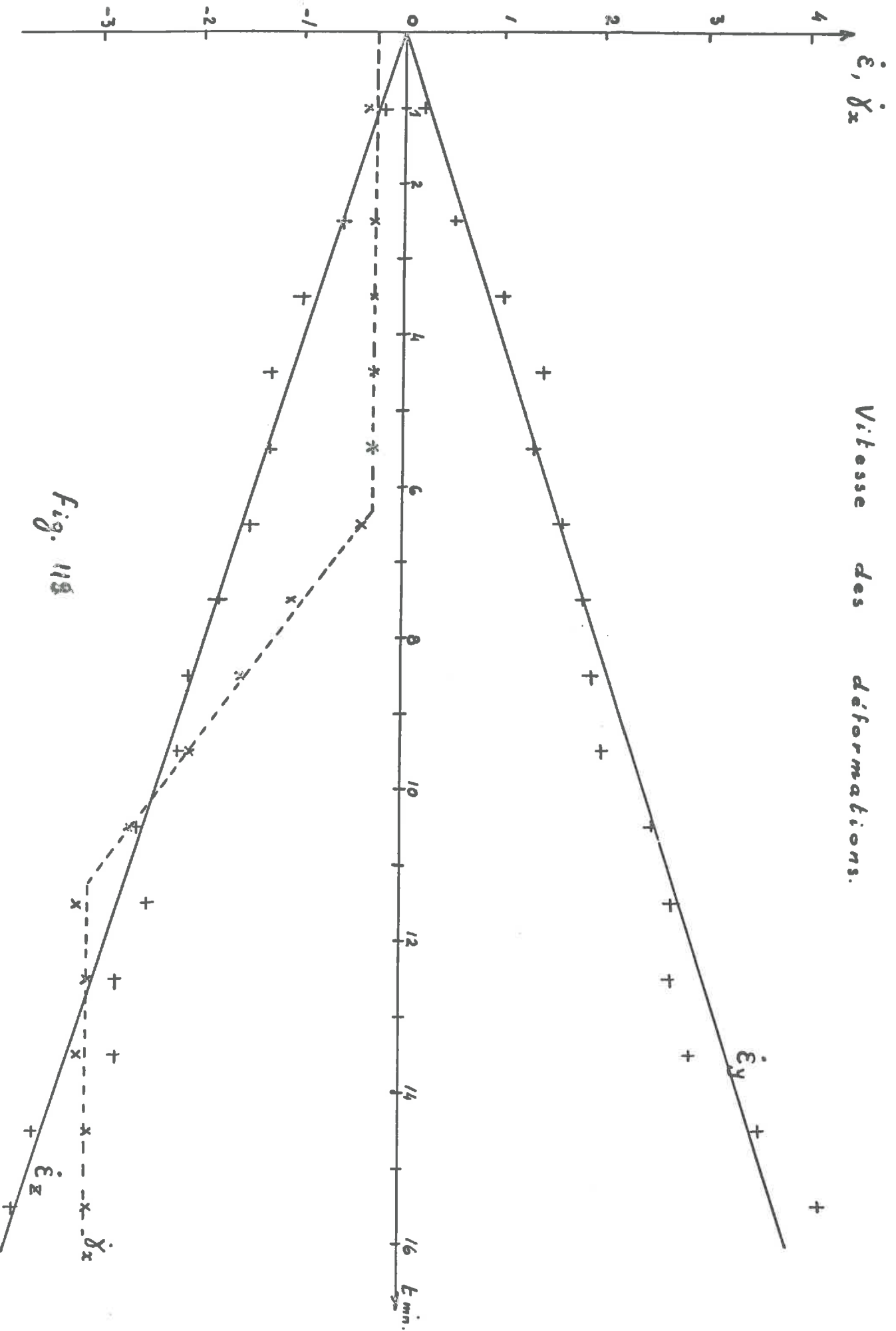


Fig. 118

Régime permanent : Phase "pré-soc"

Cercles de Mohr à $t = 4, 8$ et 16 mn.

