



HAL
open science

**Application de la méthode des éléments finis à
l'approche mécanique d'un phénomène tectonique: le
poinçonnement : (cas d'une couverture sédimentaire
déformée par un mouvement d'un compartiment de son
socle)**

Jacques Boudon

► **To cite this version:**

Jacques Boudon. Application de la méthode des éléments finis à l'approche mécanique d'un phénomène tectonique: le poinçonnement : (cas d'une couverture sédimentaire déformée par un mouvement d'un compartiment de son socle). Tectonique. Université Scientifique et Médicale de Grenoble, 1976. Français. NNT: . tel-00783348

HAL Id: tel-00783348

<https://theses.hal.science/tel-00783348>

Submitted on 1 Feb 2013

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

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

N° d'ordre C.N.R.S. :

P. J. Petit

THÈSE

PRESENTEE

A L'UNIVERSITE SCIENTIFIQUE ET MEDICALE DE GRENOBLE
POUR OBTENIR LE TITRE DE DOCTEUR-INGENIEUR
PAR

Jacques BOUDON

Ingénieur des Arts et Manufactures

Sujet de la thèse :

Application de la méthode des Eléments Finis
à l'approche mécanique d'un phénomène tectonique :

LE POINÇONNEMENT

(Cas d'une couverture sédimentaire
déformée par un mouvement d'un compartiment de son socle)

Soutenue le 26 novembre 1976 devant la Commission d'Examen

MM. R. BARBIER	<i>Professeur à l'université de Grenoble I</i>	Président
J. BIAREZ	<i>Professeur à l'Ecole Centrale des Arts et Manufactures</i>	} Examineurs
P. COBBOLD	<i>Professeur associé à l'université de Rennes</i>	
M. POULET	<i>Chef du département Bassins et Gisements à l'Institut Français du Pétrole</i>	
P. VIALON	<i>Professeur à l'université de Grenoble I</i>	Rapporteur

N° d'ordre C.N.R.S. :

THÈSE

PRESENTEE

A L'UNIVERSITE SCIENTIFIQUE ET MEDICALE DE GRENOBLE
POUR OBTENIR LE TITRE DE DOCTEUR-INGENIEUR
PAR

Jacques BOUDON

Ingénieur des Arts et Manufactures

Sujet de la thèse :

Application de la méthode des Eléments Finis
à l'approche mécanique d'un phénomène tectonique :

LE POINÇONNEMENT

(Cas d'une couverture sédimentaire
déformée par un mouvement d'un compartiment de son socle)

Soutenue le 26 novembre 1976 devant la Commission d'Examen

<i>MM. R. BARBIER</i>	<i>Professeur à l'université de Grenoble I</i>	}	<i>Président</i>
<i>J. BIAREZ</i>	<i>Professeur à l'Ecole Centrale des Arts et Manufactures</i>		<i>Examineurs</i>
<i>P. COBBOLD</i>	<i>Professeur associé à l'université de Rennes</i>		
<i>M. POULET</i>	<i>Chef du département Bassins et Gisements à l'Institut Français du Pétrole</i>		
<i>P. VIALON</i>	<i>Professeur à l'université de Grenoble I</i>		<i>Rapporteur</i>

A Bison Ravi,
Ancien modèle.

" Poinçon : orig. inc., s.m.,
sorte de tonneau qui tient à peu près
les deux tiers d'un muid ."
E. LITTRE - Dictionnaire de la langue française : Paris, Hachette ed. 1863.

Monsieur Gabriel CAU : Président
Monsieur Pierre JULLIEN : Vice Président

MEMBRES DU CORPS ENSEIGNANT DE L'U.S.M.G.

PROFESSEURS TITULAIRES

MM. ARNAUD Paul	Chimie
AUBERT Guy	Physique
AYANT Yves	Physique approfondie
Mme BARBIER Marie-Jeanne	Electrochimie
MM. BARBIER Jean-Claude	Physique Expérimentale
BARBIER Reynold	Géologie appliquée
BARJON Robert	Physique nucléaire
BARNOUD Fernand	Biosynthèse de la cellulose
BARRA Jean-René	Statistiques
BARRIE Joseph	Clinique chirurgicale
BEAUDOING André	Clinique de Pédiatrie et Puériculture
BERNARD Alain	Mathématiques Pures
Mme BERTRANDIAS Françoise	Mathématiques Pures
MM. BERTRANDIAS Jean-Paul	Mathématiques Pures
BEZES Henri	Pathologie chirurgicale
BLAMBERT Maurice	Mathématiques Pures
BOLLIET Louis	Informatique (IUT B)
BONNET Georges	Electrotechnique
BONNET Jean-Louis	Clinique ophtalmologique
BONNET-EYMARD Joseph	Clinique gastro-entérologique
Mme BONNIER Marie-Jeanne	Chimie générale
MM. BOUCHERLE André	Chimie et toxicologie
BOUCHEZ Robert	Physique nucléaire
BOUSSARD Jean-Claude	Mathématiques appliquées
BOUTET DE MONTVEL Louis	Mathématiques pures
BRAVARD Yves	Géographie
CABANEL Guy	Clinique rhumatologique et hydrologique
CALAS François	Anatomie
CARLIER Georges	Biologie végétale
CARRAZ Gilbert	Biologie animale et pharmacodynamie
CAU Gabriel	Médecine légale et toxicologie
CAUQUIS Georges	Chimie organique
CHABAUTY Claude	Mathématiques Pures
CHARACHON Robert	Clinique Oto-rhino-laryngologique
CHATEAU Robert	Clinique de neurologie
CHIBON Pierre	Biologie animale
COEUR André	Pharmacie chimique et chimie analytique
CONTAMIN Robert	Clinique gynécologique
COUDERC Pierre	Anatomie pathologique
Mme DEBELMAS Anne-Marie	Matière médicale
MM. DEBELMAS Jacques	Géologie générale
DEGRANGE Charles	Zoologie
DELORMAS Pierre	Pneumophtisiologie

MM. DEPORTES Charles	Chimie minérale
DESRE Pierre	Métallurgie
DESSAUX Georges	Physiologie animale
DODU Jacques	Mécanique appliquée (IUT A)
DOLIQUE Jean-Michel	Physique des plasmas
DREYFUS Bernard	Thermodynamique
DUCROS Pierre	Cristallographie
DUGOIS Pierre	Clinique de dermatologie et syphiligraphie
GAGNAIRE Didier	Chimie physique
GALLISSOT François	Mathématiques Pures
GALVANI Octave	Mathématiques Pures
GASTINEL Noël	Analyse numérique
GAVEND Michel	Pharmacologie
GEINDRE Michel	Electroradiologie
GERBER Robert	Mathématiques Pures
GERMAIN Jean-Pierre	Mécanique
GIRAUD Pierre	Géologie
JANIN Bernard	Géographie
KAHANE André	Physique générale
KLEIN Joseph	Mathématiques pures
KOSZUL Jean-Louis	Mathématiques pures
KRAVTCHENKO Julien	Mécanique
KUNTZMANN Jean	Mathématiques appliquées
LACAZE Albert	Thermodynamique
LACHARME Jean	Biologie végétale
Mme LAJZEROWICZ Janine	Physique
MM. LAJZEROWICZ Joseph	Physique
LATREILLE René	Chirurgie générale
LATURAZE Jean	Biochimie pharmaceutique
LAURENT Pierre	Mathématiques appliquées
LEDRU Jean	Clinique médicale B
LLIBOUTRY Louis	Géophysique
LOISEAUX Pierre	Sciences nucléaires
LONGEQUEUE Jean-Pierre	Physique nucléaire
LOUP Jean	Géographie
Melle LUTZ Elisabeth	Mathématiques Pures
MM. MALGRANGE Bernard	Mathématiques Pures
MALINAS Yves	Clinique obstétricale
MARTIN-NOEL Pierre	Clinique cardiologique
MAZARE Yves	Clinique médicale A
MICHEL Robert	Minéralogie et Pétrographie
MICOUD Max	Clinique maladies infectieuses
MOURIQUAND Claude	Histologie
MOUSSA André	Chimie nucléaire
MULLER Jean-Michel	Thérapeutique (néphrologie)
NEEL Louis	Physique du Solide
OZENDA Paul	Botanique
PAYAN Jean-Jacques	Mathématiques Pures
PEBAY-PEYROULA Jean-Claude	Physique
RASSAT André	Chimie systématique
RENARD Michel	Thermodynamique
REVOL Michel	Urologie
RINALDI Renaud	Physique
DE ROUGEMONT Jacques	Neuro-chirurgie
SEIGNEURIN Raymond	Microbiologie et Hygiène
SENGEL Philippe	Zoologie

MM. SIBILLE Robert	Construction mécanique (IUT A)
SOUTIF Michel	Physique générale
TANCHE Maurice	Physiologie
TRAYNARD Philippe	Chimie générale
VAILLANT François	Zoologie
VALENTIN Jacques	Physique nucléaire
VAUQUOIS Bernard	Calcul électronique
Mme VERAIN Alice	Pharmacie galénique
MM. VERAIN André	Physique
VEYRET Paul	Géographie
VIGNAIS Pierre	Biochimie médicale
YOCCOZ Jean	Physique nucléaire théorique

PROFESSEURS ASSOCIES

MM. CLARK Gilbert	Spectrométrie physique
CRABBE Pierre	CERMO
ENGLMAN Robert	Spectrométrie physique
HOLTZBERG Frédéric	Basses températures
DEMBICKI Eugéniuz	Mécanique
MATSUSHIMA Yozo	Mathématiques Pures

PROFESSEURS SANS CHAIRE

Mlle AGNIUS-DELORD Claudine	Physique pharmaceutique
ALARY Josette	Chimie analytique
MM. AMBROISE-THOMAS Pierre	Parasitologie
BELORIZKY Elie	Physique
BENZAKEN Claude	Mathématiques appliquées
BIAREZ Jean-Pierre	Mécanique
BILLET Jean	Géographie
BOUCHET Yves	Anatomie
BRUGEL Lucien	Energétique (IUT A)
BUISSON René	Physique (IUT A)
BUTEL Jean	Orthopédie
COHEN ADDAD Pierre	Spectrométrie physique
COLOMB Maurice	Biochimie
CONTE René	Physique (IUT A)
DEPASSEL Roger	Mécanique des fluides
FONTAINE Jean-Marc	Mathématiques Pures
GAUTHIER Yves	Sciences Biologiques
GAUTRON René	Chimie
GIDON Paul	Géologie et Minéralogie
GLENAT René	Chimie organique
GROULADE Joseph	Biochimie médicale
HACQUES Gérard	Calcul numérique
HOLLARD Daniel	Hématologie
HUGONOT Robert	Hygiène et Médecine préventive
IDELMAN Simon	Physiologie animale
JOLY Jean-René	Mathématiques Pures
JULLIEN Pierre	Mathématiques appliquées
Mme KAHANE Josette	Physique
MM. KRAKOWIACK Sacha	Mathématiques appliquées
KUHN Gérard	Physique (IUT A)
LE ROY Philippe	Mécanique (IUT A)
LUU DUC Cuong	Chimie organique

MM. MAYNARD Roger
 Mme MINIER Colette
 MM. PELMONT Jean
 PERRIAUX Jean-Jacques
 PFISTER Jean-Claude
 Mlle PIERY Yvette
 MM. RAYNAUD Hervé
 REBECQ Jacques
 REYMOND Jean-Charles
 RICHARD Lucien
 Mme RINAUDO Marguerite
 MM. ROBERT André
 SARRAZIN Roger
 SARROT-REYNAULD Jean
 SIROT Louis
 Mme SOUTIF Jeanne
 MM. STREGLITZ Paul
 VIALON Pierre
 VAN CUTSEM Bernard

Physique du solide
 Physique (IUT A)
 Biochimie
 Géologie et Minéralogie
 Physique du solide
 Physiologie animale
 M.I.A.G.
 Biologie (CUS)
 Chirurgie générale
 Biologie végétale
 Chimie macromoléculaire
 Chimie papetière
 Anatomie et chirurgie
 Géologie
 Chirurgie générale
 Physique générale
 Anesthésiologie
 Géologie
 Mathématiques appliquées

MAITRES DE CONFERENCES ET MAITRES DE CONFERENCES AGREGES

MM. AMBLARD Pierre
 ARMAND Gilbert
 ARMAND Yves
 BACHELOT Yvan
 BARGE Michel
 BARJOLLE Michel
 BEGUIN Claude
 Mme BERIEL Hélène
 MM. BOST Michel
 BOUCHARLAT Jacques
 Mme BOUCHE Liane
 MM. BRODEAU François
 CHAMBAZ Edmond
 CHAMPETIER Jean
 CHARDON Michel
 CHERADAME Hervé
 CHIAVERINA Jean
 CONTAMIN Charles
 CORDONNIER Daniel
 COULOMB Max
 CROUZET Guy
 CYROT Michel
 DELOBEL Claude
 DENIS Bernard
 DOUCE Roland
 DUSSAUD René
 Mme ETERRADOSSI Jacqueline
 MM. FAURE Jacques
 FAURE Gilbert
 GAUTIER Robert
 GENSAC Pierre
 GIDON Maurice
 GROS Yves

Dermatologie
 Géographie
 Chimie (IUT A)
 Endocrinologie
 Neuro chirurgie
 M.I.A.G.
 Chimie organique
 Pharmacodynamie
 Pédiatrie
 Psychiatrie adultes
 Mathématiques (CUS)
 Mathématiques (IUT B)
 Biochimie médicale
 Anatomie et organogénèse
 Géographie
 Chimie papetière
 Biologie appliquée (EFP)
 Chirurgie thoracique et cardio-vasculaire
 Néphrologie
 Radiologie
 Radiologie
 Physique du solide
 M.I.A.G.
 Cardiologie
 Physiologie végétale
 Mathématiques (CUS)
 Physiologie
 Médecine légale
 Urologie
 Chirurgie générale
 Botanique
 Géologie
 Physiques (IUT A)

MM. GUITTON Jacques
 HICTER Pierre
 IVANES Marcel
 JALBERT Pierre
 JUNIEN-LAVILLAVROY Claude
 KOLCDIE Lucien
 LE NOC Pierre
 LEROY Philippe
 MACHE Régis
 MAGNIN Robert
 MALLION Jean-Michel
 MARECHAL Jean
 MARTIN-BOUYER Michel
 MICHOULIER Jean
 NEGRE Robert
 NEMOZ Alain
 NOUGARET Marcel
 PARAMELLE Bernard
 PECCOUD François
 PEFFEN René
 PERRERET Jean
 PERRIER Guy
 PHELIP Xavier
 RACHAIL Michel
 RACINET Claude
 RAMBAUD André
 RAMBAUD Pierre
 Mme RENAUDET Jacqueline
 MM. ROBERT Jean-Bernard
 ROMIER Guy
 SHOM Jean-Claude
 STOEBSNER Pierre
 VROUSOS Constantin

Chimie
 Chimie
 Electricité
 Histologie
 O.R.L.
 Hématologie
 Bactériologie-virologie
 IUT A
 Physiologie végétale
 Hygiène et médecine préventive
 Médecine du travail
 Mécanique (IUT A)
 Chimie (CUS)
 Physique (IUT A)
 Mécanique (IUT A)
 Thermodynamique
 Automatique (IUT A)
 Pneumologie
 Analyse (IUT B)
 Métallurgie (IUT A)
 Neurologie
 Géophysique - Glaciologie
 Rhumatologie
 Médecine interne
 Gynécologie et obstétrique
 Hygiène et hydrologie
 Pédiatrie
 Bactériologie
 Chimie Physique
 Mathématiques (IUT B)
 Chimie générale
 Anatomie pathologique
 Radiologie

MAITRE DE CONFERENCES ASSOCIES

M. COLE Antony

Sciences nucléaires

Fait à SAINT MARTIN D'HERES, AVRIL 1976.

INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE GRENOBLE

Président : M. Philippe TRAYNARD
Vice-Président : M. Pierre-Jean LAURENT

PROFESSEURS TITULAIRES

MM. BENOIT Jean	Radioélectricité
BESSON Jean	Electrochimie
BLOCH Daniel	Physique du solide
BONNETAIN Lucien	Chimie Minérale
BONNIER Etienne	Electrochimie et Electrometallurgie
BOUDOURIS Georges	Radioélectricité
BRISSONNEAU Pierre	Physique du solide
BUYLE-BODIN Maurice	Electronique
COUMES André	Radioélectricité
DURAND Francis	Métallurgie
FELICI Noël	Electrostatique
FOULARD Claude	Automatique
LESPINARD Georges	Mécanique
MOREAU René	Mécanique
PARIAUD Jean-Charles	Chimie-Physique
PAUTHENET René	Physique du solide
PERRET René	Servomécanismes
POLOUJADOFF Michel	Electrotechnique
SILBER Robert	Mécanique des Fluides

PROFESSEUR ASSOCIE

M. ROUXEL Roland Automatique

PROFESSEURS SANS CHAIRE

MM. BLIMAN Samuel	Electronique
BOUVARD Maurice	Génie Mécanique
COHEN Joseph	Electrotechnique
LACOUME Jean-Louis	Géophysique
LANCIA Roland	Electronique
ROBERT François	Analyse numérique
VEILLON Gérard	Informatique Fondamentale et appliquée
ZADWORNÝ François	Electronique

MAITRES DE CONFERENCES

MM. ANCEAU François	Mathématiques Appliquées
CHARTIER Germain	Electronique
GUYOT Pierre	Chimie Minérale
IVANES Marcel	Electrotechnique
JOUBERT Jean-Claude	Physique du solide
MORET Roger	Electrotechnique Nucléaire
PIERRARD Jean-Marie	Mécanique
SABONNADIÈRE Jean-Claude	Informatique Fondamentale et appliquée
Mme SAUCIER Gabrièle	Informatique Fondamentale et appliquée

MAITRE DE CONFERENCES ASSOCIE

M. LANDAU Ioan Automatique

CHERCHEURS DU C.N.R.S. (Directeur et Maîtres de Recherche)

MM. FRUCHART Robert	Directeur de Recherche
ANSARA Ibrahim	Maître de Recherche
CARRE René	Maître de Recherche
DRIOLE Jean	Maître de Recherche
MATHIEU Jean-Claude	Maître de Recherche
MUNIER Jacques	Maître de Recherche

TABLE DES MATIERES

Avant-propos	V
Avertissement	VII
Liste des principales notations	IX
PREMIERE PARTIE	
=====	
EXPOSE DES MOTIFS DE L'ETUDE	
I - <u>RAPPORTS DE LA GEOLOGIE ET DE LA MECANIQUE</u>	p.1
II - <u>PRESENTATION ET JUSTIFICATION DE L'ETUDE DU POINÇONNEMENT</u>	
A) DEFINITION	p.2
B) LIMITATION DE L'ETUDE	p.3
C) DEMARCHE DE LA PENSEE - PLAN DE L'ETUDE	p.4
D) BUTS VISES	p.4
III - <u>APPROCHE GEOLOGIQUE</u>	p.5
A) IDEE DIRECTRICE	p.6
B) CARACTERES DU POINÇON CONVENABLE	p.7
C) RECHERCHE DE POINÇONS	p.8
D) SIMPLIFICATION DU PROBLEME - NOTION DE DEMI-POINÇON	p.8
E) CUCULET	p.8
F) St ILLIERS	p.9
DEUXIEME PARTIE	
=====	
APPROCHE MECANIQUE - METHODES ET HYPOTHESES	
I - <u>NECESSITE D'UNE METHODE NUMERIQUE</u>	p.11
A) PROBLEME MECANIQUE DU POINÇON DE SOCLE	p.11
B) NECESSITE D'UNE METHODE NUMERIQUE	p.12
C) PRESENTATION SOMMAIRE DE LA METHODE DE CALCUL UTILISEE	p.14
D) PARAMETRES ET RESULTATS	p.14
E) HYPOTHESES ET LIMITES DE LA METHODE DE CALCUL UTILISEE	p.14
II - <u>DIFFICULTES PROPRES A LA MODELISATION D'UN PHENOMENE GEOLOGIQUE- HYPOTHESES CHOISIES</u>	
A) DETERMINATION DE L'ETAT INITIAL	p.16
B) DETERMINATION DES PROPRIETES MECANIQUES	p.17
C) DETERMINATION DES CONDITIONS AUX LIMITES	p.19
D) EVOLUTION DU POINÇON	p.19
E) CONTROLE DU RESULTAT	p.20
III - <u>PRESENTATION DU PROGRAMME DE CALCUL TECTO</u>	p.21
A) DEFINITION	
B) LOIS DE COMPORTEMENT DES MATERIAUX	
1°) Formulation	p.22
2°) Seuils de la loi	p.24
3°) Paramètres à connaître	p.25
4°) Avantages et inconvénients	p.25
5°) Améliorations possibles	p.26
C) ELEMENTS-JOINTS	
1°) Formulation	p.26
2°) Détermination de la raideur tangentielle	p.28

3°) Ouverture des joints	p. 29
4°) Paramètres nécessaires	p. 29
5°) Avantages et inconvénients	p. 30
D) CHARGEMENT INCREMENTAL	p. 30
1°) Méthode incrémentale	p. 31
2°) Méthode itérative	p. 31
3°) Avantages et inconvénients de la méthode incrémentale	p. 31
4°) Technique de Runge-Kutta	p. 32
5°) Constitution d'un incrément	p. 32
E) PROGRAMME DESSIN	p. 33
F) CONCLUSION SUR TECTO	
TROISIEME PARTIE	
=====	
RESULTATS	

I - COMPARAISON AVEC SANFORD	
A) BUT DE L'ETUDE	p. 35
B) CALCULS EFFECTUES PAR TECTO	p. 36
C) COMPARAISON POUR LE CALCUL I	p. 36
D) COMPARAISON POUR LE CALCUL II	p. 37
E) CONCLUSION	p. 37
II - MODELE TRICOUCHE	
A) BUT DE L'ETUDE	p. 37
B) CONDITIONS DE CALCUL	p. 37
1°) Maillage	p. 38
2°) Matériaux	p. 38
3°) Joints	p. 38
4°) Conditions aux limites	p. 38
5°) Type de poinçon	p. 38
C) ANALYSE DES RESULTATS	p. 39
1°) Poinçonnement en milieu homogène	p. 40
2°) Influence d'une couche de comportement différent	p. 42
3°) Influence des joints	p. 42
4°) Rôle des conditions aux limites	p. 42
5°) Rôle du pas incrémental	p. 42
6°) Rôle de la forme du poinçon	p. 43
D) CONCLUSION DE L'ETUDE DU TRICOUCHE	
III - MODELE POLYCOUCHE	
A) BUT DE L'ETUDE	p. 44
B) SERIE SEDIMENTAIRE ET SA MODELISATION	p. 44
C) DONNEES DE LA LITTERATURE SUR LE COMPORTEMENT DES ROCHES	p. 45
D) LOIS RHEOLOGIQUES CHOISIES POUR LA MODELISATION	p. 47
E) CONDITIONS DU CALCUL	p. 47
F) PRECAUTIONS PARTICULIERES	p. 48
G) RESULTATS	p. 49
H) CONCLUSION	p. 50
IV - MODELISATION DE LA STRUCTURE DE ST ILLIERS	
A) BUT DE L'ETUDE	p. 50
B) PRESENTATION GENERALE	p. 50
C) DONNEES GEOLOGIQUES CHOISIES POUR LA MODELISATION :	
1°) Série sédimentaire	p. 51
2°) Coupe choisie	p. 51

3°) Forme du poinçon	p. 51
D) METHODE DE MODELISATION	
1°) Résumé du problème	p. 52
2°) Méthode utilisée	p. 52
3°) Conditions de calcul	p. 52
4°) Propriétés des matériaux	p. 53
5°) Modélisation des failles	p. 53
6°) Principales formes de poinçon	p. 53
E) RESULTATS DE LA MODELISATION	
1°) Difficultés rencontrées	p. 54
2°) Points négatifs	p. 55
3°) Points positifs	p. 55
F) CAUSES DE L'ECHEC	p. 56
G) CONCLUSION	p. 57
V - ETUDE DE LA STRUCTURE DE CUCULET	
A) BUT DE L'ETUDE	p. 57
B) PRESENTATION GEOLOGIQUE	p. 57
1°) Plans-limites	p. 58
2°) Matériaux	p. 58
3°) Méthodes-Objets mesurés	p. 58
C) ETUDE PAR ZONES	p. 59
D) EVOLUTION DES OBJETS STRUCTURAUX	p. 62
E) SYNTHESE CINEMATIQUE	p. 62
F) RESULTATS GEOLOGIQUES ANNEXES	p. 63
G) MODELISATION DE LA STRUCTURE DE CUCULET	p. 64
H) CONCLUSION	p. 64
CONCLUSION	
=====	
I - RAPPEL DES PRINCIPAUX RESULTATS	
A) CONNAISSANCE THEORIQUE DU POINÇONNEMENT	p. 67
B) METHODOLOGIE DE MODELISATION	p. 68
C) CRITIQUE DE LA METHODE UTILISEE	p. 68
II - QUELQUES RESPECTUEUSES SUGGESTIONS	
A) MECANIQUE THEORIQUE	p. 69
B) MECANIQUE EXPERIMENTALE	p. 70
C) GEOLOGIE	p. 70
D) ANALYSE NUMERIQUE	p. 71
III - BILAN	
	p. 72
Bibliographie	p. 73
Liste des archives	p. 85

A V A N T - P R O P O S

=====

Au terme de ce travail, il m'est agréable de remercier tous ceux qui m'ont aidé à le réaliser.

Monsieur BARBIER m'a accueilli, en 1972, au DEA de Géologie Appliquée, malgré mes connaissances embryonnaires en Géologie. Il me fait aujourd'hui l'honneur de présider le jury.

Monsieur BIAREZ m'a enseigné, à l'Ecole Centrale, le peu de Mécanique que je sais, et m'a prodigué de nombreux conseils sur le choix des calculs à effectuer et des résultats à présenter.

Monsieur COBBOLD s'est intéressé à mon travail et a bien voulu participer au jury.

Monsieur POULET m'a aidé à préciser les implications de mon sujet intéressantes pour la géologie pétrolière et n'a cessé de me conseiller tout au long de ce travail.

Monsieur VIALON est l'âme de cette étude. Sans le soutien de son enthousiasme, sans sa disponibilité de tous les instants, je n'aurais jamais achevé cette thèse. Malgré mon respect inné de la hiérarchie, la cordialité de nos rapports m'a fait trouver en lui un complice plus qu'un patron de thèse.

Mon camarade et néanmoins ami, Denis AUBRY, assistant à l'Ecole Centrale, m'a communiqué le programme de calcul dont je suis parti pour construire TECTO. Il a bien voulu être mon guide dans la jungle des éléments finis.

MM. QUIBLIER, BECQUEY, TREMOLIERES et de CHARPAL, de l'Institut Français du Pétrole, m'ont toujours accueilli avec beaucoup de sympathie, et ont répondu même aux plus saugrenues de mes questions.

Les membres de l'Institut Dolomieu et de l'IRIGM ont tous contribué d'une façon ou d'une autre à la réalisation de ce travail : en particulier D. BERNARD, M. DAYRE, D. FABRE, G. MERDIECA, Y. ORENGO, les étudiants du DEA 1975-1976 qui ont effectué un stage à Cuculet, et tous ceux qui m'ont aidé à surnager dans le flot des détails pratiques de ces dernières semaines.

La frappe définitive a été effectuée par Madame MEUGNIOT, d'après une première frappe de Catherine LEROY, François SOUDAN, Gérard MERDIECA et Christine, ma femme, qui, de plus, a tracé, d'après les listings, toutes les courbes qui n'étaient pas données par le programme de dessin automatique, et a dû supporter mon mauvais caractère de ces derniers mois.

Enfin, je tiens à signaler que cette étude n'aurait jamais pu être entreprise sans l'aide matérielle que m'ont apportée l'Ecole Supérieure du Pétrole et des Moteurs et l'Institut Français du Pétrole, qui m'ont attribué une bourse de thèse et ont subventionné les heures de calcul.

A tous, un grand merci.

A V E R T I S S E M E N T
=====

Les techniques de plusieurs disciplines ont été utilisées dans ce travail (Géologie, Mécanique, Analyse Numérique) et il semble presque certain qu'aucun spécialiste de chacune d'entre elles ne sera entièrement satisfait à la lecture de ce mémoire.

Ainsi, malgré tout mon souci de rigueur, j'ai sûrement laissé subsister beaucoup d'imprécisions que chaque spécialiste saura découvrir. J'accepte d'avance toutes les remarques qu'on pourra me faire à ce propos.

On pourra de même, me reprocher la façon dont j'ai exposé les résultats des calculs : par exemple, le Mécanicien trouvera certainement que les champs de contraintes et de déplacements n'ont pas été analysés assez en détail, alors que le Géologue pensera qu'on n'a pas donné assez de précisions sur la genèse des objets structuraux.

Mon but n'est pas de faire un travail de Géologie ou de Mécanique, ni de construire un programme d'éléments finis, mais d'essayer d'établir un pont entre ces techniques différentes, d'aider à trouver un langage commun entre géologues et mécaniciens, de lutter contre la spécialisation excessive et la parcellisation des recherches.

" Pour être utile et concluante, l'expérimentation doit être maniée par celui-là même qui a observé le terrain, qui a étudié toutes les circonstances du problème à éclairer et qui s'est ainsi inspiré sur les causes possibles du phénomène. "

LISTE DES PRINCIPALES NOTATIONS UTILISEES DANS CE MEMOIRE

c	=	cohésion d'un matériau
c_j	=	cohésion d'un joint
E	=	module d'YOUNG d'un matériau élastique linéaire
E_i	=	module initial
E_t	=	module tangent
K_n	=	raideur normale d'un joint
K_t	=	raideur tangentielle d'un joint
K_o	=	coefficient de poussée des terres
n	=	exposant dans la loi de variation du module initial ou de la raideur initiale
R_f	=	" failure ratio " utilisé dans les lois hyperboliques des matériaux et des joints
RKS	=	raideur tangentielle résiduelle d'un joint
U_x	=	déplacement horizontal
U_y	=	déplacement vertical
x	=	coordonnée selon l'axe horizontal (en général positif vers la droite)
y	=	coordonnée selon l'axe vertical (positif vers le haut)
Δ_n	=	déplacement normal relatif d'un joint
Δ_t	=	déplacement tangentiel relatif d'un joint=glissement
ν	=	coefficient de Poisson
σ_n	=	contrainte normale dans un joint
σ_x	=	contrainte " horizontale " : composante normale de la contrainte agissant sur une facette verticale
σ_y	=	contrainte " verticale " : composante normale de la contrainte agissant sur une facette horizontale
σ_1	=	contrainte principale majeure
σ_3	=	contrainte principale mineure
$(\sigma_1 - \sigma_3)_f$	=	valeur maximale de $(\sigma_1 - \sigma_3)$ définie par le critère de MOHR COULOMB
$(\sigma_1 - \sigma_3)_u$	=	valeur de $(\sigma_1 - \sigma_3)$ définissant l'asymptote dans la représentation hyperbolique d'une loi de comportement
τ	=	contrainte tangentielle dans un joint
τ_f	=	contrainte tangentielle maximale dans un joint avant rupture
τ_u	=	contrainte tangentielle définissant l'asymptote dans la représentation hyperbolique du comportement d'un joint
τ_{xy}	=	contrainte tangentielle sur une facette horizontale ou verticale.

NB : Les compressions sont les contraintes positives.

Dans la représentation des tenseurs de contraintes, les segments représentant des tractions portent une croix à leurs extrémités.

P R E M I E R E P A R T I E

E X P O S E D E S M O T I F S D E L ' E T U D E

I - R A P P O R T S D E L A G E O L O G I E E T D E L A M E C A N I Q U E

Les fiançailles de la Géologie et de la Mécanique ne datent pas d'aujourd'hui, et pourtant leur union est encore loin d'être consommée. Il faut dire que depuis les premiers flirts du XIX^e siècle (DAUBREE) leur liaison fut orageuse, avec, périodiquement, des brouilles, des découragements, des réconciliations aussi (GOGUEL 1943, K.HUBBERT 1952, HAFNER 1952) mais jamais de rupture définitive. Depuis quelques années, leur idylle traverse de nouveau une période faste, et des éléments nouveaux, des concessions nouvelles des deux parties, permettent d'espérer une issue heureuse et prochaine, sinon immédiate.