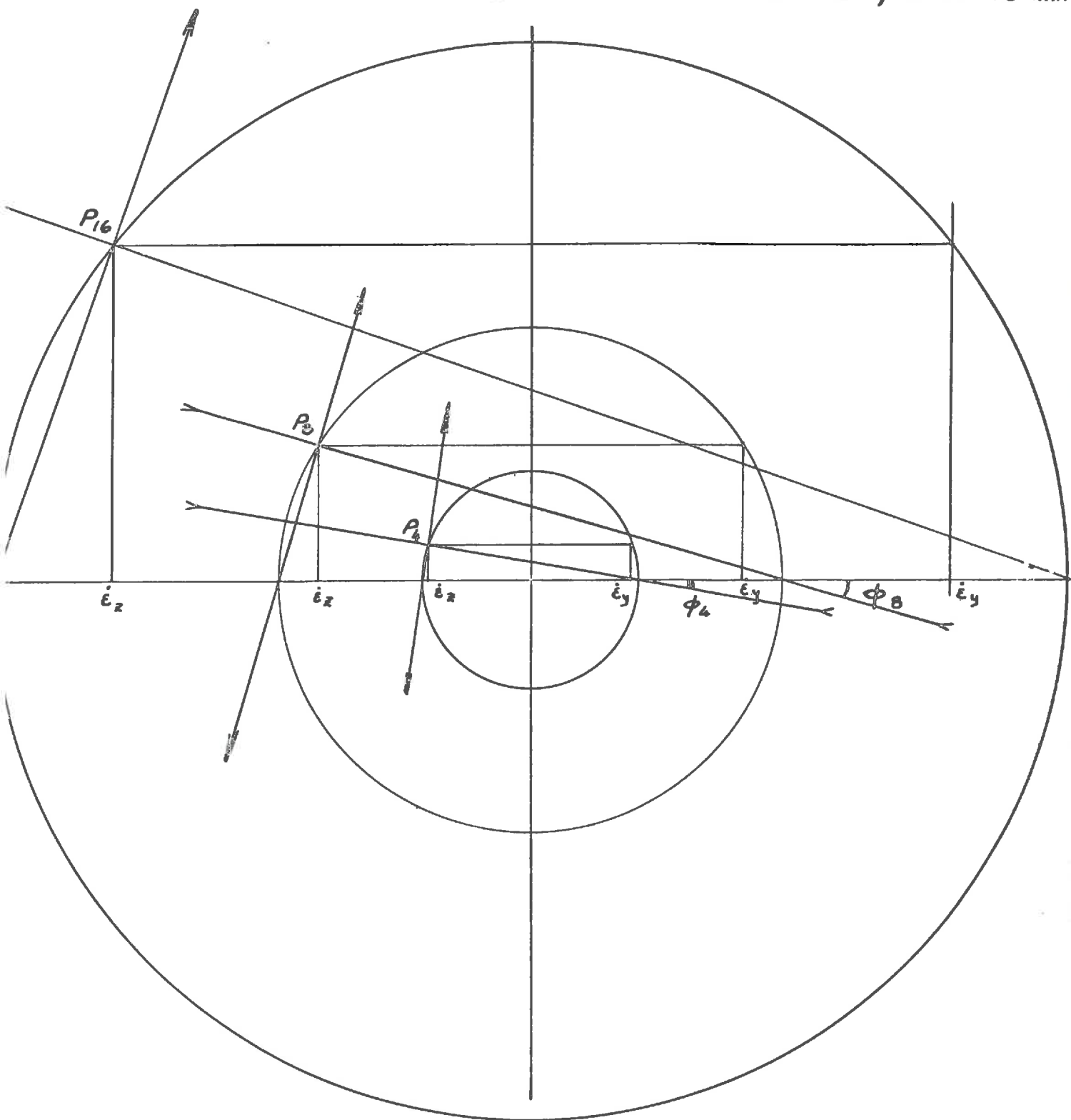


Fig. 120

Régime permanent: Phase "pré-soc".

Variations de l'angle ϕ dû à D

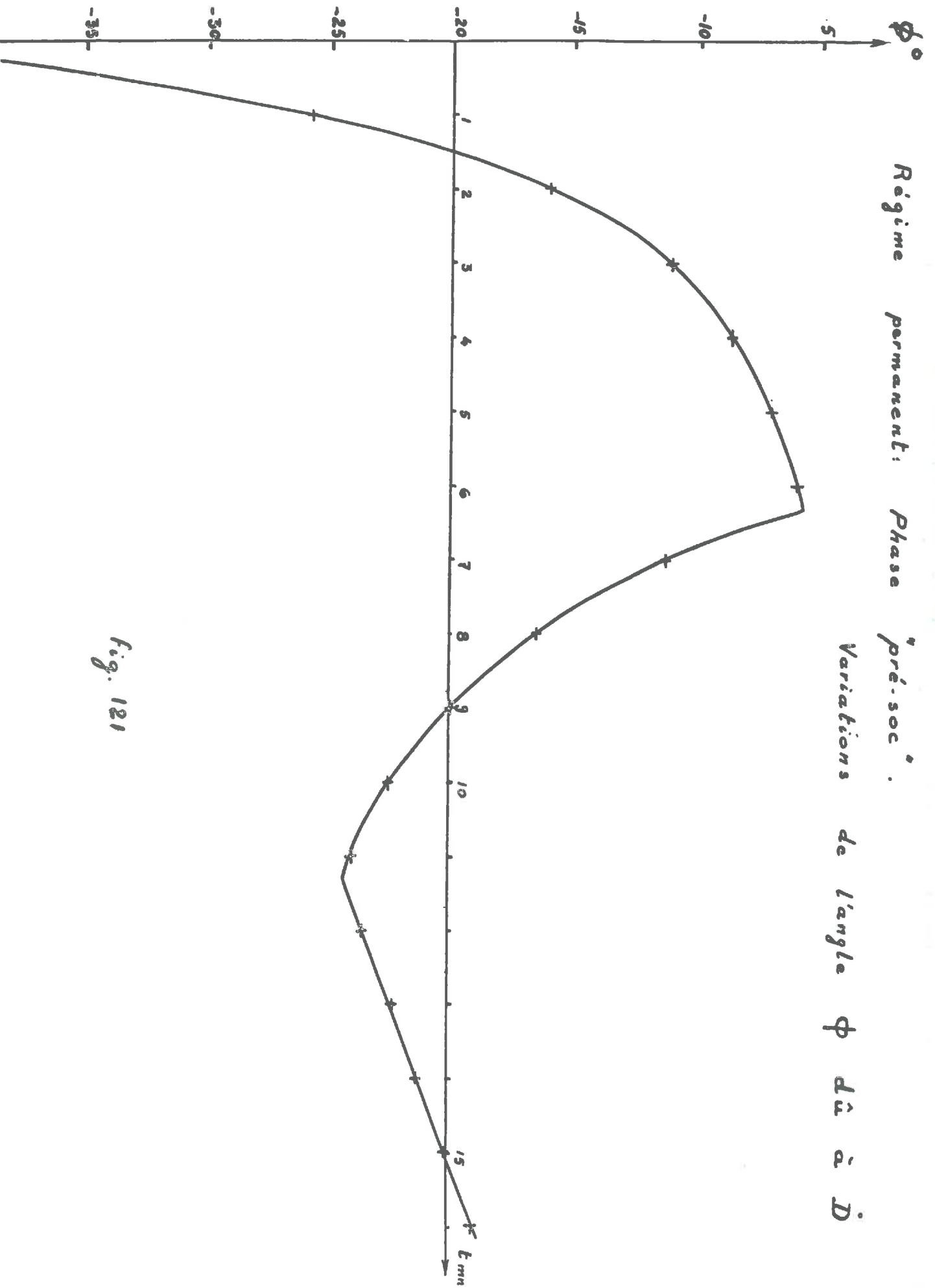


Fig. 121

Régime permanent

Phase "versoir". Déformation du quadrilatère.

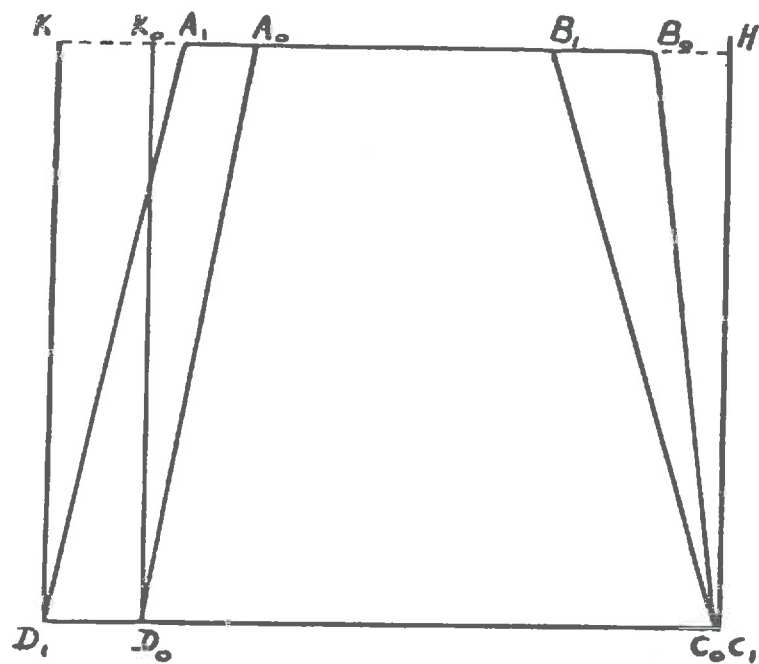


Fig. 122

Tableau I

VALEURS MOYENNES DES CARACTERISTIQUES DE DALLEINE

angles en degrés	L pouces	10	11	12	14	16
γ		20,7	22	22	25,5	25,5
β		36,5	40	41,5	42	42
μ		32	34	32,5	35,5	35,5
ρ		27	26,5	29,5	30	26,5
θ		25	-	29	-	29
) d_2 (ou) (cm)	Universel	-	-	21,5	25	26,5
	Cylindrique					
	Hélicoïdal	17	17	17	-	-
R cm		/		36 : universel		44 : cylindrique

Tableau II

VALEURS MOYENNES DES CARACTERISTIQUES DE DALLEINE

Versoir angles en degrés	Cylindrique	Universel	semi hélicoïdal	Hélicoïdal
7	28,8	28	27	26,5
5	53	46	46	46
2	26	21	18	18
1	40	34	34	31
$\gamma + \delta$	88	77	-	81

Tableau III

VALEURS MOYENNES DES CARACTERISTIQUES SELON DALLEINE

	: Versoir : cylindrique : 12 p.	: Versoir : cylindrique : 16 p.	: Versoir : universel : peu : fuyant	: Versoir : universel : fuyant	: Versoir : semi- : hélicoïdal	: Versoir : hélicoïdal	: Versoir : hélicoïdal : très : contourné
8 - 8	: 14°5	: 26	: 14°3	: 10°5	: 11°3	: 11°5	: 25
8 - 8	: 28	: 32	: 23	: 23°5	: 22	: 26	: 35

T a b l e a u I V

TRAJECTOIRE DANS L'HYPOTHESE H₂

φ°	A	$\frac{s}{a}$	$\frac{x}{a}$	$\frac{y}{a}$	$\frac{z}{a}$
- 60	- 9,562	0,3789	0,0465	0,1737	0,4282
- 50	- 5,727	0,8364	0,1273	0,4313	0,9451
- 40	- 3,718	1,0761	0,1960	0,5997	1,2160
- 30	- 2,432	1,2295	0,2609	0,7247	1,3893
- 20	- 1,475	1,3437	0,3273	0,8263	1,5184
- 10	- 0,710	1,4349	0,3943	0,9160	1,6214
0	+ 0	1,5196	0,4716	1,0000	1,7171
+ 10	+ 0,710	1,6043	0,5337	1,0840	1,8129
+ 20	+ 1,475	1,6956	0,6792	1,1737	1,9160
+ 30	+ 2,432	1,8098	0,8412	1,2753	2,0451
+ 40	+ 3,718	1,9632	1,0831	1,4003	2,2184
+ 50	+ 5,727	2,2029	1,4938	1,5687	2,4893
+ 60	+ 9,562	2,6604	2,3230	1,8263	3,0062

Tableau V

TRAJECTOIRE DANS L'HYPOTHESE H₃

ρ/s	t secondes	\bar{a}	A'	ψ'	$\frac{y'}{\bar{a}}$	$\frac{x'}{\bar{a}}$	$\frac{z'}{\bar{a}}$
0,3789	: 0,08564	: 0,38546	: -9,50630	: - 59°54	: 0,17713	: 0,0405	: 0,4282
0,8364	: 0,18902	: 0,86805	: -5,45944	: - 48°55	: 0,45321	: 0,1017	: 0,9451
1,0761	: 0,24320	: 1,12851	: -3,27530	: - 37°	: 0,84053	: 0,1636	: 1,2160
1,2295	: 0,27786	: 1,29785	: -1,85527	: - 24°12	: 0,75564	: 0,2297	: 1,3893
1,3437	: 0,30368	: 1,42538	: -0,78584	: - 11°	: 0,90727	: 0,3047	: 1,5184
1,4349	: 0,32428	: 1,52800	: +0,07470	: + 1°10	: 1,00878	: 0,3870	: 1,6214
1,5196	: 0,34342	: 1,62402	: +0,87989	: + 12°20	: 1,10427	: 0,4830	: 1,7171
1,6043	: 0,36258	: 1,72075	: +1,69104	: + 22°20	: 1,19595	: 0,5965	: 1,8129
1,6856	: 0,38320	: 1,82562	: +2,57045	: + 31°15	: 1,28944	: 0,7354	: 1,9160
1,7698	: 0,40902	: 1,95797	: +3,68030	: + 39°45	: 1,39672	: 0,9267	: 2,0451
1,8632	: 0,44368	: 2,13750	: +5,18578	: + 47°45	: 1,52513	: 1,2042	: 2,2184
1,9629	: 0,49786	: 2,42238	: +7,57470	: + 55°45	: 1,70057	: 1,6693	: 2,4893
2,0604	: 0,60124	: 2,98041	: +12,25417	: + 64°	: 1,97799	: 2,6076	: 3,0062