MORET nous l'a dit, la Géologie est, comme la Médecine, autant un Art qu'une Science. Elle se penche sur des patients complexes, tourmentés, silencieux, qui ne livrent qu'une partie infime de leur secret, de leur histoire ; et le diagnostic du géologue laisse donc une grande part à l'interprétation personnelle. C'est alors que des sciences plus " exactes " ont quelque chose à apporter autant à la Médecine qu'à la Géologie : la confirmation, ou l'infirmité, d'un diagnostic.

On doit pour cela construire un modèle : c'est-à-dire choisir une " loi " exacte dont les conditions de validité semblent être respectées dans le cas réel, l'appliquer à des données réelles, et comparer les résultats obtenus à d'autres données de l'original. Les difficultés sont immédiates :

- On n'est pas toujours sûr de la concordance entre la loi naturelle et son expression exacte, ni de la vérification des conditions de validité de la loi exacte ;

- pour déterminer les données utilisables, on a beaucoup de mal à dégager de l'énorme masse de détails des structures complexes, ceux qui sont vraiment significatifs et représentatifs du problème qu'on cherche à modéliser.

" Every structure in a rock is significant, even if at first it seems irrelevant " (E.CLOOS, 1946)

Il faut pourtant reconnaître que depuis quelques temps les diagnostics géologiques peuvent être singulièrement affinés grâce aux apports de l'analyse tectonique qui a su essayer de prendre en compte tous les symptômes, même les plus anodins, pour en faire d'abord une analyse géométrique très précise, puis une synthèse cinématique aussi cohérente que possible et en tirer un historique plausible de la maladie du patient, c'est-à-dire de l'histoire de la déformation d'un objet géologique (MASSA, RUHLAND, THOUVENIN, 1972, VIALON 1974, GRATIER et al. 1973, PARIS 1969, ...) D'autre part, des progrès considérables ont été réalisés en Mécanique grâce à l'utilisation d'ordinateurs puissants et de méthodes numériques perfectionnées (comme la méthode des éléments finis qui a été utilisée dans ce travail). On a pu ainsi s'attaquer à des problèmes beaucoup plus complexes et beaucoup plus proches des réalités, qu'avec les moyens classiques de la Mécanique analytique.

- M I S E S E N G A R D E .

Cependant, nous devons noter dès maintenant que l'approche mécanique des phénomènes géologiques n'est qu'une des nombreuses approches possibles. Nous allons voir qu'elle va nous conduire à faire des hypothèses souvent assez grossières, et à oublier certains aspects, pourtant capitaux, de l'histoire d'un objet, comme par exemple l'évolution chimique et thermodynamique. Ainsi par exemple, il n'y a guère de doute que, dans la genèse du clivage schisteux (WOOD 1974), les phénomènes de déformation isotrope (réduction de volume) et déviatoire (création de l'anisotropie, i.e. des feuillets), de mouvements des fluides (système non-clos) et de recristallisations, soient concomitants et absolument interdépendants.

De plus, au risque de faire bondir les spécialistes de la mécanique théorique, nous allons nous heurter à de graves problèmes d'échelle.

D'abord l'échelle de temps : les phénomènes qui nous intéressent se sont produits (ou se produisent) pendant (ou depuis) des quasi-éternités de l'ordre du million ou de la dizaine de millions d'années. Or, les plus longues expériences mécaniques effectuées en laboratoire sont de l'ordre de l'année, et la plus longue expérience en vraie grandeur doit être la compression de la base des Grandes Pyramides depuis leur construction, c'est-à-dire d'une durée de l'ordre de quelques millénaires. On ne dispose d'aucune justification de quelconques lois rhéologiques sur des matériaux réels à l'échelle de temps géologique, et on est réduit à de superbes extrapolations ...

L'autre problème d'échelle est lié à l'échelle d'observation, aux dimensions des objets. Chacun sait que les matériaux géologiques ont toutes les qualités que l'on voudra, mais qu'ils sont merveilleusement discontinus, à toutes les échelles d'observation, et que, justement, l'étude de leurs discontinuités est une part importante de l'analyse tectonique. Or, nous allons utiliser, parce que nous n'avons pas tellement le choix, les lois de la Mécanique des milieux continus, qui s'appliquent à des matériaux désespérément continus, ou supposés tels. Toute la question est dans l'échelle de cette hypothèse : peut-on supposer continu un massif entier ? ou bien seulement une strate, un bloc, un grain, un cristal ? On ne change rien à la théorie générale (heureusement), on ne fait que multiplier les discontinuités, c'est-à-dire compliquer les conditions aux limites.

Il reste encore le problème important du chemin de déformation : en observant l'état final déformé (i.e. : " la déformée ") d'un objet dont il imagine l'état initial, le géologue a trop souvent tendance à conclure à une transformation unique " évidente ", alors que la rigueur mécanique imposerait de connaître précisément, parmi l'infinité de solutions possibles, la série des transformations infinitésimales (chacune donnant une déformation infinitésimale) dont le produit, non-commutatif la plupart du temps, donne la déformation finie qui est seule visible.

Ainsi l'outil mécanique, malgré tous ses récents perfectionnements, est encore assez inadapté à la compréhension de la réalité géologique. La Mécanique ne sait pas encore répondre exactement aux questions que soulèvent les observations quotidiennes du Géologue (genèse de la fracturation ou de la schistosité ...) de même que la Géologie n'apporte aucune donnée précise sur les paramètres les plus élémentaires d'une loi mécanique (par exemple valeur du module d'Young). On aurait besoin d'une Mécanique encore plus perfectionnée et d'une Géologie encore plus minutieuse.

Pourtant l'outil a donné des résultats intéressants et probants : en particulier DIETERICH (1969), STEPHANSSON (1972), BIOT (1965), SERVICE (1973), QUIBLIER (1971) et BECQUEY (1974), ont réussi à modéliser des objets géologiques aussi variés que plis, diapirs ou rifts continentaux ...

Nous sommes un peu dans la situation de nos lointains ancêtres lorsqu'ils ont voulu transporter de lourdes charges : ils ont d'abord essayé de les traîner sur le sol, puis sur des chemins de bois, quelquefois de bois suiffé, puis un jour quelqu'un pensa aux rouleaux et enfin (on s'y attendait) à la roue. Peut-être sommes-nous en train de suiffer un chemin de bois qui sera vite abandonné après l'invention de la roue ? Mais si plein d'embûches soit-il, il semble, aujourd'hui encore, le meilleur moyen d'aller vers la compréhension. Alors, allons-y, ne serait-ce que pour quelques pas .

II - PRESENTATION ET JUSTIFICATION DE L'ETUDE DU POINÇONNEMENT.

A) DEFINITION

Dans l'état actuel des programmes d'éléments finis utilisables dans le domaine de la géologie, il n'est possible de traiter pratiquement que des problèmes bidimensionnels, non pour des raisons théoriques (la meilleure preuve en est l'existence d'un nombre croissant de programmes tridimensionnels), mais pour des raisons pratiques de temps de calcul et d'encombrement en mémoire, nous devons donc choisir de modéliser un objet présentant :

- soit une symétrie de révolution (diapir par exemple).
- soit une longueur infiniment grande (ou au moins très grande) par rapport à la largeur (rifts, plis ...).

Un phénomène nous a paru assez courant dans l'écorce terrestre, et pourtant encore peu étudié, du moins sous ce nom et sous l'aspect mécanique :

LE " POINÇONNEMENT " .

Ce mot n'est guère utilisé dans le langage géologique (pourtant si florissant) : on le rencontre cependant chez P. VIALON (1974) à propos du Jura, ou encore chez M. MATTAUER (1976) à propos de la Plaque Indienne. Par contre le " poinçonnement " est un terme fréquent dans le langage de la Mécanique des Sols ou des Structures, et dans celui de tous les jours. Sans nous attarder sur le poinçonneur des Lilas, ni sur le poinçon des orfèvres, rappelons qu'on dit quelquefois qu'une fondation superficielle a " poinçonné ". Le poinçon du langage courant semble donc un objet dur qui, en agissant par compression, perce, découpe, traverse, ou bien simplement marque, façonne, déforme un autre objet moins solide.

De nombreuses structures géologiques, à toutes les échelles, nous donnent aussi l'intuition du poinçonnement : depuis les " bombs-sags " volcaniques (fig.1) ou les blocs de calcaire dur tombés dans des marnes, jusqu'à la plaque du Dekkan venant poinçonner l'Asie (fig.2) en passant par les diapirs, les intrusions granitiques, les tassements différentiels sur des paléo-reliefs (" Buried-hills " de GOGUEL) (Fig 3), le " piston " de la Plaine Molassique Suisse chez LAUBSCHER (1973) (Fig. 4), les " coins " de socle en surrection ou en translation plus ou moins horizontale qui poinçonnent leur couverture, (par exemple le ROCHAIL, in GRATIER, LEJEUNE, VERGNE) (1973) (Fig.5). La tectonique des plaques nous apporte tout un lot de nouveaux exemples : quel poinçon est plus saisissant que la presque tle d'Oman s'enfonçant dans l'Iran, et tordant les chafnes du Zagros sous l'effet de la rotation de l'Arabie ?

Cependant, sauf pour ces tecto-plaques, les étapes successives du mouvement relatif, preuves véritablement fondamentales, sont rarement connues. Il faut donc se garder de l'habitude courante du raisonnement géologique, en vertu du postulat inavoué " d'évidence " (déjà rencontré à propos des déformations finies), conclut tout de suite au mouvement le plus direct dont l'intuition est donnée par la différence entre l'état final observé et l'idée qu'on se fait de l'état initial.

Nous pouvons donc maintenant essayer de donner une définition plus précise (sinon élégante) du poinçonnement géologique. On dira que le poinçonnement est la conséquence du mouvement relatif d'un objet géologique bien délimité et qualifié pour le moment de " dur " (le poinçon) vers et dans un autre objet géologique contigu, plus étendu et plus " mou " (le massif).

B) LIMITATION DE L'ETUDE

Il était, bien sûr, impossible d'aborder dans le cadre forcément limité d'une thèse tous les types de poinçons géologiques que nous avons cités. Nous avons presque immédiatement éliminé tous les exemples de diapirs, parce qu'ils ne présentent évidemment pas un contraste de rigidité entre poinçon et massif suffisant pour négliger les déformations du poinçon et le supposer rigide. De même furent écartées les intrusions magmatiques qui sont encore compliquées par des phénomènes thermiques considérables (fusion, ou simplement dilatation, et contraintes thermiques). En fin de compte, seuls des poinçons de socle rigide déformant leurs couvertures ont été étudiés. (Fig. 6) ;

* D'abord pour de simples raisons pratiques :

- d'une part, il ne semblait pas raisonnable de vouloir appréhender des objets de dimensions supérieures à la dizaine de kilomètres (comme tous les phénomènes faisant intervenir la tectonique des plaques) ;

- d'autre part, les objets de petites dimensions (" bomb-sags ", blocs fichés) font presque toujours intervenir des phénomènes de choc, encore très difficiles à modéliser.

* Mais surtout parce qu'on observe de plus en plus l'importance de l'étude des relations socle-couverture dans la compréhension de la géologie de surface (ROBERT (1976), FABRE & ROBERT (1975), VIALON (1974), VIALON et al. (1976), GRATIER et al. (1973) etc...)

Cette étude peut avoir aussi un grand intérêt économique quand on sait que 80 % des réserves mondiales de pétrole sont situées dans des bassins de plateforme (type plateforme arabe) où les

structures de la couverture sont directement liées à des mouvements de socle.

C) DEMARCHE DE PENSEE - PLAN DE L'ETUDE

Le mode de raisonnement a été le suivant : partant de l'image qu'on peut se faire d'un poinçon, on en recherche, dans la nature, des exemples qu'on étudie avec autant de précision que possible.

Parallèlement, on essaye de discuter les hypothèses qui permettront de cerner le problème mécanique, et on met au point un programme de calcul numérique. La phase finale est la comparaison des résultats des calculs avec ce qu'on peut savoir de la réalité. Cette démarche de pensée a conditionné toute l'organisation du travail et, en particulier, le plan de ce mémoire:

- une première partie expose les qualités d'un poinçon " convenable " (c'est-à-dire de bonnes dimensions, correctement dégagées par l'érosion et où la preuve du mouvement relatif existe) et les difficultés rencontrées dans la recherche d'un tel objet. On y présente les deux exemples réels choisis : SAINT-ILLIERS et CUCULET, ainsi que les méthodes qui ont permis de les étudier.

- une deuxième partie présente la méthode des éléments finis en essayant surtout de dégager les hypothèses plus ou moins implicites qui lui sont attachées et les paramètres qu'il est nécessaire de connaître.

On s'applique ensuite à poser les hypothèses (simplificatrices) qui permettront d'approcher la valeur de ces paramètres dans les cas géologiques concrets.

Enfin, on présente sommairement le programme TECTO qui a été utilisé, ainsi que les programmes de dessin automatique qui lui sont attachés, en justifiant les options choisies (une notice d'utilisation très précise de ces programmes est donnée dans un volume annexe).

- une troisième partie expose les résultats de 5 séries de calculs :

- . Comparaison avec 2 poinçons de la littérature (SANFORD 1959);
- . Etude théorique du poinçonnement d'un tricouche;
- . Etude de l'influence de la forme du poinçon appliqué sur une série sédimentaire réelle (Bassin Parisien);
- . Modélisation des exemples réels de SAINT-ILLIERS et CUCULET, en présentant d'abord les conclusions de l'étude géologique.

- La conclusion rappelle les principaux résultats et insiste sur les hypothèses faites. On en profite pour souligner les questions qui restent sans réponse, et suggérer respectueusement quelques directions de recherche qui devraient aider à combler le hiatus entre Géologie et Mécanique.

D) BUTS VISES -

Les buts principaux de cette étude sont les suivants :

- Tout d'abord une meilleure connaissance théorique des poinçonnements ; c'est-à-dire en particulier la possibilité d'éclairer d'un jour nouveau de futures observations de relations socle-couverture, en indiquant au géologue de terrain les points stratégiques d'un poinçon où il risque de trouver des preuves de ses hypothèses. Ceci, d'ailleurs, pourra être étendu à d'autres objets, moins particuliers que le poinçonnement, qui fassent intervenir un socle " dur ", et une couverture " molle ".

- Ensuite un programme d'éléments finis permettant de modéliser presque tout problème tectonique bi-dimensionnel (en coupe ou en plan)

- Enfin et plus pratiquement, la possibilité de mieux dessiner des structures pétrolières de plate forme dues à un poinçonnement en permettant de justifier ou d'éliminer des hypothèses d'extrapolation en profondeur, fondées sur des données géophysiques ou de sondages peu profonds.

III - APPROCHE GEOLOGIQUE

A) IDEE DIRECTRICE

Il est temps de rappeler et de préciser le raisonnement qui a guidé toute l'étude géologique.

1 .) On choisit de décrire le poinçonnement (défini dans le chapitre précédent) pour deux raisons :

- Ce type de phénomène paraît relativement facile à modéliser par une méthode numérique, à condition qu'il présente une symétrie suffisante pour qu'une " tranche " à deux dimensions soit représentative de tout l'objet à trois dimensions (tranche radiale pour un objet à symétrie de révolution, ou tranche transversale pour un objet à grand allongement). C'est ce qu'on entend par objet bi-dimensionnel.

- La deuxième raison est que, sans qu'on le dise explicitement la plupart du temps, le poinçonnement est une interprétation courante de nombreux phénomènes géologiques.

Il suffit par exemple de penser aux flèches magistrales qui ornent toute coupe où il est question de surrection ; il semble donc raisonnable, devant le nombre de poinçons interprétés, de supposer l'existence de ces objets.

2 .) On recherche dans la littérature, sur les photos aériennes et sur les cartes géologiques (bien que celles-ci reflètent souvent l'interprétation du dessinateur) des structures circulaires ou allongées susceptibles d'être des poinçons en éliminant à priori les poinçons mous (diapirs, intrusions magmatiques) comme on l'a dit au chapitre précédent. (Cette recherche est plus fructueuse si elle est précédée d'une enquête personnelle auprès de géologues.) On part ensuite sur le terrain avec l'espoir de confirmer l'hypothèse de poinçonnement, c'est-à-dire de démontrer un mouvement relatif entre poinçon et massif.

3 .) Sur les exemples prouvés, choisis pour l'étude, on s'efforce de recueillir le plus possible de données pour construire et ajuster le modèle mécanique. Du point de vue du calcul, ces données sont de deux sortes :

- celles qui vont permettre de déterminer les paramètres d'entrée du calcul,
- celles qui vont permettre de vérifier les résultats du calcul.