Tableau VI

DILATATION DE L'ARETE DANS L'HYPOTHESE H₃

$\frac{z}{a}$	$\frac{1}{a} 2(z_i^2 - z_{i-1}^2 - 1)$	$D_i D_{i-1}^2$	$D_i' D_{i-1}'^2$
0,4284	0,267186	0,340073	0,347151
0,9451	0,073387	0,106466	0,112309
1,2160	0,030033	0,049870	0,047652
1,3893	0,016667	0,031399	0,045284
1,5184	0,010620	0,023155	0,027697
1,6214	0,009168	0,022199	0,027502
1,7171	0,009168	0,024706	0,030455
1,8129	0,010620	0,032006	0,038653
1,9160	0,016667	0,053234	0,064772
2,0451	0,030033	0,104174	0,150696
2,0451	0,073387	0,270420	0,320484
2,4893	0,267188	1,017473	1,224555
3,0062			

Tableau VII

POSITION DES CENTRES DE RESISTANCE

X livre	Y livre	Z livre	N pouce, livre	Δy pouce	Δz pouce
- 145	+ 90	+ 275	- 540	- 1,03	- 0,88
- 130	+ 87	+ 255	- 544	- 0,95	- 1,04
- 120	+ 88	+ 233	- 770	- 1,85	- 1,72
- 138	+ 115	+ 270	- 776	- 1,73	- 1,66

Tableau VIII

PARAMETRES MIS EN JEU AU COURS D'UN LABOUR

Facteurs primaires mesurables ou contrôlables	Variables du dispositif contrôlables	Propriétés dynamiques du sol mesurables	Résultantes dynamiques mesurables
Granulométrie	Nature du métal	Angle de frottement	Fragmentation
Teneur en colloïdes	Polissage Surface portante	interne Friction	Compaction Cisaillement
Teneur en eau	Courbure de la surface	Résistance à la compression	Flexion
Densité sèche	d'application	Cohésion	
Matière organique Composition chimique des colloïdes	de la force	Adhésivité Moment d'inertie	

Tableau X

TRAJECTOIRE EXPERIMENTALE

tmn	0	1	2	3	4	5
-Z	3,55	3,65	3,67	3,84	4,13	4,42
Y	0,05	0,15	0,16	0,52	1,05	1,62

tmn	6	7	8	9	10	11	12
-Z	4,83	5,33	5,93	6,92	8,54	10,51	11,56
Y	2,27	3,30	4,40	5,70	7,13	8,43	9,31

Tableau XI

HYPOTHESE H₂ : TRAJECTOIRE DES POINTS

°	t mn	z cm	Z cm	Y cm
- 60	0	0	0	0
- 50	2,460	2,735	- 0,586	1,873
- 40	3,749	3,977	- 1,084	3,095
- 30	4,574	4,619	- 1,556	4,000
- 20	5,188	4,967	- 2,037	4,740
- 10	5,678	5,142	- 2,523	5,391
0	6,134	5,196	- 3,035	6,000
+ 10	6,590	5,142	- 3,754	6,609
+ 20	7,081	4,967	- 4,592	7,200
+ 30	7,694	4,619	- 5,738	8,000
+ 40	8,519	3,977	- 7,524	8,905
+ 50	9,808	2,735	-10,505	10,127
+ 60	12,268	0	-16,562	12,000

Tableau XII

Régime transitoire : Déformations

	t mn	1	2	3	4	5	6	7	8	9
E ₅	%				(x)					
	ϵ_{AB}	- 11,8	- 17,8	- 12,2	- 13,9	- 15,50	- 16,6	- 17,8	- 17,8	
	ϵ_{BC}	- 7,9	- 14,1	- 14,1	- 14,3	- 14,7	- 16,7	- 19,6	- 19,6	
					(x)					
	ϵ_{AD}	+ 5,5	+ 11,6	+ 10,2	+ 6,9	+ 6,9	+ 6,9	+ 6,9	+ 6,6	
	ϵ_{BC}	+ 4,5	+ 10,8	+ 8,7	+ 7,0	+ 6,3	+ 4,1	+ 6,5	+ 6,5	
E ₆					(x)					
	ϵ_{AB}	- 7,6	- 12,7	- 14,5	- 14,7	- 15,9	- 21,7	- 21,7		
	ϵ_{DC}	- 5,3	- 10,3	- 12,8	- 14	- 14,5	- 16,6	- 16,6		
					(x)					
	ϵ_{AD}	+ 5,7	+ 11,4	+ 8,6	+ 5,7	+ 5,7	+ 7,9	-		
	ϵ_{BC}	+ 2,3	+ 7,7	+ 8,2	+ 5,4	- 2,3	+ 8,0	-		
E ₇					(x)					
	ϵ_{AB}	- 8,2	- 12,7	- 13,4	- 13,3	- 14,7	- 17,4	- 18	- 20	- 20,5
	ϵ_{DC}	- 7,2	- 14,4	- 12,1	- 12,9	- 14	- 16,1	- 17,4	- 18,5	- 18,8
					(x)					
	ϵ_{AD}	+ 4	+ 9,6	+ 7,6	+ 5,0	+ 4,0	+ 5,3	+ 4,4	+ 6,6	+ 11,9
	ϵ_{BC}	+ 3,3	+ 9,4	+ 8,1	+ 6,6	+ 6,4	+ 4,8	+ 5,6	+ 8,6	+ 11,4

(x) t = 4 mn, 30

Tableau XIII

Régime transitoire. Variation relative de la surface $\frac{\Delta S}{S_0}$

t	1	2	3	4	5	6	7	8	9
				(x)					
E ₅	- 1,7	- 5,1	- 11,1	- 8,9	- 12,0	- 13,3	- 17,1	- 19,8	
E ₆	- 2,7	- 6,7	- 6,2	- 9,8	- 17,5				
E ₇	- 3,7	- 5,2	- 8,9	- 9,9	- 9,9	- 1,5	- 14,0	- 14,7	- 13,1

(x) t = 4 mn, 30

Tableau XIV

Régime transitoire. Variation de $\gamma_x + \omega_x$ en %

	t	1	2	3	4	5	6	7	8	9	
E_5		(x)									
	en A :	- 4,4	+ 13,2	+ 24,5	+ 21,7	+ 17,5	+ 17,0	+ 20,3	+ 17,5		
E_6		(x)									
	en B :	- 7,8	+ 5,9	+ 28,2	+ 15,3	+ 11,4	+ 13,2	+ 17,2	+ 15,2		
E_7	en A :	- 9,8	- 12,0	+ 6,1	+ 2,1	- 11,0					
	en B :	- 9,2	- 11,9	+ 1,4	+ 2,8	- 13,8					
E_8	en A :	- 4,2	+ 10,1	+ 21,2	+ 20,2	+ 18,1	+ 14,6	+ 15,6	+ 16,5	+ 12,4	
	en B :	- 1,6	+ 9,9	+ 23,6	+ 20,7	+ 18,8	+ 17,6	+ 17,8	+ 19,8	+ 15,9	

(x) t = 4 mn, 30

Tableau XV

Régime transitoire. Dimensions des côtés du quadrilatère aux temps critiques

t mn.	0	2	4,15	7,30
AB _{mn}	6,0	5,20	5,20	4,86
CD				
AC _{mn}	6,0	6,61	6,36	6,36
BD				

Tableau XVI

Régime transitoire. Vitesses de déformations.

Angles des Directions principales

t_{mn}	$t < 1$	$1 < t < 2$	$2 < t < 3$	$3 < t < 4,15$	$4,15 < t < 5,15$	$5,15 < t < 7,30$	$t > 7,45$
$\dot{\epsilon}_y$	+ 5,05	+ 5,05	- 1,73	- 1,73	0	0	+ 3,53
$\dot{\epsilon}_z$	- 6,75	- 6,75	0	0	- 1,72	- 1,72	- 0,60
$\dot{\epsilon}_x$	- 2,10	+ 7,05	+ 7,05	- 1,47	- 1,47	0	- 1,47
$\dot{\epsilon}_z + \dot{\epsilon}_y$	- 1,70	- 1,70	- 1,73	- 1,73	- 1,72	- 1,72	+ 2,93
$\frac{\dot{\epsilon}_s}{s_0}$	- 3,20	- 3,20	- 1,73	- 1,73	- 1,73	- 1,73	+ 2,90
$2\psi_i$	- 0,356	- 1,195	- 8,150	+ 1,699	- 1,699	0	- 0,712
ψ_i seule	- 9,45	25	- 41,30	29,45	- 29,45	0	- 17,45
ψ_i + E	- 11,40	29	- 37,30	+ 29°	- 38°30	0	- 13°

Tableau XVII

Régime permanent. Déformations

t_{mn}	ξ_{AD}	ξ_{CD}	ξ_{AD}	ξ_{BC}	$\frac{\Delta S}{S}$ %	γ_A %	γ_B %
4	- 1,8	- 2,1	+ 2,4	1,8	- 0,4	- 1,8	- 1,4
6	- 4,4	- 4,8	+ 5,0	3,5	- 0,2	- 1,8	- 2,2
8	- 8,2	- 7,6	+ 7,3	6,6	- 2,1	- 3,5	- 3,2
10	- 13,1	- 11,6	+ 13,0	10,8	- 1,9	- 7,1	- 6,9
12	- 16,8	- 17,9	+ 17,5	17,1	- 5,5	- 12,5	- 13,7
14	- 22,4	- 22,1	+ 22,5	22,7	- 8,6	- 16,3	- 16,7
15	- 26,8	- 24,4	+ 26,1	25,2	- 13,0	- 22,4	- 22,5
16	- 30,4	- 28,2	+ 30,5	30,6	- 16,2	- 25,5	- 25,7
17	- 35,3	- 32,2	+ 32,0	32,2	- 14,5	- 12,5	- 12,2
18,30	- 41,7	- 32,4	+ 29,6	30,2	- 17,1	- 4,8	- 2,3
19,30	- 42,3	- 31,8	+ 24,2	23,9	- 21,2	- 7,0	- 4,0
20,45	- 42,3	- 28,4	+ 17,1	16,1	- 25,5	- 11,5	- 6,8
21,30	- 42,3	- 26,3	11,9	12,4	- 29,0	- 15,0	- 7,7
22,30	- 44,1	- 23,2	10,4	11,5	- 27,1	- 8,8	+ 1,0
23,40	- 45,7	- 22,5	10,8	12,6	- 27,7	- 5,6	+ 5,5
24,10	- 46,1	- 22,1	11,7	12,8	- 27,9	- 2,9	+ 9,7
24,45	- 46,8	- 21,5	12,3	14,9	- 28,0	- 1,0	+ 11,5
25,10	- 47,2	- 21,0	13,4	14,9	- 27,5	- 2,5	+ 14,8
25,45	- 47	- 21,3	14,5	16,2	- 28,6	- 2,5	+ 15,8
26,10	- 46,8	- 21,0	+ 14,9	+ 16,7	- 27,6	+ 3,4	+ 15,8

T a b l e a u XVIII

Régime permanent, Phase " pré-soc "

Vitesses moyennes expérimentales des déformations

t_m en mn	$+\dot{\epsilon}_y$	$-\dot{\epsilon}_z$	$-\dot{\gamma}_x$
1	0,2	0,2	0,35
2,30	0,5	0,6	0,3
3,30	1,0	1,0	0,3
4,30	1,4	1,3	0,3
5,30	1,3	1,3	0,3
6,30	1,6	1,5	0,4
7,30	1,8	1,8	1,1
8,30	1,9	2,1	1,6
9,30	2,0	2,2	2,1
10,30	2,5	2,6	2,7
11,30	2,7	2,5	3,2
12,30	2,7	2,8	3,1
13,30	2,9	2,8	3,2
14,30	3,5	3,6	3,1
15,30	4,2	3,8	3,1