On verra, plus en détail, dans le chapitre suivant, que les paramètres d'entrée sont principalement : la géométrie initiale du massif, les propriétés mécaniques des roches du massif, l'état de contrainte initial, et l'histoire du mouvement du poinçon ; les résultats du calcul étant essentiellement les champs de contraintes et de déplacements finaux, d'où l'on peut tirer la géométrie finale et les déformations.

La difficulté est que toutes ces données, à l'exception de celles qui touchent à la géométrie du massif, ne sont pas directement mesurables sur le terrain ni même au laboratoire. Nous aurons l'occasion d'exposer ce problème en détail au chapitre suivant.

On pourra nous faire remarquer que la démarche de pensée que nous venons d'exposer est assez éloignée de l'approche naturaliste traditionnelle où l'on commence par décrire les objets avec précision et sans a-priori avant de se risquer à en donner une interprétation génétique.

Elle a cependant l'avantage d'exprimer clairement les hypothèses de travail et d'éviter ainsi qu'elles ne deviennent insidieusement des postulats.

Toutes proportions gardées, la démarche d'esprit suivie dans ce travail se rapproche plus de la méthode de la physique traditionnelle : après observation d'un phénomène naturel, on essaie de déterminer la loi qui le gouverne. On déduit (ou l'on en a l'intuition) la forme générale de la loi et les paramètres qu'elle fait intervenir. On isole le phénomène en laboratoire, et au cours d'expériences où l'on fixe les paramètres d'entrée et où l'on mesure les paramètres de sortie, on vérifie la validité de la loi en affinant éventuellement sa formulation. C'est-à-dire que l'on construit un modèle (le plus souvent réduit à une ou plusieurs formules mathématiques), d'abord assez grossier et partiel, que l'on corrige et enrichit avec des données nouvelles ou les résultats du premier modèle.

La différence capitale entre la vérification de notre poinçonnement et celle d'une loi physique est, bien sûr, qu'il n'est pas question pour nous de réaliser la moindre expérience à l'échelle géologique, et que nous devons rechercher autour de nous les poinçons que la nature a bien voulu déplacer pour notre grand plaisir, en choisissant ceux où les paramètres nous seront les plus accessibles.

Ceci nous amène à préciser les caractères d'un " bon " poinçon.

B) CARACTERES DU POINÇON CONVENABLE.

1) La condition essentielle est l'existence d'une preuve de poinçonnement, c'est-à-dire de mouvement relatif et de pénétration. La preuve la plus solide de l'existence d'une surface de discontinuité visible, limitant le poinçon du reste du socle, et sur laquelle on peut observer des traces du mouvement relatif (stries ou canelures).

Mais, on doit en général, se contenter d'indices plus discutables :

- déformation de strates ,
- " transport " de couches anciennes à des altitudes supérieures à celle de couches plus récentes,
- laminage de couches au voisinage du plan de discontinuité du poinçon ...

Il faut encore rappeler qu'on doit alors se garder de considérer le mouvement " évident " le plus simple comme le seul possible, mais comme un des nombreux cas qui peuvent avoir donné l'état final qu'on observe.

2) Une autre condition importante est l'isolement du phénomène : il est souhaitable en particulier que la région du poinçon n'ait été soumise qu'à une phase tectonique et qu'on puisse raisonnablement supposer que les strates étaient initialement horizontales et l'état de contrainte initial géostatique.

Dans le même ordre d'idée, on préférera les poinçons dont l'évolution a été suffisamment rapide pour qu'on puisse négliger les phénomènes d'érosion et de sédimentation, et ainsi raisonner sur un système à masse constante.

3) La troisième condition majeure est l'existence de " marqueurs " suffisamment nombreux et significatifs pour permettre de recueillir sur le terrain un maximum d'informations sur le phénomène.

Il est en particulier indispensable d'avoir une connaissance très précise de la géométrie finale de la série sédimentaire dans toute l'étendue de la " tranche " intéressante, depuis la surface du socle jusqu'au sommet de la série. Il faut aussi, autant que possible, connaître la forme du poinçon et l'histoire de ses mouvements. Enfin il serait extrêmement souhaitable de pouvoir effectuer, dans tout le domaine, des mesures microtectoniques, aussi continues que possible, pour déterminer, de façon relative, une zonation des déformations.

Il faut donc rechercher les poinçons que l'érosion a bien dégagés sans toutefois trop emporter de leur couverture. L'idéal est bien sûr un poinçon présentant une coupe nette (radiale ou transversale) sur toute l'épaisseur de la série. On ne peut négliger pourtant les poinçons cachés (de subsurface) qui sont si fréquents dans les zones de plateforme, à condition toutefois qu'ils présentent assez d'intérêt économique pour qu'on y ait effectué une grande quantité de sondages avec carottage et de profils de géophysique.

4) On peut avoir enfin quelques exigences secondaires sur :

- les dimensions du poinçon : kilométrique ou myriamétrique pour de simples questions pratiques d'échelle,
- la symétrie : qui, sans être bien sûr parfaite, doit permettre une modélisation raisonnable en deux dimensions ,
- le contraste de rigidité entre socle et couverture, qui doit être suffisant pour qu'on puisse négliger les déformations du poinçon devant celles du massif,
- la connaissance de la série sédimentaire, qui doit être axée sur la détermination de l'état mécanique des différents horizons au moment du poinçonnement.

Il est par exemple utile de savoir si telle ou telle formation était indurée, ou saturée, à cet instant. Outre les méthodes habituelles de la sédimentologie, on peut essayer quelquefois celles de la " micro-barométrie " (étude des températures d'homogénéisation des inclusions fluides des

cristaux) pour avoir une idée des conditions de pression et de température au moment de la déformation.

C) RECHERCHE DE POINÇONS

Toutes ces conditions peuvent faire douter de l'existence du poinçon idéal à étudier. Cependant, nous avons pu sélectionner une demi-douzaine de poinçons probables et possibles. Malheureusement, disons-le tout de suite, il a fallu renoncer à faire de ces quelques objets des exemples probants.

Notre premier objectif fut le massif du PELVOUX. On sait que ce massif cristallin externe a subi une surrection importante, et on pourrait le considérer tout entier comme un poinçon. Cependant il constitue un ensemble trop vaste et surtout trop complexe pour se prêter à une modélisation. Nous nous sommes donc dirigés vers de petites parties du massif du PELVOUX (Fig. 7).

Le premier exemple effectivement étudié fut la structure de DOURMILLOUSE à la bordure Sud-Est du massif du PELVOUX, à quelques kilomètres à l'Ouest de l'ARGENTIERE (Hautes-Alpes).

En effet, on observe en carte, même au 1/1 000 000, dans la vallée de DOURMILLOUSE et dans la vallée du FOURNEL située immédiatement au Nord, deux affleurements du socle bordés d'un liseré de Trias, au milieu de la série éocène des grès du Champsaur. Les conditions d'affleurement sont très bonnes pour toute l'épaisseur de la série concernée et les matériaux se prêtent bien à des mesures micro-tectoniques. Certes, il est difficile de prétendre que la région n'a subi qu'une phase tectonique, mais les grès du Champsaur présentent une physionomie assez " tranquille " (tectonique " tranquille " de VERNET - 1966 -) pour ne pas masquer un phénomène local de poinçonnement. On pouvait donc espérer être en présence d'un compartiment de socle, satellite du massif du PELVOUX, et en surrection relative. Malheureusement, il n'a pas été possible de prouver ce mouvement et le site a été abandonné.

D'autres sites furent envisagés dans le même contexte, en bordure du massif du PELVOUX, principalement dans la région du plateau d'EMPARIS (au nord du massif, sur la rive droite de la ROMANCHE). Malgré les indications prometteuses de la carte cette zone ne fut pas étudiée en raison des très mauvaises conditions d'affleurement (alpages ...).

Le poinçon du ROCHAIL (Sud-Ouest de BOURG D'OISANS) avait déjà été signalé sous ce nom dans la thèse de GRATIER, LEJEUNE, VERGNE (1973). Il a la particularité de présenter un mouvement dont la composante majeure est horizontale : les terrains sédimentaires du synclinal de BOURG D'OISANS-ORNON sont coincés entre le poinçon - ROCHAIL et l'enclume - TAILLEFER (fig.5). Cette structure ne fut pas choisie, en raison de sa grande complexité (GRATIER et al. , 1976).

Sur les conseils des géologues de l'IFP, on se tourna ensuite vers la partie orientale du SAHARA où de nombreuses structures circulaires ont été recensées dans une zone de plateforme où les conditions d'affleurement sont excellentes. Il existe en particulier sur la carte de TILMAS EL MRA (à 150 km au nord d'AMGUID) un groupe de poinçons dus à des phénomènes de tassements différentiels sur des paléoreliefs ordoviciens (quartzite) qui donnent des structures circulaires où les penchants vont jusqu'à 40°. (Ouest du DJEBEL GUEHHAD - Nord du DJEBEL EL AKHEL). Malgré toutes leurs qualités ces structures furent jugées difficiles à modéliser, en raison du manque d'informations dont on dispose sur les relations compaction - fuite des fluides - variations des propriétés mécaniques.

Un autre poinçon possible, proche de la frontière lybienne dans le TASSILI des AJJERS (feuille IRHERI) est constitué par un " os " doléritique, qui relève les couches encaissantes jusqu'à des pendages de 70°.

En fin de compte tous ces objets furent abandonnés à cause des problèmes qu'aurait soulevés l'organisation d'une mission de terrain dans ces régions désertiques.

Le dernier poinçon étudié fut la sierra de la DEMANDA, en Espagne, un peu au sud de la ligne BURGOS-LOGRONO. Dans le coin Sud-Ouest de la carte géologique de France au 1/1000000, ce massif cambrien attire l'oeil par la tache brune de 60 km x 30 km qui le représente au milieu du vert crétacé et du jaune tertiaire du nord de la VIEILLE CASTILLE. Il présente l'avantage d'avoir été étudié dans la thèse de M. COLCHEN qui a pu mettre en évidence avec précision le mouvement relatif de surrection (Fig. 8.).

Malheureusement ici, l'érosion a trop bien travaillé, et il ne reste de la couverture du poinçon qu'une couronne très amincie, à pendage presque vertical, sur le pourtour de la Sierra.

C'est bien sûr très insuffisant pour reconstituer la géométrie finale du poinçonnement, et ce site a dû être abandonné.

Ainsi la recherche d'un bon exemple s'est avérée bien peu fructueuse, mais nous a tout de même apporté un élément essentiel : la confirmation de l'existence de poinçons, au sens où nous l'entendons, et autres que des tecto-plaques, avec les preuves du mouvement relatif à la DEMANDA et dans les paléo-reliefs sahariens.

D) SIMPLIFICATION DU PROBLEME -NOTION DE DEMI-POINCON

Nous avons infléchi notre direction de recherche vers la notion de " demi-poinçon ", ou de " marche d'escalier ". On rencontre souvent ce type de phénomène en bordure des horsts (fig.9) et il présente l'avantage d'être certainement plus répandu que le poinçon complet tout en conservant l'essentiel du mécanisme, c'est-à-dire l'influence sur la couverture d'une discontinuité du socle qui dirige un mouvement relatif à composante verticale prépondérante. Il faut toutefois insister sur le rôle des conditions aux limites, qui dans un milieu stratifié, vont déterminer le sens des glissements couche sur couche.

Dans le cas d'un poinçon entier présentant un axe ou un plan de symétrie vertical, les points de la couverture appartenant à cet élément de symétrie doivent subir un déplacement uniquement vertical (fig. 10).

Ce qui autorise, en particulier, à ne modéliser que la moitié de l'objet. Par contre, dans le cas d'une marche d'escalier, il n'est pas du tout certain qu'il existe un lieu où les déplacements horizontaux soient nuls. On peut donc, en théorie observer les cas de figure, présentés à la fig. 11.

On remarque que, selon les cas, le glissement couche couche est dextre, sénestre ou indéterminé. Il sera donc capital, dans l'étude de terrain, d'essayer de déterminer le sens de ce glissement si l'on veut construire un modèle cohérent.

La moisson de demi-poinçons a été plus abondante que la précédente, et deux exemples, éloignés de l'idéal, mais corrects ont pu être choisis :

- le site de CUCULET en bordure du massif du PELVOUX, et cas particulier de la surrection générale de ce massif.

- et la structure de SAINT-ILLIERS dans la vallée de la Seine, à quelques kilomètres au Sud-Est de VERNON.

E) CUCULET

Une étude de terrain a été effectuée en 1975 sur le site de CUCULET situé dans la commune de MONT-DE-LANS (Isère), immédiatement au Sud du barrage du CHAMBON sur la ROMANCHE. (Fig 7).

On a pu mettre en évidence qu'un compartiment de socle (gneiss et granite) de la bordure Nord du PELVOUX a subi un mouvement relatif vers le haut, pratiquement le long de la ligne de plus grande pente d'un plan idéal, dont on peut tracer l'épure grâce à la carte au 50 000°, qui est environ Nord 40° - Nord-Ouest 35°.

La couverture, principalement liasique, " enveloppe " le poinçon, sans présenter de discontinuité cartographique.

Cette structure a été choisie en raison de la qualité des affleurements; l'érosion a en effet dégagé deux coupes transversales le long du ruisseau de la PISSE (Sud-Ouest - Nord-Est) et le long de la ROMANCHE (Est-Ouest), et on peut observer toute la tranche utile depuis le socle jusqu'au Dogger. On peut simplement regretter la minceur du tégument sédimentaire au droit de la faille de socle, à la " charnière " du poinçon (= arête de la marche d'escalier), et donc le manque d'informations sur la géométrie finale de cette zone importante du poinçonnement. (Figures présentées au chapitre V de la troisième partie).

D'autre part, la nature très schisteuse des matériaux a multiplié le nombre de marqueurs mesurables et a permis une étude assez précise des déformations grâce à l'utilisation des méthodes géométriques et cinématiques de la tectonique analytique, dans un cas typique de " marche d'escalier " de socle. Cependant, les variations lithologiques constatées ne permettent pas toujours des comparaisons

directes.

Enfin, on s'est efforcé de préciser les conditions physico-chimiques de la déformation par des analyses complémentaires :

- d'abord une série de mesures de calcimétrie, en vue d'établir les teneurs en CaCO₃ de niveaux de " compétence " équivalente;
- puis des mesures de micro-thermo barométrie qui donnent une idée des conditions de pression et de température régnant à ce moment.

Evidemment, le site de CUCULET ne présente pas que des avantages pour une modélisation numérique :

- on a peu d'information sur la géométrie initiale, et il manque des détails sur la géométrie finale (on ignore en particulier la cote du socle dans le compartiment inférieur.),
- il est difficile d'apprécier l'état mécanique initial (on admet en particulier l'existence de la schistosité avant le poinçonnement),
- enfin, le phénomène mécanique lui-même est compliqué par la nature très orthotrope des matériaux, par les glissements qui s'engagent dans les plans de discontinuités (schistosité en particulier) et par les grands déplacements et les déformations assez fortes qu'on observe.

Malgré toutes ces difficultés, le site de CUCULET a été gardé en exemple parce qu'il permet une bonne analyse des déformations. Les résultats de l'étude de terrain sont présentés dans la troisième partie, et comparés aux résultats du modèle d'éléments finis par le programme TECTO.

F) SAINT-ILLIERS

La structure de SAINT-ILLIERS est bien différente de celle de CUCULET, par son contexte géologique et son apparence.

Elle est située dans le bassin Parisien, à une soixantaine de kilomètres au Nord-Ouest de Paris entre MANTES-la-JOLIE et VERNON, juste à l'aplomb d'une grande discontinuité appelée " Faille de la Seine " orientée Nord 135° (parallèlement au pays de BRAY) qu'on peut suivre par géophysique depuis BEYNES (20 km Nord-Ouest de VERSAILLES) jusqu'à la côte normande et que soulignent d'autres structures intéressantes comme celles de VERNON et de BEYNES (Fig. 12).

Il est à noter que cette structure est peu visible en surface et que la plupart des études ont été menées par géophysique et sondages.

Depuis 1957, date du premier sondage, les données se sont accumulées au cours d'une série de campagnes, d'abord à objectif pétrolier, puis pour la réalisation d'un stockage souterrain de gaz.