Tableau XIX

Régime permanent, Phase " pré-soc "
 variations de l'angle ϕ

t	$\dot{\xi}_y$	$\dot{\xi}_z$	$\dot{\gamma}_x$	tg 2 ϕ	ϕ
1	0,24	- 0,24	- 0,30	- 1,250	- 25,40
2	0,48	- 0,48	- 0,30	- 0,625	- 16°
3	0,73	- 0,73	- 0,30	- 0,4109	- 11,10
4	0,97	- 0,97	- 0,30	- 0,3092	- 8,35
5	1,21	- 1,21	- 0,30	- 0,248	- 7
6	1,45	- 1,45	- 0,30	- 0,2069	- 5,50
7	1,69	- 1,69	- 0,70	- 0,4142	- 11,15
8	1,94	- 1,94	- 1,27	- 0,654	- 16,36
9	2,18	- 2,18	- 1,83	- 0,839	- 20°
10	2,42	- 2,42	- 2,40	- 1,000	- 22,30
11	2,66	- 2,66	- 2,97	- 1,116	- 24
12	2,90	- 2,90	- 3,10	- 1,069	- 23,30
13	3,15	- 3,15	- 3,10	- 0,984	- 22°15
14	3,38	- 3,38	- 3,10	- 0,917	- 21,15
15	3,62	- 3,62	- 3,10	- 0,845	- 20°6
16	3,88	- 3,88	- 3,10	- 0,799	- 19°

Tableau XX

Comparaison de $(\dot{\xi} z)_{AB}$ expérimental à $(\dot{\xi} z)_{CD}$ calculé

t mn	$(\dot{\gamma}_x)_A$	$(\dot{\gamma}_x)_B$	$(\dot{\xi} z)_{CD}$	$(\dot{\xi} z)_{AB}$ calculé	$(\dot{\xi} z)_{AB}$ expérimental
22	3,6	6,8	1,8	- 1,4	- 1,6
23	3,6	5,4	1	- 0,8	- 1,4
24	3,6	4,0	0,5	+ 0,1	- 1,1
25	3,6	3,1	0,3	+ 0,8	+ 0,5
26					

R E S U M E

Une étude bibliographique fait un bilan du large éventail des travaux précédemment effectués et des essais de labour bidimensionnel avec un "versoïr" cylindrique, sur un matériau artificiel humidifié par l'acide oléique apportent des résultats ouvrant un grand nombre de perspectives.

1. Bilan -

- Apport d'un ensemble d'examen, donnant lieu à des tests, pour classer les versoïrs.
- Utilisation limitée des théorèmes généraux de la Mécanique Rationnelle.
- Mise en évidence de la déformabilité du matériau.
- Comparaison avec l'usinage des métaux.
- Nécessité de considérer la théorie de la plasticité pour étudier le comportement du matériau déformé par le travail d'un outil.

2. Essais -

- Grandes déformations continues du matériau en avant de l'outil :
 - contraction et distorsion parallèlement à la direction de travail
 - dilatation verticale
 - contraction volumique
 - la contraction longitudinale et la dilatation verticale sont proportionnelles au carré du temps.

.../...

- Grandes déformations, très complexes au passage sur l'outil dues au changement discontinu de la direction d'écoulement et à l'influence de la courbure de l'outil,
- Comportement différent, selon le régime, sur l'outil :

Le matériau a en régime transitoire un comportement analogue à celui de la première phase.

En régime permanent, il subit en plus les effets d'une flexion imposée par la forme de l'outil.

Sur le plan agronomique, le matériau utilisé est trop idéalisé. Selon sa teneur en acide cependant, il peut servir de référence à divers types de sol agricole et permet l'étude des différents types de labour.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- ANGLES D'AURIAC (M.) 1963 - Cours du troisième cycle Mécanique des Sols Grenoble.
- BARRETT (F. M.) 1967 - A helicoidal design for plough mouldboards. J. Agric. Eng. Research, 12, 3, 178-183.
- BAVER (L. D.) 1956 - Soils physics, John Wiley and Sons Ed. New York, 489 pp.
- BLANCK (E.) 1931 - Handbuch der Bodenlehre. Band. 9, 93 - 207.
- BLANPIN (E.) 1955 - Théorie et pratique des outils de coupe, Eyrolles Ed.
- BOUILLET (M.) 1964 - La coupe des métaux I, Dunod Ed.
- CLYDE (A. W.) 1939 - Improvements of disk tools. Agric. Eng. St-Joseph, Mich. 20, 6, 215-220.
- CLYDE (A. W.) 1944 - Technical features of tillage tools. Agric. Exp. Sta. Fenn. St. Coll. 465, 2.
- COWELL (P. A.) et MAKANJUOLA (G. A.) 1966 - The lateral dynamic behaviour of tractor-mounted implements, with particular reference of the three-point linkage. J. Eng. Research 1966, 11, 3, 152-169.
- CROWTHER (E. M.) et HAINES (W. B.) 1924 - An electric method for the reduction of draught in ploughing. J. Agric. Sc. 14, 221-231.
- DALLEINE (E.) 1962 - Notes pour le siège n° 904, 1228.

.../...

- DEHERAIN (P. F.) 1893 - Le travail du sol et la nitrification, Annales Agronomiques, 19, 401-417.
- 1896 - Sur le travail du sol, Annales Agronomiques, 22, 449-469.
- 1897 - Le travail du sol, Annales Agronomiques, 23, 216-229.
- 1898 - Le travail du sol, Annales Agronomiques, 24, 449-481.
- DEMELON (A.) 1946 - L'évolution scientifique et l'agriculture française. Flammarion Ed, 196-222.
- DRUCKER (D. C.) 1949 - An analysis of the mechanics of metal cutting, J. Appl. Phys., 20, 1013-1021.
- EUGENE (F.) 1954 - Contribution de la France à l'étude analytique de la coupe des métaux, Revue de la Société des Ingénieurs Civils de France, Avril-Juin II, 131-175.
- FEUERLEIN (W.) 1966 - Characterization of good ploughing. Proc. Int. Conf. on Characterization Problems in soil tillage, 241-250.
- VON GETZLAFF (G.) 1951 - Messung der Kraftkomponenten an einen Pflugkörper. Grundl. Landtech., 1, 16-26.
- HAINES (W. B.) 1925 - Studies in the physical properties of soils. J. Agric. Sci., 15, 178-200.
- HAUDRICOURT (G.), JEAN-BRUHNS DELAMARRE (M.) 1955 - L'homme et la charrue à travers le monde, Gallimard.
- HENIN (S.) 1936 - Soil Res. Berlin. 5, 1-20.
- HENIN (S.), FEODOROFF (A.), GRAS (R.) et MONNIER (G.) 1960 - Le profil cultural. Ed. des Ingénieurs agricoles Paris. 319 pp.

.../...

- HUCKS (H.) 1951 - Plastizitätsmechanische Grundlagen und Kerngrößen der Zerpennung. Dr. Ing. Dissertation ; Technische Hochschule Aix-la-Chapelle.
- JEAN-BRUHNES (M.) 1910 - La géographie humaine 3 vol. Paris Edition abrégée 1942. 345 pp. P. U. F.
- KEEN (B. A.) 1931 - The physical properties of soils, Longmans, Green and Co. Ed. London. 380 pp.
- KEEN (B. A.) et HAINES (W. B.) 1925 - Studies in soil cultivation. J. Agric. Sci. 15, 375-406.
- KEEN (B. A.) et SCOTT BLAIR (G. W.) 1929 - Plastometric studies of soil and clay pastes. J. Agric. Sci. 19, 684 pp.
- KUIPERS (H.) 1963 - The objectives of soil tillage. Neth. J. Agric. Sci. 11, 91-96.
- LEE (F. H.) et SCHAEFFER (B. W.) 1951 - The theory of plasticity applied to a problem of machining. J. Appl. Mechanics, 18, 4, 405-413.
- MERCHANT (M. E.) 1945 - Mechanism of the metal cutting process. J. Appl. Phys. 16, 267-275.
- MERCHANT (M. E.) et ERNSF 1940 - Chip formation, friction and surface finish. The Cincinnati Milling Mach. Co.
- NICHOLS (M. L.) 1929 - Methods of research in soils dynamics as applied to implements design. Alabama Agric. Exp. Sta. Bull. 229.
- NICHOLS (M. L.) 1931b- The dynamic properties of soil. II Soil and metal friction. Agric. Eng. 12, 321-324.
- NICHOLS (M. L.) 1932 - The dynamic properties of soil. III Shear values of uncemented soils. Agric. Eng. 13, 201-204.
- NICHOLS (M. L.) et KUMMER (T. H.) 1932 - A Method of Analysis of Plow Moldboard Design Based on Dynamics Properties of Soil. J. Ann. Soc. Agric. Eng. 13, 11.

- NICHOLS (M. L.) et REED (I. F.) 1934 - Soil dynamics VI. Physical reactions of soils to moldboard surfaces. Agric. Engl. 15, 187-190.
- VON NITZCH (W.) 1937 - Bessere Bodenbearbeitung. R. K. T. L., Schrift 70.
- O'CALLAGHAN (J. R.) et MAC COY (J. B.) 1963 - Actions exercées sur le sol par les versoirs de charrue. J. Agric. Eng. Research, 10, 1, 23 - 35.
- PAYNE (P. C. J.) 1956 - The relationship between the mechanical properties of soil and the performance of simple cultivation implements. J. of Agric. Eng. Res. I, 23 -50.
- PIISPANEN (V.) 1937 - Lastunmostumisen teoriaa, Teknillinen aikakanslehti 27, 315.
- PIISPANEN (V.) 1948 - Théory of deformation of metal chip. J. Appl. Phys. 19, 876.
- ROGERS (O. J. J.) 1955 - Soil loads on plough bodies. Parts I and II. Nat. Inst. Agric. Eng. Silsco. Tech. Memo. 105.
- SCOTT BLAIR (G. W.) 1937 - A new laboratory method for measuring the effect of land amelioration processes. Transl. 6th Comm. Int. Soc. Soil Sci. B, 417 - 425.
- SCOTT BLAIR (G. W.) et YATES (F.) 1932 - The effect of climatic variations on the plasticity of soil. J. Agric. Sci. 22, 639-644.
- SHAW (M. C.), COOK (N. H.) et FINNIE (I) 1953 - The shear angle relationship in metal cutting. Transl. A. S. M. E. 273-288.
- SIEMENS (J. C.), THORNBURN (T. H.) et WEBER (J. A.) 1965 - Mechanics of soil as influenced by model tillage tools. Transactions of the A S A E. 8, 1, 1-7.
- SOEHNE (W. H.) 1966 - Characterization of tillage tools. Proc. Int. Conf. on Characterization Problems in soil tillage. 31-48.
- STSCHUTSCHKIN (N. W.) 1954 - Konstruktion der Pflugkörper aus Kompendium der Sowjetischen Landmaschinentechnik. Verlag : VEB Verlag Technik, Berlin.
- FERZAGHI (K.) et PECK (R. B.) 1961 - Mécanique des sols appliquées aux Travaux Publics et au Bâtiment. Dunod Ed. 565 pp.

- TRIGGER (K. J.), CHAO (B. T.) et ZYLSTRA (L. B.) 1952 - Thermophysical aspects of metal cutting. Transl. A. S. M. E. 1039-1054.
- VANDEN BERG (G. E.) 1966 - Analysis of forces on tillage tools. J. Agric. Eng. Research 11, 3, 201-205.
- WHITE (E. A.) 1918 - A study of the plow bottom and its action upon the furrow slice . J. Agric. Research 12, 149-182.
- VON WICHA (A.) 1957 - Maschinen und Gate fur die Bodenbearbeitung. Fachbuchverlag Leipzig. 155 pp.
- WOLLNY (E.) 1895 - Forschungen auf dem Gebiete der Agrikultur Physik 18, 63-75.
- WOLLNY (E.) 1897-1898 - Id.20, 231-289 et 493-526.