La structure se présente, au niveau du toit du Portlandien par exemple, comme un dôme elliptique allongé en plan : (de 3 km x 1,2 km).

L'interprétation en " marche d'escalier " est possible mais pas absolument certaine. Toutefois on a mis en évidence, par géophysique, une dénivellation très nette du socle (environ 400 m).

On dispose de données géométriques très précises grâce à une soixantaine de sondages plus ou moins profonds sur une aire restreinte. On peut cependant regretter le manque (relatif) de sondages jusqu'au socle et surtout d'information sur la géométrie de la couverture du compartiment inférieur (en effet, les nombreux sondages avaient pour objectif principal de déterminer la " fermeture " du réservoir et il n'y avait donc pas de raisons d'en implanter dans le compartiment inférieur).

Enfin, il aurait été extrêmement utile de disposer d'au moins quelques données micro-tectoniques, en particulier dans la zone de la " charnière " ; quelques observations de stries de glissement couche sur couche, par exemple, auraient été très intéressantes.

Malgré tout, la structure de SAINT-ILLIERS est un exemple très instructif, surtout parce qu'elle représente un cas typique de subsurface où, en général, on dispose de bonnes données géométriques mais d'aucune donnée microtectonique. Elle a de plus l'avantage de ne présenter que des déformations assez faibles.

On verra, dans la troisième partie, les résultats tirés de sa modélisation.

DEUXIEME PARTIE

=====

APPROCHE MECANIQUE

METHODES ET HYPOTHESES

I - NECESSITE D'UNE METHODE NUMERIQUE

A) PROBLEME MECANIQUE DU POINCON DE SOCLE

Le but que nous nous sommes fixé est de déterminer l'état mécanique d'une couverture sédimentaire soumise à un poinçonnement de la part du socle (c'est-à-dire à un mouvement différentiel du substratum) en utilisant un modèle aussi proche que possible de la réalité.

Dans une première approximation on peut dire que la couverture est constituée d'un empilement de couches, initialement horizontales, de matériaux différents, pesants, relativement homogènes, approximativement orthotropes en l'absence de fractures, et de comportement mécanique complexe (visco-élasto-plastique). Les conditions aux limites peuvent être définies ainsi : (fig. 13)

- la limite supérieure est une surface libre,
- la limite inférieure est à déplacements imposés : à composante horizontale nulle et à composante verticale définie par la forme du poinçon et nulle hors de son emprise,
- les limites latérales sont, selon les cas, à déplacements imposés ou à forces imposées, pour modéliser au mieux une extension latérale infinie.

B) NECESSITE D'UNE METHODE NUMERIQUE

Bon nombre des problèmes mécaniques se rapprochant de notre phénomène de poinçonnement ont déjà reçu une solution analytique mais dans la majorité des cas la rigueur mathématique a exigé de très grandes simplifications qui limitent un peu l'intérêt du résultat pour le géologue.

On peut citer par exemple, le problème de BOUSSINESQ, qui donne exactement le champ des contraintes créé par une force ponctuelle s'exerçant sur un massif semi-infini. Malheureusement ce massif doit être constitué d'un matériau homogène et élastique linéaire.

D'autres chercheurs (en particulier BONNEVILLE (1973) et ATHIAS (1972) ont abordé le poinçonnement, en insistant sur le problème des conditions aux limites. ATHIAS, par exemple, étudie les déformations d'une couche élastique linéaire, reposant sur un substratum rigide, et soumise à l'effet d'un poinçon de formes variées (sphère, cylindre...). Les inconnues du problème sont les contacts poinçon-couche, et couche-substratum.

Dans un domaine plus proche de la géologie, on connaît les travaux de MAURY (1970) sur les milieux stratifiés. MAURY a étudié théoriquement et expérimentalement l'effet d'un poinçon perpendiculaire à la stratification sur un modèle comportant jusqu'à 10 couches, entre lesquelles les glissements étaient possibles. Mais là encore, le matériau était élastique linéaire, et avait les mêmes caractéristiques dans toutes les couches.

Une approche plus globale des milieux stratifiés a été envisagée par MORLAND (1974), qui détermine une " élasticité globale " pour un milieu élastique régulièrement stratifié.

SANFORD (1959) a modélisé un poinçonnement de socle tout à fait conforme à notre définition : il a étudié l'influence d'un mouvement de socle sur une couverture homogène, isotrope obéissant aux lois de l'élasticité classique (petites déformations), en distinguant parmi les mouvements

possibles, une ondulation sinusoidale, et un mouvement en " marche d'escalier " (step-like). En outre, SANFORD a complété ce calcul théorique par des expériences sur bofte à sable qui ont confirmé la différence de mécanisme entre le poinçon " doux " (sinusoidal) et le poinçon " raide " (en marche d'escalier). Nous en reparlerons dans la 3e partie.

Enfin, nous citerons les travaux de A.M.JOHNSON (1970) sur des laccolithes des HENRY MOUNTAINS (UTAH, USA). JOHNSON a assimilé une série sédimentaire à un empilement de dalles (ou de poutres) soumises par la lave à une pression, et lui a appliqué les méthodes de calcul de la Résistance des Matériaux. Son propos était d'ailleurs moins d'analyser les contraintes dans le massif que d'expliquer la forme des grands laccolithes et l'absence de petits laccolithes dans la région.

Certes, on peut douter de la validité des hypothèses de la Résistance des Matériaux dans un tel cas, et discuter des conditions aux limites choisies par JOHNSON (encastrement des plaques), mais nous avons rejeté ce modèle, malgré sa simplicité attirante, surtout parce qu'il impose aux plaques de garder une inertie constante tout au long de la déformation, ce qui n'est pas bien sûr le cas des couches sédimentaires.

Ainsi, aucune méthode analytique de la littérature ne nous a semblé utilisable pour la résolution du problème du poinçonnement.

Une autre approche possible aurait été l'utilisation de modèles réduits. Par ce moyen, BELOUSOV et son équipe (cf. en particulier BELOUSOV et GZOVSKII - 1965) ont déjà étudié en détail le phénomène du poinçonnement (Fig. 14). Cependant le respect des lois de similitude demande une parfaite connaissance des matériaux utilisés et malgré l'attrait de cette méthode, nous avons dû renoncer à l'employer, faute d'expérience et de matériel. Nous nous sommes donc tournés vers les méthodes numériques.

C) PRESENTATION SOMMAIRE DE LA METHODE DE CALCUL UTILISEE

La plus puissante des méthodes numériques utilisées aujourd'hui en Mécanique des Milieux Continus est certainement la Méthode des Eléments Finis. Ses possibilités ont été largement exploitées ces dernières années, en particulier en Mécanique des Roches et des Sols et en Génie Civil, et elle nous a paru a-priori tout à fait convenable pour aborder un problème complexe, comme celui du poinçonnement.

Nous allons donner ici un aperçu très schématique des principes de cette méthode, sans en aborder les bases mathématiques ni en détailler les calculs matriciels, mais dans le but d'éclairer le lecteur néophyte sur le fonctionnement d'un programme d'éléments finis, les hypothèses liées à la méthode, les paramètres à fournir en entrée, les résultats qu'on obtient, et l'intérêt que le géologue peut en tirer.

De très nombreux ouvrages de référence sur la Méthode des Eléments Finis ont été publiés : on pourra consulter avec profit DESAI et ABEL (1972) pour une présentation générale et très claire de la méthode, ZIENKIEWICZ (1973) (traduit en français) ou GUELLEC (1970) pour des renseignements précis sur des points de détail. De plus nous donnons en annexe, dans le " Guide de l'utilisateur de TECTO " (TECTO étant le programme d'éléments finis utilisé dans ce travail), une présentation simplifiée adaptée à notre problème particulier.

La Méthode des Eléments Finis est une méthode numérique qui permet de résoudre, dans un domaine continu, pratiquement tous les problèmes réels faisant intervenir des équations aux dérivées partielles.

On peut citer par exemple et pêle-mêle parmi les problèmes résolus par la Méthode des Eléments Finis :

- les écoulements-permanents ou transitoires - dans les milieux poreux,
- l'analyse des structures complexes (en particulier le calcul des structures d'avion ou de fusée pour lequel la Méthode des Eléments Finis a été conçue à l'origine),
- et bien sûr beaucoup des problèmes de la Mécanique des Sols et de la Mécanique des Roches (construction, excavation, stabilité de pentes, barrages, tunnels, etc...).

Evidemment, pour chacun de ces domaines, la formulation de la Méthode des Eléments Finis est légèrement différente ; nous allons décrire celle qui nous intéresse, qui concerne la Mécanique

des Milieux Continus en deux dimensions.

1 - La Méthode des Eléments Finis exige une discrétisation du milieu continu, c'est-à-dire le choix d'un nombre fini de points du domaine où l'on calculera la valeur des inconnues. Ainsi, on ne connaîtra les champs inconnus que par une série finie de valeurs approchées en quelques points précis, et non par une expression mathématique permettant de les calculer en tout point du domaine (méthode analytique).

Plus pratiquement, la discrétisation consiste en la construction d'un maillage : on divise l'objet considéré en éléments, le plus souvent de forme géométrique simple (triangle ou quadrilatère), assez petits pour pouvoir être considérés comme homogènes quant à leurs propriétés mécaniques. (Fig.15)

2 - Dans la grande majorité des cas, on choisit comme inconnues principales les déplacements des noeuds (points particuliers du maillage, qui sont entre autres les sommets des éléments) et c'est à partir d'eux qu'on calcule les autres inconnues : déformations, contraintes. C'est la formulation aux déplacements.

3 - On détermine ensuite l'équilibre de chaque élément pris individuellement. Pour cela on le considère comme une sorte de ressort à deux dimensions.

Dans un ressort linéaire (à une dimension), on dispose d'une relation entre les forces exercées aux extrémités et la déformation du ressort :

$$F = K \frac{\Delta l}{l}$$

qu'on peut écrire :

$$F = \frac{K}{l} \times (U_A - U_B)$$

où U_A et U_B sont les déplacements des extrémités du ressort.

La quantité K/l qui fait intervenir les propriétés mécaniques (K) et géométriques (l) du ressort peut être appelée sa rigidité.

De la même façon, dans un élément bidimensionnel, on montre que l'on peut écrire la relation matricielle cette fois-ci ; sous la forme :

$$(f) = (k) (u)$$

où (f) est la matrice des forces exercées sur les noeuds par le milieu extérieur à l'élément, (u) est la matrice des déplacements des noeuds, et (k) est la matrice de rigidité de l'élément.

On montre que cette dernière matrice dépend des propriétés mécaniques de l'élément (coefficients élastiques), de ses dimensions initiales et de la fonction de déplacement choisie pour le modèle.

4 - On procède ensuite à l'assemblage des relations d'équilibre de tous les éléments pour constituer une relation d'équilibre global. On considère que chaque noeud peut appartenir à plusieurs éléments : on élimine les forces intérieures au système (action d'un élément sur ses voisins) par le principe de l'action et de la réaction ; on tient compte des conditions aux limites (déplacements imposés, forces extérieures) et on en déduit la relation (F) = (K) (U)

- (F) = matrice des forces nodales extérieures (pour tous les noeuds)
- (U) = matrice des déplacements de tous les noeuds
- (K) = matrice de rigidité globale

5 - La connaissance des conditions aux limites (forces nodales ou déplacements imposés) permet alors de résoudre en U la relation d'équilibre global, en inversant la matrice (K). A condition que toutes les relations contraintes-déformations, et déplacements-déformations soient linéaires, cette inversion ne pose que des problèmes pratiques d'optimisation du calcul.

6 - Enfin, à partir des déplacements des noeuds, on calcule les déformations, et les contraintes au centre des éléments.

D) PARAMETRES ET RESULTATS.

Ainsi, pour tout calcul par la Méthode des Eléments Finis(comme d'ailleurs pour tout calcul mécanique en général) il est nécessaire de connaître trois sortes de données :

- la géométrie initiale du domaine,
- les propriétés mécaniques des matériaux,
- et les conditions aux limites (charges appliquées, déplacements imposés).

On obtient, comme solution,

- les déplacements (qui donnent la géométrie finale),
- les déformations,
- les contraintes.

E) HYPOTHESES ET LIMITES DE LA METHODE DE CALCUL UTILISEE

Il faut noter dès maintenant que la qualité des résultats dépend étroitement de la valeur des données et du respect des hypothèses. On a parfois tendance à perdre tout esprit critique devant les listes de nombres à sept chiffres significatifs sorties d'une imprimante, et à être fasciné par les graphismes d'une table traçante. VOIGHT parle de " the narcotic allure of computer-generated numbers...". Après avoir choisi des données sinon exactes, du moins vraisemblablement conformes à la réalité, on devra toujours s'assurer qu'elles vérifient les hypothèses plus ou moins explicites de la Méthode des Eléments Finis appliquée, à un problème bi-dimensionnel de Mécanique des Milieux Continus.

1°) La première hypothèse est la bi-dimensionnalité : nous utilisons ici la formulation en déformation plane, qui n'est justifiée que pour des corps infiniment allongés.

2°) La 2eme hypothèse est la continuité qu'il est nécessaire de vérifier avant d'utiliser la Mécanique des Milieux Continus.

Il est possible de tenir compte dans un maillage de quelques grandes fractures pré-existantes (nous le verrons), mais on doit renoncer dès maintenant à chercher à modéliser la genèse et la croissance d'un système de discontinuités.

3°) La troisième hypothèse est la linéarité des déformations :

Dans un espace à deux dimensions, la relation entre les déformations et les déplacements, de composantes u et v, peut être donnée sous la forme :

$$\epsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial x} \right)^2 \right]$$

$$\epsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial u}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 \right]$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial u}{\partial x} \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \frac{\partial v}{\partial y}$$

si l'on néglige les termes d'ordre supérieur à 2.

Dans la formulation générale de la Méthode des Eléments Finis, et dans les applications courantes de la Mécanique des Milieux Continus, on suppose que les dérivées des déplacements (= déformations) sont petites (les déplacements eux-mêmes pouvant être grands), ce qui conduit à négliger les termes d'ordre 2 :

On a alors :

$$\epsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x}$$

$$\epsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y}$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}$$

Par contre, si les dérivées des déplacements ne peuvent plus être considérées comme " petites", (le choix d'un seuil de " petitesse " restant souvent difficile à apprécier) ces relations ne sont pas justifiées, et on doit utiliser les précédentes .

4°) La quatrième hypothèse, dans le même ordre d'idée, est la linéarité de la loi de comportement (relation contraintes-déformations).

On utilise la plupart du temps, la loi de HOOKE (élasticité linéaire) qui donne en déformation plane :

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \times \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & 0 \\ \nu & 1-\nu & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix}$$

(E = module d'Young ; ν = coefficient de Poisson)

Malheureusement, on sait que la loi de HOOKE ne représente qu'une partie, souvent petite, du comportement d'un matériau. Si l'on souhaite une modélisation proche de la réalité il est nécessaire de tenir compte des lois rhéologiques réelles, et on se heurte alors à des problèmes de non-linéarité.

Heureusement, depuis déjà plusieurs années, quelques méthodes ont été mises au point pour résoudre les problèmes de non-linéarité ; elles sont de deux sortes : les méthodes incrémentales et

les méthodes itératives. Nous verrons en détail une méthode incrémentale lors de la présentation du programme TECTO. Retenons seulement, pour le moment que ces méthodes sont en général longues et lourdes à employer, mais qu'elles conduisent à un résultat réaliste sous réserve d'une utilisation contrôlée.

5°) La dernière condition à respecter, qui n'est pas à proprement parler une hypothèse, est la cohérence du maillage. On doit s'efforcer de concevoir un maillage adapté au phénomène qu'on veut étudier : par exemple, en le resserrant dans les zones de fort gradient. On montre en effet l'importance prépondérante du maillage sur la qualité du résultat. On imagine, bien sûr que si le nombre d'éléments croît, la solution fournie par la Méthode des Eléments Finis se rapproche de la solution exacte et qu'elle l'atteindrait pour un nombre d'éléments infinis. C'est là qu'interviennent les limites pratiques liées aux calculateurs : limitation en taille-mémoire, limitation en durée de calcul, limitation en coût. Et l'on doit se contenter d'un maillage raisonnable. En particulier, on ne peut représenter un objet infini que si l'on en isole la partie intéressante. Toute la question est alors de déterminer l'influence de la partie de l'objet extérieure au maillage et de l'introduire sous forme de conditions aux limites. De même, quand on emploie une méthode incrémentale, doit-on optimiser le choix entre le nombre d'incrément, le cumul des erreurs liées à chaque incrément, et le coût, directement lié au nombre d'incrément.

C'est là tout le problème de la discrétisation de l'espace et du temps.

6°) Enfin, nous signalons pour mémoire, la possibilité de difficultés numériques liées aux méthodes de calcul propres aux ordinateurs. Parmi les incidents les plus fréquents, citons les erreurs cumulées d'arrondi (qu'on élimine relativement bien en travaillant en double précision), et les erreurs dues au voisinage dans la matrice de rigidité globale de coefficients d'ordres trop différents.

Toutes ces précautions n'ont pas pour but de rendre suspecte la Méthode des Eléments Finis en elle-même, mais de faire garder un esprit critique devant tous les résultats qu'elle peut fournir.

II - DIFFICULTES PROPRES A LA MODELISATION D'UN PHENOMENE GEOLOGIQUE : HYPOTHESES CHOISIES

On vient de voir qu'il est déjà délicat de modéliser un phénomène qu'on sait reproduire en laboratoire et dont on peut mesurer les paramètres.

La modélisation des phénomènes géologiques, dont les paramètres sont encore moins accessibles, posent des problèmes encore plus difficiles.

A - DETERMINATION DE L'ETAT INITIAL.

Nous appelons " état initial " l'état qui précède immédiatement le phénomène de poinçonnement qui nous intéresse : cet état résulte lui-même de toute l'histoire antérieure du massif : sédimentation, compaction, diagenèse...

Il est défini par la géométrie initiale et l'état mécanique initial (contraintes initiales, caractéristiques mécaniques initiales)

Les premières difficultés surgissent dès maintenant : on n'a jamais de preuve formelle de la géométrie précédant une phase tectonique. On peut, bien sûr, faire des hypothèses raisonnables en comparant l'objet final à des objets de secteurs voisins non déformés, mais on n'est jamais vraiment sûr que :

- l'objet de référence est vraiment non-déformé,
- il n'y a pas de variations latérales subtiles entre l'objet de référence et l'objet déformé qui rendent toute comparaison sans intérêt.

Malgré tout, pour une série sédimentaire soumise à une seule phase tectonique, le poinçonnement étudié :

IL SEMBLE RAISONNABLE DE PRENDRE COMME GEOMETRIE INITIALE, UN EMPILEMENT.

DE COUCHES HORIZONTALES D'EPAISSEURS EGALES A CELLES QU'ON MESURE EN ZONE NON DEFORMEE (Hypothèse N°1).

La détermination des contraintes initiales pose encore plus de problèmes. On serait tenté de dire que, dans une zone " non-tectonisée ", les contraintes sont dues au seul poids des terres, et donc de postuler dans un état géostatique (contraintes principales verticale et horizontale) tel que :

$$\sigma_1 = \sigma_y = \sum \rho_i g h_i$$

$$\sigma_3 = K_0 \sigma_1 = \sigma_x$$

où g est l'accélération de la pesanteur,

ρ_i : et h_i les masses volumiques et épaisseurs des couches,

et K_0 le " coefficient de poussée des terres " (rapport de la contrainte horizontale à la contrainte verticale dans le milieu au repos).

Cependant on a montré récemment (PRICE, 1974) que de très faibles mouvements généraux du substratum d'un bassin sédimentaire suffisaient pour y créer un état de contrainte bien différent de l'état géostatique, et même pour faire apparaître des réseaux de fractures. Il faut bien reconnaître que dans la plupart des cas, il est impossible de déterminer ces mouvements du socle. Au mieux, on peut supposer qu'ils se sont produits assez longtemps avant le poinçonnement pour que, grâce à la relaxation des contraintes, l'état de contrainte soit redevenu géostatique au moment qui nous intéresse.

EN REGLE GENERALE, NOUS FERONS DONC L'HYPOTHESE QUE L'ETAT DE CONTRAINTE INITIAL EST GEOSTATIQUE (Hypothèse N°2)

B) DETERMINATION DES PROPRIETES MECANIQUES (1)

De très nombreuses études ont été faites depuis le début de ce siècle sur les propriétés mécaniques des roches : on a pu montrer ainsi que leur comportement dépend étroitement :

- de la contrainte principale mineure σ_3 , souvent appelée pression de confinement (Fig. 16),
- de la durée d'application des contraintes (Fig.17),
- de la vitesse d'application des contraintes (Fig.18),
- de la pression interstitielle (Fig. 19),
- de la température (Fig.20).

On peut donner en particulier quelques références de base : BARON et al. (1963), GRIGGS (1936), GRIGGS & HANDIN (1960), HOUPERT (1973), MORLIER (1964, 1969 et 1971).

On a insisté aussi sur les différents types de ruptures que peuvent présenter les roches, c'est-à-dire les seuils d'apparition des différents marqueurs ; on dispose ainsi aujourd'hui d'une sorte de catalogue encore incomplet sur les comportements possibles des roches selon leur pétrographie, leur composition chimique, et les conditions de la déformation (jusqu'à de très fortes pressions et températures).

Cependant, il faut rappeler qu'aucune expérience de très longue durée n'a encore été réalisée même si l'on commence à avoir des idées sur le comportement des roches à moyen terme. (GRIGGS (1939), HARDY (1959), PARACHKEVOV (1970), GOGUEL (1943), etc...), et le grand problème de l'échelle de temps en géologie, évoqué dans l'introduction, avec toutes les questions de fluage à long terme, de recristallisation sous contrainte et de l'importance des échanges chimiques entre la roche et le fluide d'imprégnation (cf en particulier GOGUEL 1952) est encore sans réponse.

(1) Il s'agit ici de déterminer les propriétés mécaniques des matériaux au début de la déformation et pendant son évolution).

En fin de compte, le résultat le plus net de toutes les recherches effectuées sur le comportement des roches à notre échelle de temps est le doute sur leur comportement à l'échelle des temps géologiques : tant de facteurs peuvent avoir influé sur la loi rhéologique d'un matériau au moment de sa déformation (il y a quelques millions d'années) qu'il y a bien peu de chances de pouvoir la déterminer aujourd'hui.

Même si on entreprend les expériences et les mesures les plus complètes sur un échantillon, trois inconnues persisteront sur son comportement dans une sollicitation tectonique :

1°) Son comportement sous contraintes de très longue durée, sur lequel nous ne reviendrons pas ;

2°) Son état physico-chimique au moment de la déformation : l'état chimique et minéralogique de l'échantillon a pu être complètement modifié depuis la déformation (recristallisation, dissolution sous contrainte, circulation de fluides, compactage, fuite des fluides interstitiels) et le comportement actuel de l'échantillon peut n'avoir aucun rapport avec son comportement ancien. En caricaturant ce point, on peut dire qu'il ne sert à rien de mesurer les caractéristiques actuelles d'un quartzite s'il était sous forme de sable au moment du début de la déformation. Evidemment, il est quelquefois possible d'avoir une idée de ces transformations par des observations de pétrographie, de structurologie, mais pas assez précise pour en déduire les caractéristiques mécaniques.

3°) Enfin, les conditions de la déformation : (principalement température et pression interstitielle) sont bien sûr inaccessibles à la mesure directe. On dispose pourtant ici de quelques méthodes correctes de mesure indirecte : d'abord la pétrographie classique qui permet souvent de déterminer les conditions de pression et de température de cristallisation des minéraux syncinématiques ; et aussi la micro-baro-thermométrie. Elle consiste en l'observation microscopique des températures d'apparition et de disparition d'inclusions fluides dans les cristaux. On peut déduire la température et éventuellement la pression, régnant au moment de la déformation, à condition, bien sûr, de prouver que les cristaux observés sont contemporains de la déformation.

Une autre approche, qui peut devenir très fructueuse, est l'observation microscopique des conséquences de la déformation. On pourrait ainsi rechercher dans la structure microscopique des roches, des traces de l'histoire de leur comportement mécanique.

Des études ont été entreprises depuis vingt ans (cf en particulier GRIGGS & HANDIN (1960), MORLIER (1964), d' ALBISSIN (1963)) principalement sur les carbonates mais n'ont pas donné de résultats encore exploitables.

Par contre, des recherches sur les métaux et sur les matériaux mono-minéraux en général ont donné des relations très intéressantes entre la déformation plastique et la densité des dislocations des réseaux cristallins ; la déformation de certaines roches mono-minérales, comme les péridotites, a pu être ainsi mieux comprise (NICOLAS et POIRIER 1976).

D'autres paramètres viennent encore compliquer la détermination des lois rhéologiques : l'hétérogénéité et l'anisotropie de la plupart des matériaux rocheux. Grâce à la Méthode des Éléments Finis, on pourrait traiter facilement l'hétérogénéité, mais comme de toute façon, on ne connaît pas la position des noyaux hétérogènes, il vaut mieux les négliger et prendre des valeurs moyennes des paramètres. Il est aussi possible de traiter les anisotropies et l'orthotropie en particulier, en modifiant seulement les coefficients de la relation contraintes-déformations, mais on a alors cinq paramètres d'élasticité à déterminer au lieu de deux.

Le dernier obstacle est plus sérieux : c'est le problème de la continuité. Dans quelle mesure peut-on appliquer les lois de la Mécanique des Milieux Continus à un milieu qui est quelquefois discontinu à toutes les échelles? On a souvent proposé une mécanique des blocs, ou des milieux discontinus (TROLLOPE, 1968) pour tenir compte de l'effet important des grandes discontinuités (failles, joints stratigraphiques). Nous utiliserons ici des " joints " présentés plus en détail au chapitre suivant.

Toutes ces considérations nous ont fait adopter une attitude prudente, presque résignée : comme il est impossible de déterminer les comportements anciens des roches, contentons-nous de leurs

comportements actuels comme approximation raisonnable. On essaiera bien sûr de préciser autant que possible, l'état physico-chimique des matériaux et les conditions de la déformation pour puiser à l'endroit le moins mal adapté du " catalogue " des comportements possibles. Nous aurons pour la plupart des matériaux des lois élastiques-plastiques (donc non-linéaires) qui vont nous conduire à la méthode incrémentale.

ON FAIT DONC L'HYPOTHESE QUE LES LOIS RHEOLOGIQUES ACTUELLES DES MATERIAUX SONT UNE APPROXIMATION CORRECTE DE LEURS PROPRIETES A L'EPOQUE DU POINÇONNEMENT (Hypothèse n° 3)

C) DETERMINATION DES CONDITIONS AUX LIMITES

Dans la méthode des éléments finis classique, il n'existe que deux sortes de conditions aux limites : déplacements imposés, ou forces appliquées aux noeuds.

1°) Pour modéliser un phénomène géologique, on souhaiterait pouvoir inclure les décollements et les glissements observés au contact du socle. Il n'est pas possible d'introduire directement ce type de relation dans les conditions aux limites, mais on a pu le schématiser en utilisant des éléments spéciaux appelés joints, et dont on reparlera plus en détail, dans la présentation de TECTO (Chapitre suivant)

Ils donnent souvent une bonne approximation des phénomènes réels, mais on a toujours beaucoup de difficultés, dans un exemple géologique, à déterminer les valeurs numériques de leurs propriétés : coefficient de frottement, cohésion, etc...

2°) Les questions d'érosion et de sédimentation au fur et à mesure de la déformation peuvent avoir aussi une grande importance dans un poinçonnement. Elles se manifestent par des variations de la surcharge et donc par des variations des forces aux noeuds.

NOUS SUPPOSERONS QUE LE MOUVEMENT DU POINÇON EST ASSEZ RAPIDE POUR QU'ON PUISSE NEGLIGER CES ACTIONS . (Hypothèse n°4).

D) EVOLUTION DU POINÇON

1°) C'est le moteur de la déformation. Nous savons qu'il est important de connaître le mouvement du poinçon aussi exactement que possible à cause de l'importance du chemin de contrainte (et du chemin de déformation).

Nous ne connaissons que l'état final (souvent imparfaitement), nous postulons l'état initial, et nous devons imaginer les états intermédiaires. Ici encore on ne doit pas accepter le mouvement comme une évidence venue de l'état final, mais comme le résultat d'un choix explicite.

La méthode de calcul restreint ce choix en imposant :

- l'absence d'angles trop saillants du socle ,
- l'absence de grands déplacements en rotation ,
- l'absence de grandes déformations,
- le respect de la modélisation en deux dimensions (c'est-à-dire que le mouvement du poinçon doit appartenir au plan vertical de coupe).

LES INCREMENTS DE CHARGE SERONT APPLIQUES AU MODELE SOUS FORME DE DEPLACEMENTS IMPOSES DE LA FACE INFÉRIEURE DU MODELE QUI DECRIRA LES FORMES SUCCESSIVES DU POINÇON. (Hypothèse n° 5).

2°) Une autre inconnue qui conditionne les types de comportement des matériaux, est le mode d'avancement du poinçon.

NOUS SUPPOSERONS QUE LES DEPLACEMENTS SE FONT SOUS FORME DE PETITS REJEUX SUCCESSIFS, CE QUI JUSTIFIE A POSTERIORI L'UTILISATION DE LOIS RHEOLOGIQUES A COURTE ECHELLE DE TEMPS. (Hypothèse n° 6)

3°) Si on veut pousser assez loin l'avancement du poinçon, il est inévitable que dans certaines parties du domaine, on observe de grandes déformations. Il serait alors souhaitable d'utiliser une variante de la Méthode des Eléments Finis qui tolère ces " non-linéarités " géométriques, c'est-à-dire une méthode d'itération ou d'incrément.

Malheureusement, dans l'état actuel des perfectionnements de la Méthode des Eléments Finis, il est difficile de faire cohabiter dans un même modèle, une loi rhéologique non-linéaire et une relation déplacements-déformations non-linéaire. Dans l'impossibilité de mettre au point un tel programme dans l'espace d'une thèse, ou d'utiliser les programmes existant dans le monde industriel, nous avons dû faire un choix, quitte à améliorer plus tard le programme TECTO, et nous avons organisé le programme autour de la modélisation de lois rhéologiques, réalistes, non-linéaires.

CE QUI NOUS AMENE A LIMITER L'UTILISATION DE TECTO AUX FAIBLES DEFORMATIONS, ET AUX FAIBLES ROTATIONS (OU AU MOINS AUX FAIBLES ROTATIONS INCREMENTALES).
(Hypothèse n° 7)

4°) Enfin, pour étudier l'influence de la raideur du poinçon (au sens de la pente) nous avons utilisé deux formes de poinçons :

- " douce " = plus ou moins sinusoïdale
- " raide " = aussi proche que possible de la marche d'escalier

E) CONTROLE DU RESULTAT

Devant le nombre d'hypothèses que nous avons dû poser, tant pour l'utilisation de la Méthode des Eléments Finis elle-même, que pour la résolution de notre problème particulier, il semble nécessaire de prévoir une confrontation entre les résultats du modèle et la réalité.

La grande inconnue est ici la quantification mécanique des nombreux marqueurs que le géologue observe et mesure sur le terrain.

Malgré les nombreuses théories avancées sur la fracturation (BARRON (1970), BIENIAWSKI (1967) (1967), BRACE (1964), FABRE (1976), FAIRHURST (1962), GRIFFITH (1924), HEARD (1960), MURREL (1963), PRICE (1966), etc...), on manque encore d'explications sur la genèse des principaux objets (fractures, schistosité, ...) et surtout de valeurs sûres des seuils d'apparition de ces marqueurs (sous forme de courbes intrinsèques, par exemple) qui soient utilisables dans un calcul numérique.

Toutefois, il est possible d'observer presque directement les ellipsoïdes de déformation finie en mesurant par exemple les fossiles ou les minéraux déformés (PECHER 1976). On peut s'affranchir de l'effet de matrice en faisant des classements relatifs et en déterminant des zones d'égale déformation.

C'est en contrôlant la coïncidence géométrique entre l'objet tectonique réel et l'état final du modèle qu'on peut juger de la qualité d'une simulation ; on peut aussi tenter une comparaison entre les zones de déformation.

Il faut toutefois noter que la géométrie finale, aussi bien que le champ des déformations finies final, ne détermine absolument pas le chemin de déformation suivi. En d'autres termes, même si l'on a obtenu une bonne coïncidence entre le résultat final et la réalité, il n'est pas certain qu'on y soit arrivé par le bon chemin.