TABLE DES MATIERES

	Pages
AVANT-PROPOS	
INTRODUCTION	
CHAPITRE I. OBJECTIFS AGRONOMIQUES DU LABOUR	1
1. Prise de conscience des objectifs du labour	
2. Objectifs du labour	
3. Description et action de la charrue	
4. Types de labours	
CHAPITRE II. ETUDE LA GEOMETRIE DES VERSOIRS; CLASSIFICATION	6
I. Etude de WHITE	6
1. Versoir de SMALL	
2. Versoir de STEPHENS	
3. Versoir de JEFFERSON	
4. Versoir de LAMBRUSCHINI	
5. Versoir de RAHM	
6. Versoir de KNOX	
7. Versoir de GIBBS	
8. Versoir de MEAD	
9. Versoir de HOLBROOK	
10. Autres versoirs	
II. Représentation descriptive et perspective, Courbes limites,	9
III. Etude descriptive et classification de DALEINE,	10
1. Versoirs cylindriques	
2. Versoirs universels	
3. Versoirs à tendance hélicoïdale	
IV. Généralisation de la méthode de DALLEINE, Méthode des tests,	13
1. Tests d'ordre géométrique	
2. Tests d'ordre cinématique	
V. Application de la méthode des tests,	17
1. Versoir de SMALL	
2. Versoir de STEPHENS	
3. Versoir de JEFFERSON	
4. Versoir de LAMBRUSCHINI	

.../...

5. Versoir de KNOX	
6. Versoir de GIBBS	
7. Versoir d'Allemagne	
8. Versoir de MEAD	
9. Versoir de HOLBROOK	
VI. Choix des grandeurs caractéristiques.	20
A. Etude de DALLEINE	20
1. Soulèvement par le soc	
2. Basculement	
3. Dislocation le long du versoir	
4. Dégagement de la raie de labour	
5. Dislocation à l'extrémité du versoir	
6. Adhérence au versoir	
Résultats numériques	
B. Eléments caractéristiques intrinsèques.	25
1. Caractéristiques cinématiques	
a. Soulèvement par le soc	
b. Retournement	
c. Dégagement de la raie de labour	
2. Caractéristiques dynamiques	
a. Dislocation le long du versoir	
b. Dislocation à l'extrémité du versoir	
c. Adhérence au versoir	
d. Efforts de traction	
Conclusion	
CHAPITRE III. ETUDE DU MOUVEMENT DE LA BANDE DE FERRE.	29
I. Hypothèse H_1 : matériau indéformable	30
A. Etude générale	30
B. Conditions d'aération maximale	31
1. Aération due au labour	
2. Conditions géométriques d'aération maximale	
a. Cas du versoir hélicoïdal	
b. Cas du versoir cylindrique	
II. Hypothèse H_2 : déformabilité restreinte	36
III. Hypothèse H_3 : déformabilité dans la section droite	38
A. Etude de O'CALLAGHAN et MAC COY	39
B. Trajectoire théorique	39
IV. Hypothèse H_4 : déformabilité totale du matériau	40
A. Expériences de WHITE	40
B. Interprétation	41
V. Conséquences	

.../...

CHAPITRE IV. ETUDE EXPERIMENTALE ET THEORIQUE DE LA DYNAMIQUE DU MOUVEMENT.	44
I. Conséquences dynamiques d'une étude cinématique préalable	44
A. Etude de WHITE	44
B. Etude de O'CALLAGHAN et MAC COY	45
II. Etude du comportement dynamique	47
A. Théorie de la dynamique par une analyse vectorielle	47
1. Généralités	
2. Utilisation de la théorie des torseurs	
3. Réduction à un torseur	
B. Détermination de la force de traction résultante	52
1. Résultante des forces de coupe sur le soc	
2. Résultante des forces de coupe sur le tranchant	
3. Résultante de la force de déviation du sol dans le plan horizontal	
4. Résultante de la force de déviation du sol dans le plan vertical	
5. Résultante générale et point d'application	
C. Comparaison entre les théories de VANDEN BERG et de VAN WICHA	57
CHAPITRE V. ETUDE EXPERIMENTALE DES DEFORMATIONS ET DES CONTRAINTES.	61
I. Déformations du sol au cours de son labour	61
A. Comportement des différents types de sols selon NICHOLS et REED	61
1. Sols très compacts	
2. Sols sous prairies	
3. Surfaces compactes et battantes	
4. Sols récemment labourés	
B. Description de l'action d'un versoir sur un sol donné	62
C. Plans de cisaillement, selon NICHOLS et REED	64
1. Plans de cisaillement primaires	
2. Plans de cisaillement secondaires	
D. Facteurs dynamiques mis en jeu par le labour	64
E. Frottement sol-métal	65
F. Conclusion	66
II. Théorie de la coupe des métaux	67
A. Théorie de PIISPANEN et de MERCHANT	68
B. Théorie de LEE et SCHAEFFER	71
C. Théorie de HUCKS	72
D. Théorie de SHAW, COOK et FINNIE	73

III. Essai d'application de la théorie de COULOMB	75
A. Etude de PAYNE	76
B. Etude de SIEMENS, WEBER et THORNBURN	79
1. Essais et interprétation	
2. Forces mises en jeu	
Conclusions	82
CHAPITRE VI. ETUDE EXPERIMENTALE DES DEFORMATIONS DU MATERIAU.	84
I. Dispositif expérimental et matériau utilisé	84
1. Caractéristique du matériau	
a. Phase liquide	
b. Densité	
2. Caractéristiques mécaniques	
a. Granulométrie	
b. Limites d'ATTERBERG	
c. Courbes de compactage	
d. Résistance à la compression simple	
3. Méthode opératoire	
II. Détermination de la trajectoire des points	87
1. Trajectoires expérimentales	
2. Trajectoires théoriques	
III. Etude des déformations en régime transitoire	90
1. Résultats expérimentaux	
a. Extensions et contractions	
b. Surfaces	
c. Distorsion et rotation	
d. Conséquences	
2. Interprétation théorique	
IV. Etude des déformations en régime permanent	94
1. Résultats expérimentaux	
a. Extensions	
b. Surface	
c. Distorsion	
d. Conséquences	
2. Interprétation théorique	
a. Phase "pré-soc"	
b. Phase "soc"	
c. Phase "versoir"	
V. Conclusions	99
1. Phase "pré-soc"	
2. Phase "soc"	
3. Phase "versoir"	
.../...

Conclusion	103
Glossaire	105
Figures	
Tableaux	
Résumé	107
Références bibliographiques	109
Table des matières	115