On peut, de plus, essayer un contrôle sur le champ des contraintes. Malgré les restrictions faites au début de ce paragraphe, il existe un certain nombre de critères de fracturation, sinon universels, du moins convenables dans beaucoup de cas. Le critère de MOHR-COULOMB par exemple, semble une approximation correcte, sauf pour les faibles pressions (voir en particulier MOGI (1974). Une variante de ce critère est utilisée dans TECTO, avec une limitation des tractions à ($-c/2$) (c étant la cohésion) pour approcher la forme parabolique des courbes réelles au voisinage de l'origine. On peut alors chercher une correspondance entre les zones fracturées du modèle et celles qu'on trouve dans la réalité. (Fig. 21)

Il est nécessaire de toute façon de prévoir une méthode d'ajustement du modèle par essais et erreurs. On pourra en déduire en particulier une hiérarchie des nombreuses données en fonction de leur influence sur le résultat.

Rappelons ici ces données :

- géométrie initiale,
- état de contrainte initial,
- propriétés mécaniques des matériaux (et conditions de pression, température et pression interstitielle),
- propriétés des joints, et place des joints,
- mouvement du poinçon (et en particulier taille des pas),
- seuils d'apparition de marqueurs,
- et bien sûr qualité du maillage.

III - PRESENTATION DU PROGRAMME DE CALCUL TECTO

La conception du code TECTO découle directement des hypothèses qui viennent d'être exposées.

Les deux idées directrices en sont :

- la représentation des surfaces majeures de discontinuité cinématique par des éléments-joints.
- la prise en compte de lois de comportement non linéaires pour les roches.

Rappelons que cette orientation est la conséquence d'un choix parmi tous les paramètres intervenant dans un poinçonnement (et dans tout phénomène tectonique), et qu'elle oblige à négliger les autres aspects du problème (grandes déformations, anisotropie, etc...).

A) DEFINITION

TECTO est un programme utilisant la méthode des éléments finis pour calculer le champ des déplacements et le champ des contraintes dans une structure géologique bidimensionnelle soumise à des sollicitations tectoniques.

Cette structure peut être décomposée par un maillage comportant jusqu'à 500 noeuds et 400 éléments quadrangulaires. On peut utiliser jusqu'à 20 matériaux différents isotropes présentant une loi de comportement hyperbolique, dépendant de la contrainte principale mineure (σ_3), avec éventuellement un comportement différent au chargement et au déchargement.

Deux critères de " rupture " sont utilisés :

- rupture (fragile ou ductile) selon MOHR-COULOMB,
- rupture en traction.

Les grandes discontinuités (failles, plans de stratification entre deux formations de comportement mécanique très différents, ...) où peuvent s'engager des mouvements relatifs sont représentées par des éléments " joints " (100 au maximum).

Enfin, on peut tenir compte d'un champ de pression interstitielle complexe (introduit point par point), et de ses variations.

. L'état initial est obtenu :

- soit par le calcul de l'état de contrainte dû au poids des terres,
- soit par lecture de l'état final d'un calcul précédent.

. L'état final est obtenu par une séquence arbitraire d'incrément de charge comportant eux-même d'une à trois itérations.

Chaque incrément peut être constitué d'une ou plusieurs des modifications suivantes :

- modification des conditions aux limites (déplacements imposés, ou forces extérieures),
- modification des pressions interstitielles,
- changement brutal des propriétés mécaniques des matériaux.

(Une version précédente de TECTO permettrait même de rendre compte des phénomènes de sédimentation et d'érosion.)

Les résultats sont présentés sous deux formes :

- listes imprimées classiques,
- résultats graphiques, archivés sur bandes magnétiques, et traités sur traceur BENSON par le programme DESSIN exposé plus loin.

Certains aspects de TECTO ne sont pas originaux :

- Ainsi la partie strictement Eléments Finis (assemblage et inversion de la matrice de rigidité globale) est très classique (Voir en particulier DESAI et ABEL). Elle provient pratiquement sans modifications d'un programme utilisé au laboratoire de Mécanique des Sols de l'Ecole de Centrale.
- D'autre part, le traitement des lois de comportement des roches a été fortement inspiré par les méthodes appliquées aux sols par DUNCAN et son équipe de l'Université de BERKELEY.
- Enfin, la formulation des éléments-joints a été conçue à partir de celle proposée par GOODMAN.

Nous allons maintenant examiner en détail les points importants du code TECTO. Tous les problèmes plus ponctuels ou plus techniques seront exposés en annexe dans le " Guide de l'Utilisateur ".

B) LOIS DE COMPORTEMENT DES MATERIAUX

Si l'on veut caractériser le comportement des roches de façon très générale, on peut dire que, à température constante et état physico-chimique constant, leurs lois rhéologiques :

- sont non-linéaires,
 - dépendent des contraintes,
 - ne sont pas élastiques (comportement différent au premier chargement et dans les cycles).
- Il s'agit alors d'utiliser une formulation mathématique représentant au mieux ces caractères.

1) Formulation

Pour répondre au caractère non linéaire, DUNCAN propose une loi hyperbolique (Fig. 22) L'hyperbole est définie par un point et une tangente à l'origine et par une asymptote horizontale.

On peut l'écrire sous la forme :

$$y = \sigma_1 - \sigma_3 = \frac{\epsilon}{a + b\epsilon}$$

où ϵ est la déformation axiale, et a et b sont définis, par les conditions suivantes :
Si ϵ tend vers l'infini, y tend vers 1/b, donc

$$\frac{1}{b} = (\sigma_1 - \sigma_3)_{ult} \quad (\text{Asymptote})$$

- et d'autre part, la pente de la tangente étant donnée par :

$$y' = \frac{a}{(a+b\epsilon)^2}$$

on a, pour $\epsilon = 0$,

$$y = 0 \quad \text{et} \quad y' = E_{initial} = \frac{1}{a}$$

$$\text{donc} \quad a = \frac{1}{E_i}$$

D'où la formulation :

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \frac{\epsilon}{1/E_i + \epsilon/(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}}$$

et la valeur du module tangent

$$E_t = \frac{E_i}{\left(1 + E_i \frac{\epsilon}{(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}}\right)^2}$$

Pour tenir compte de l'influence des contraintes sur la loi, on définit :

- $(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$, d'une part,

- et E_i d'autre part, en fonction de σ_3 .

$(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$: valeur de l'asymptote est calculé à partir de $(\sigma_1 - \sigma_3)$ en rupture selon le critère de MOHR-COULOMB : $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$

$$(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult} = \frac{1}{R_f} (\sigma_1 - \sigma_3)_f$$

où $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ est la valeur réelle du palier de plasticité.

On joue sur la valeur de R_f pour ajuster le bas de la courbe (fig.23)

On prend en général R_f de l'ordre de 85 %, mais si on veut marquer un point anguleux très net sur la courbe contrainte-déformation on peut prendre une valeur beaucoup plus faible, et au contraire, pour une courbe sans rupture de pente nette, on peut prendre R_f très proche de 99 %. (fig.24).

On remarque qu'au delà de $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$, TECTO ne suit plus l'hyperbole, mais une droite de pente faible (en général correspondant à un module de 100 bars) qui représente la plasticité avec écrouissage.

- L'autre paramètre (E initial) est déterminé par une loi empirique exponentielle, de la forme :

$$E_i = E_o \left(\frac{\sigma_3}{Patm} \right)^n$$

où E_o est le module initial pour $\sigma_3 = Patm$ (pression atmosphérique), c'est-à-dire le module en compression simple.

Pour obtenir n, il suffit de disposer de plusieurs valeurs de E_i pour des σ_3 différentes, et n est la pente de la droite : $\log(E_i) = \log(E_o) + n \log\left(\frac{\sigma_3}{Patm}\right)$

n peut donc être négatif ou positif selon que le matériau s'amollit ou se renforce quand σ_3 croît, mais la loi doit rester monotone.

Enfin, on représente le caractère non élastique de la loi en utilisant pour les déchargements et les rechargements un module égal au module initial (et donc dépendant de σ_3) (fig. 25).

En résumé : TECTO peut représenter trois types de comportement pour une même roche, définis chacun par le module tangent.

- Premier chargement :

$$E_t = \frac{E_i}{\left[1 + E_i \frac{\epsilon}{(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}} \right]^2}$$

qui peut s'écrire :

$$E_t = E_i \left[1 - \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}} \right]^2$$

C'est-à-dire, avec $(\sigma_1 - \sigma_3)_f = R_f (\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$

$$\text{avec } E_i = E_o \left(\frac{\sigma_3}{Patm} \right)^n \quad E_t = E_i \left[1 - R_f \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{(\sigma_1 - \sigma_3)_f} \right]^2$$

- Plasticité pour $(\sigma_1 - \sigma_3)$ supérieure à $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$

$$\frac{E_t}{t} = 100 \text{ bars.}$$

- En cycle de déchargement-rechargement :

$$E_t = E_i = E_o \left(\frac{\sigma_3}{Patm} \right)^n$$

NB : Notons ici qu'il est bien sûr toujours possible de traiter en même temps des matériaux élastiques linéaires (E constant).

2) Seuils de la loi

- On a déjà rencontré le premier de ces seuils : le seuil de " rupture selon MOHR-COULOMB. " Il est représenté par une droite dans le plan de MOHR:

$$\tau = c + \sigma \text{tg} \varphi$$

Les états de contrainte représentés par les cercles de MOHR dont une partie est extérieure à la zone I sont réputés " en plasticité " et le module du matériau est alors pris égal à 100 bars.

L'état de contrainte limite, pour un σ_3 donné, est représenté par le cercle tangent à la droite de MOHR, et son diamètre donne :

$$(\sigma_1 - \sigma_3)_f = \sigma_3 \left[\frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} - 1 \right] + \frac{2c - \cos \varphi}{1 - \sin \varphi}$$

$$(\sigma_1 - \sigma_3)_f = 2 \left(c + \sigma_3 \text{tg} \varphi \right) \text{tg} \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2} \right)$$

- le deuxième seuil est le seuil de rupture en traction. Quand σ_3 devient inférieur à $\frac{-c}{2}$, dans un élément, celui-ci est réputé rompu en traction et on lui attribue un module faible (en général : 10 % de E_o).

L'espace de MOHR est donc divisé en trois zones par la courbe intrinsèque adoptée : (fig. 26)

3) Paramètres à connaître pour chaque matériau

Dans l'idéal, il faudrait, connaître pour chaque matériau, dans le domaine de température et de pression interstitielle où sa position géologique le cantonne, un bon éventail de courbes contrainte-déformation pour des valeurs de σ_3 bien étalées, et, par exemple, les courbes intrinsèques de palier ou de pic (fig. 27).

De là, on tire : E_o : module initial à $\sigma_3 = Patm.$

n = exposant dans la loi de variation de E_i

c = cohésion et φ = angle de frottement interne, définissant une droite de COULOMB qui approche au mieux de la courbe intrinsèque réelle.

R_f = pourcentage reliant $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ à $(\sigma_1 - \sigma_3)$, qu'on obtient en ajustant les parties inférieures des courbes contrainte-déformation.

Enfin, il faut connaître deux autres paramètres :

γ = masse volumique du matériau.

ν = coefficient de Poisson (invariable dans cette modélisation).

4) Avantages et inconvénients de cette formulation.

- Les avantages sont immédiats : malgré une formulation assez simple pour être programmée facilement, on obtient un catalogue de courbes contrainte-déformation, indexées par σ_3 , qui peuvent représenter assez bien la réalité.

D'autre part, chaque élément peut avoir son histoire mécanique propre, et à chaque instant, tous les éléments constitués d'un même matériau peuvent être dans des états très différents.

- Les inconvénients sont évidemment des conséquences de cette simplification :

a) Rappelons tout d'abord que nous avons choisi de garder une représentation isotrope des matériaux. Notons d'ailleurs au passage que les théories de la plasticité anisotrope sont encore peu développées (voir en particulier BOEHLER - 1975 -). Heureusement l'alternance de couches sédimentaires isotropes, de propriétés différentes les unes des autres, arrive dans certaines limites à simuler l'orthotropie globale.

Mais l'inconvénient majeur de l'isotropie se manifeste dans le cas d'un élément rompu par traction. La formulation en orthotropie permettrait de lui affecter un module très faible dans la direction de la traction qui a provoqué la rupture, tout en conservant les caractéristiques normales dans la direction orthogonale.

Dans le cas de l'isotropie, il faut choisir entre :

- diminuer fortement le module pour rendre compte effectivement de l'affaiblissement des caractéristiques mécaniques et de la dissipation des contraintes de traction dues à la rupture, au risque de provoquer l'incrément suivant un écrasement anormal de la direction perpendiculaire.

- garder la valeur normale du module pour éviter cet écrasement, mais en risquant de voir s'étendre une zone de contraintes de traction anormales et sans rapport avec la réalité.

Nous avons bien sûr adopté une solution intermédiaire : affaiblissement moyen du module pendant un incrément (10.% E_o) pour dissiper les tractions les plus fortes, et rétablissement du module normal par la suite. On évite ainsi l'inconvénient majeur de l'écrasement sans rapport avec la réalité.

Toutefois, il est raisonnable de considérer avec circonspection les résultats en contraintes dans les éléments voisins d'un élément rompu par traction. Il est donc prudent de prévoir, dès la conception du maillage, des lignes d'éléments " joints " pour isoler les formations où de fortes tractions sont à prévoir (par exemple ; les couches de fort module soumises à des flexions). En toute rigueur, on devrait même arrêter le calcul au moment où risque d'apparaître la première discontinuité ...

b) La formulation choisie (loi hyperbolique) a un autre inconvénient : elle ne donne que des fonctions monotones, et même strictement croissantes. Ainsi, il est impossible de représenter tous les phénomènes de pic sur la courbe contrainte-déformation, qui sont pourtant assez répandus, surtout aux faibles pressions de confinement.

D'autre part, la loi qui donne E_i en fonction de σ_3 , $E_i = E \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_{atm}} \right)^n$, est elle aussi, monotone (ou constante, si $n = 0$), mais elle peut être croissante ($n > 0$) ou décroissante ($n < 0$). On peut donc représenter des matériaux qui se "raidissent" quand σ_3 croît (calcaire de St Maximin) ou bien qui s'"amolissent" (s'il en existe), mais pas des matériaux comme la marne et le gypse présentés par MORLIER (1964) dont les modules ne varient pas de façon monotone avec σ_3 : (Fig. 28)

c) Enfin, la détermination de la courbe intrinsèque pose toujours un problème, parce que, à de rares exceptions près, les roches ne présentent pas des courbes intrinsèques rectilignes, mais plutôt de type parabolique.

Il s'agit donc de trouver la droite qui s'ajuste le mieux (ou le moins mal) en n'oubliant pas que la cohésion sert aussi à définir le seuil de traction ($R_t = \frac{c}{2}$). Il y a là un compromis souvent difficile à trouver.

En tout dernier lieu, rappelons que nous ne traitons ici que les phénomènes instantanés, en négligeant les fluages.

5) Améliorations possible de cette formulation des lois de comportement.

- Il est actuellement possible d'introduire dans TECTO une formulation en orthotropie,

* soit simplement en modifiant les coefficients de la matrice ($\sigma - \epsilon$) actuelle,

* soit en adoptant la formulation proposée pour des éléments quadrangulaires par

BECQUEY et QUIBLIER (1975).

Mais on doit alors renoncer à utiliser des lois de comportement non-linéaires.

- Il serait aussi possible d'améliorer un peu la méthode :

* en introduisant une courbe intrinsèque non linéaire, soit simplement composée de deux tronçons de droites, soit même représentée par une fonction plus compliquée (parabole, chafnette, ...)

* en faisant varier R_t en fonction de σ_3 , on obtiendrait ainsi un réseau de courbes ($\sigma - \epsilon$) encore plus proches de la réalité. Par contre, on aurait encore plus de paramètres à déterminer, ce qui, comme on le sait, est toujours difficile dans les cas géologiques.

Par contre, il semble peu probable de pouvoir utiliser des courbes contrainte-déformation, comportant un pic dans l'état actuel de la Méthode des Eléments Finis.

C) LES ELEMENTS-JOINTS.

Les éléments - joints ont été popularisés par GOODMAN en 1968, pour modéliser les effets des grandes discontinuités cinématiques.

Ils sont constitués par des éléments à 4 noeuds, à très grand allongement (épaisseur pratiquement négligeable par rapport à la longueur), et à comportement anisotrope (pour permettre les glissements le long du plan, et interdire les interpénétrations des deux épontes).

La formulation choisie permet de relier les déplacements des noeuds aux forces nodales, d'où l'on peut tirer une matrice de rigidité du joint, de même dimension que pour un élément quadrangulaire ordinaire et, qu'on peut donc facilement insérer dans la matrice de rigidité globale.

1°) Formulation.

Dans les axes liés au joint (Fig. 29), on définit 2 constantes de raideur du joint :

K_n = raideur normale, K_t = raideur tangentielle, telles que, si les déplacements de M selon x et y sont u_{inf} et v_{inf} et ceux de M' u_{sup} et v_{sup} .

La force élémentaire df exercée par l'éponte supérieure du joint sur la longueur élémentaire dx entourant M (sur l'éponte inférieure) s'exprime comme la somme de df_n (force normale) et df_t (force tangentielle).

$$df_n = K_n (v_{inf} - v_{sup}) dx$$

$$df_t = K_t (u_{inf} - u_{sup}) dx$$

(ce qui correspond à la relation contrainte-déformation pour un élément normal)

On peut aussi lier les déplacements de tout point aux déplacements des noeuds (= choix d'une fonction de déplacement), par des relations du type :

$$u_{inf} = u_1 (1/2 - x/l) + u_2 (1/2 + x/l)$$

$$v_{inf} = v_1 (1/2 - x/l) + v_2 (1/2 + x/l)$$

En sommant les expressions de df_n et df_t sur toute la longueur du joint, on obtient les composantes de la force exercée par l'éponte supérieure sur l'éponte inférieure :

$$F_n = \int_{-l/2}^{+l/2} K_n (v_{inf} - v_{sup}) dx$$

$$F_t = \int_{-l/2}^{+l/2} K_t (u_{inf} - u_{sup}) dx$$

D'où l'on tire :

$$F_n = K_n \times l/2 \times (v_1 + v_2 - v_3 - v_4)$$

$$F_t = K_t \times l/2 \times (u_1 + u_2 - u_3 - u_4)$$

En écrivant l'équilibre des moments, on montre que cette force s'applique à un point d'abscisse X

$$X = l/6 \times \frac{v_4 + v_2 - v_3 - v_1}{v_1 + v_2 - v_3 - v_4}$$

On écrit ensuite l'équilibre de chaque éponte du joint : $\vec{F}_n + \vec{F}_t = \vec{F}_3 + \vec{F}_4$ (par exemple)

Et on en tire la relation matricielle :

$$\begin{bmatrix} F_{t1} \\ F_{n1} \\ F_{t2} \\ F_{n2} \\ F_{t3} \\ F_{n3} \\ F_{t4} \\ F_{n4} \end{bmatrix} = l/6 \times \begin{bmatrix} 2K_t & 0 & K_t & 0 & -K_t & 0 & -2K_t & 0 \\ 0 & 2K_n & 0 & K_n & 0 & -K_n & 0 & -2K_n \\ K_t & 0 & 2K_t & 0 & -2K_t & 0 & -K_t & 0 \\ 0 & K_n & 0 & 2K_n & 0 & -2K_n & 0 & -K_n \\ -K_t & 0 & -2K_t & 0 & 2K_t & 0 & K_t & 0 \\ 0 & -K_n & 0 & -2K_n & 0 & 2K_n & 0 & K_n \\ -2K_t & 0 & -K_t & 0 & K_t & 0 & 2K_t & 0 \\ 0 & -2K_n & 0 & -K_n & 0 & K_n & 0 & 2K_n \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} u_1 \\ v_1 \\ u_2 \\ v_2 \\ u_3 \\ v_3 \\ u_4 \\ v_4 \end{bmatrix}$$

qui est une relation de rigidité élémentaire :

$$(f) = (k) (u)$$

où (k) est la matrice de rigidité du joint dans ses axes.

De l'expression de df_n et df_t , on peut tirer la valeur des contraintes normale et tangentielle dans le joint :

$$\begin{aligned} \sigma_n &= K_n \Delta_n \\ \tau &= \sigma_t = K_t \Delta_t \end{aligned}$$

où Δ_n et Δ_t sont les déplacements relatifs normal et tangentiel du joint, calculés en général par rapport aux milieux de chaque lèvres.

En donnant à K_n une valeur assez forte (de l'ordre de 10^7 t/m^3 , car les raideurs de joint sont homogènes à des poids volumiques), on évite l'interpénétration des épontes, à condition d'avoir fixé l'épaisseur initiale à une valeur raisonnable (de quelques cm à quelques dm, selon l'intensité des contraintes) permettant d'absorber les contraintes géostatiques.

2) Détermination de la raideur tangentielle

Il est possible d'appliquer à K_t le même type de formulation qu'au module E d'une élément à deux dimensions (fig. 30).

On détermine ainsi une relation hyperbolique entre la contrainte tangentielle et le déplacement relatif tangentiel du joint :

$$\tau = \frac{\Delta_t}{a + b \Delta_t}$$

où $1/a = K_{ti}$ (raideur tangentielle initiale) et $1/b = \tau_{ult}$ (asymptote)
D'où

$$\tau = \frac{\Delta_t}{1/K_{ti} + \Delta_t/\tau_{ult}}$$

et une " raideur tangentielle tangente " (pente de la tangente à hyperbole)

$$K_{tt} = K_{ti} \left(1 - \frac{\tau}{\tau_{ult}} \right)^2$$

De façon analogue aux éléments normaux, on relie τ_{ult} , (l'asymptote) à la valeur de la contrainte tangentielle de " rupture " (τ_f) du joint. (La " rupture " étant le commencement du glissement du joint).

On définit τ_f par la loi du frottement solide avec cohésion : (fig.31).

$$\tau_f = c_j + \sigma_n \operatorname{tg} \varphi_j$$

avec : c_j = cohésion du joint
 φ_j = angle de frottement solide
 σ_n = contrainte normale appliquée au joint.

On relie ensuite τ_{ult} à τ_f par le coefficient R_f

$$\tau_{ult} = \frac{\tau_f}{R_f}$$

Comme pour les éléments à 2 dimensions, il est possible de faire varier K_{ti} (la raideur tangentielle initiale) en fonction du niveau de contrainte.

On a adopté la relation :

$$K_{ti} = K_o \left(\frac{\sigma_n}{\text{Patm}} \right)^n$$

avec K_o = raideur tangentielle pour $\sigma_n = \text{Patm}$

On a donc finalement la formule suivante pour définir K_{tt} (raideur tangentielle tangente) :

$$K_{tt} = K_o \left(\frac{\sigma_n}{\text{Patm}} \right)^n \times \left(1 - \frac{R_f \times \tau}{c_j + \sigma_n \operatorname{tg} \varphi_j} \right)^2$$

Quant on dépasse la valeur de " rupture " de la contrainte tangente τ , le joint entre en régime de grand glissement et on lui affecte une raideur tangentielle égale à la raideur tangentielle résiduelle (RKS) (assez faible).

Les joints ont donc deux types de comportement :

- En deçà de τ_f , ils résistent comme un matériau ordinaire à loi non-linéaire.
- Au deçà de τ_f , ils permettent un grand glissement tangentiel (fig. 32).

3) Ouverture des joints

Un autre intérêt des joints est de permettre une modélisation convenable des liaisons unilatérales (comme par exemple, un contact socle-couverture, avec possibilité de décollement).

A ce propos, TECTO est équipé d'un test qui compare à chaque instant l'épaisseur actuelle d'un joint à son épaisseur initiale.

Quand un joint est soumis à une traction normale à son plan, son épaisseur s'accroît, et quand celle-ci dépasse un seuil fixé, le joint est déclaré ouvert :

$$K_n = 10^{-6} ; K_t = 10^{-5} \text{ et } \sigma_n = \tau = 0.$$

(on exprime simplement qu'il n'y a plus contact entre les deux épontes),
et les deux épontes peuvent s'écarter autant que le reste du système le permet.

4) Paramètres nécessaires à la description d'un joint

Ce sont les paramètres déterminant K_t :

- K_o = raideur tangentielle pour σ_n = pression atmosphérique
- n = exposant dans la loi de variation de K_{ti}
- R_f qui relie τ_{ult} à τ_f
- c_j et φ_j } cohésion et angle de frottement du joint

- RKS = raideur tangentielle résiduelle

D'autre part, on doit définir pour tous les joints d'un même maillage un pourcentage d'augmentation de l'épaisseur initiale (OUVJT) qui détermine le seuil d'ouverture des joints.

Enfin, il n'est pas nécessaire de donner la raideur normale qui est ajustée par le programme lui-même.

La première impression qu'on peut avoir à la lecture de cette liste de paramètres est la difficulté, sinon l'impossibilité, de les déterminer sur un cas géologique concret.

En fait, on a déjà mesuré ce genre de paramètre en vraie grandeur sur des discontinuités métriques ou décimétriques, principalement dans des zones d'appuis de barrage. De même, quelques travaux théoriques (BARTON 1973, GOODMAN 1974) donnent des précisions très utiles sur le comportement des joints.

Il convient de faire plusieurs essais de calcul pour obtenir par tâtonnement les types de comportement de joints qu'on souhaite, qu'on subodore, ou qu'on veut tester entre deux intermédiaires faciles à modéliser :

- joint bloqué : K_0 très grand, ainsi que c_j et ϕ_j
- joint glissant presque parfaitement : $c_j \approx 0$, $\phi_j \approx 0$, RKSs très faible

5) Avantages et inconvénients des joints

*- L'avantage principal est la modélisation convenable des grandes discontinuités, et l'approximation correcte des liaisons unilatérales. On arrive à obtenir des résultats comparables à ceux qu'on attend et qu'on peut mesurer sur le terrain, comme on le verra dans la partie suivante. On obtient de part et d'autre du joint :

- a) pour un joint bloqué ou presque ; une bonne continuité des champs de contraintes et de déplacements
- b) pour un joint qui glisse ; une bonne continuité des contraintes et des déplacements normaux au joint et une indépendance notable des contraintes et déplacements parallèlement au joint;
- c) Pour un joint ouvert ; une indépendance des deux champs.

On peut cependant regretter de devoir négliger les phénomènes importants de dilatance des joints et de pic sur la courbe contrainte tangentielle-glissement (BARTON 1973).

*- Les inconvénients proviennent de la très grande sensibilité des joints aux rotations. En effet, le système d'axes propre à un joint est déterminé par sa position à la fin de l'incrément précédent et donc les glissements qu'il autorise au cours de l'incrément suivant sont dirigés selon cette orientation.

Si, par hasard, le joint est soumis pendant l'incrément suivant à une rotation, même assez petite, il se produit une interpénétration ou un décollement.

La figure 33 présente un exemple exagéré.

Il résulte de ces interpénétrations des perturbations dans le champ des contraintes, sans aucun rapport avec la réalité.

Nous avons remédié à ce problème en faisant plusieurs itérations de chaque incrément, au cours desquelles on ajuste les valeurs des déplacements des noeuds des joints en même temps qu'on précise les caractères des matériaux, comme on va le voir au paragraphe suivant.

Enfin, on risque toujours d'avoir des ennuis quand une ligne de joints n'est plus rectiligne. Exemple : (fig. 34).

Il faut donc faire toujours preuve d'un esprit très critique pour examiner les résultats des joints et, malgré les analyses intéressantes fournies par cette méthode, on peut souhaiter que, dans un proche avenir, on propose une formulation nouvelle, cette fois-ci plus proche de la rigueur mathématique.

D) CHARGEMENT INCREMENTAL

Nous avons vu rapidement, lors de la présentation de la Méthode des Eléments Finis, que l'utilisation de relations non-linéaires contraintes-déformations aussi bien que déformations-déplacements interdisait d'obtenir un résultat exact en un seul calcul.

Deux méthodes de calcul sont alors possibles : la méthode incrémentale et la méthode itérative.

Prenons le cas qui nous intéresse d'une loi contraintes-déformations non-linéaire ; elle peut se traduire globalement et très généralement par une relation (forces extérieures-déplacements des noeuds) non-linéaire:

1) Méthode incrémentale

La méthode incrémentale consiste à appliquer la charge totale (celle pour laquelle on veut faire le calcul) en plusieurs incréments de charge (pas forcément égaux) dans lesquels on supposera que la relation forces extérieures-déplacements des noeuds est linéaire. Chaque incrément sera donc un calcul normal par Eléments Finis. Le principe de la méthode est montré par la figure 35.

On commence par appliquer la charge Q_1 en donnant aux matériaux des caractéristiques correspondant à la droite n° 1. On en déduit un état de déplacement A.

Puis on détermine en A la valeur de la pente de la tangente à la courbe, qui donne la droite n° 2 partant du point A'. On applique alors un nouvel incrément de charge pour obtenir Q_2 . D'où l'état de déplacement B. Et ainsi de suite jusqu'à la charge totale. On voit sur le croquis que l'état obtenu par incréments successifs (D) est légèrement différent de celui qu'on obtiendrait si on pouvait appliquer rigoureusement la loi non-linéaire (E).

2) Méthode itérative

- Dans la méthode itérative, au contraire, on applique tout de suite la totalité de la charge, en donnant aux matériaux des caractéristiques correspondant à la tangente à l'origine de la courbe sollicitations-déplacements (Fig. 36).

On obtient un état de déplacement u_1 , pour lequel les sollicitations devraient être Q_1 , et pour lequel les caractéristiques mécaniques devraient donner la tangente n°2. On refait le calcul en partant de l'état représenté par le point A (u_1, Q_1) en appliquant comme charge la différence entre la charge totale et Q_1 ($Q_t - Q_1$), et en utilisant les caractéristiques mécaniques correspondant au point A (droite n° 2).

On obtient l'état de déplacement u_2 . Et ainsi de suite jusqu'à ce que la différence entre Q_n et Q_t soit négligeable.

3) Avantages et inconvénients de la méthode incrémentale

a) La méthode utilisée dans TECTO est une variante de la méthode incrémentale. En effet, celle-ci présente pour nous deux avantages :

* Elle permet de suivre une démarche progressive pas à pas qui correspond à ce qui se passe dans la nature (avancement du poinçon par petits " séismes " successifs, sédimentation progressive, etc ...), et de connaître les états successifs de déformation.

* Elle permet, dans la mesure où on les connaît, de tenir compte des chemins de contraintes ou de déformations. Ainsi, par exemple, dans la cas où l'on connaît les formes successives du poinçon, on peut avoir une idée de l'ordre dans lequel les éléments entrent en plasticité, ou se rompent par traction, ce qui, on va le voir, est important pour le résultat géométrique final.

b) Le principal défaut de la méthode incrémentale est qu'on ne peut pas déterminer a-priori la taille optimale des incréments à appliquer.

Avec des incréments trop grands, on masque complètement les phénomènes en suivant une courbe sollicitations-déplacements trop différente de la réalité (fig. 37), et avec des incréments trop petits, on gâche du temps de calcul pour une précision d'autant plus illusoire qu'on accumule les erreurs numériques.

Même par tâtonnements, il est difficile de trouver un juste milieu entre ces deux extrêmes.

4) Technique de RUNGE-KUTTA

Nous avons essayé de pallier en partie cet inconvénient, en utilisant une variante de la méthode incrémentale, la technique de RUNGE-KUTTA, qui consiste à diviser en deux le calcul de chaque incrément : (fig. 38),

- On effectue d'abord un premier calcul, suivant le schéma classique de la méthode incrémentale (en appliquant la totalité de l'incrément Q). On détermine donc un état de déplacement u_1 (correspondant à celui obtenu par la méthode incrémentale normale). Ce premier calcul n'a pour but que de déterminer le point milieu de cet incrément (point A) et de déterminer la matrice de rigidité correspondant à cet état (tangente n° 2).

- On effectue ensuite le deuxième calcul, en repartant de la même origine (point B), mais avec les caractères mécaniques du point A (droite n° 3)

On constate, sur le schéma, une nette amélioration de la précision (la différence entre la méthode classique et la méthode de RUNGE-KUTTA a été exagérée par le choix d'un très grand incrément).

5) Constitution d'un incrément dans le programme TECTO

Dans le programme TECTO, trois sortes de sollicitations (ou de modifications) sont possible dans chaque incrément de charge :

- modifications des conditions aux limites (en forces ou en déplacements) permettant de modéliser la plupart des sollicitations tectoniques (déplacements différentiels du socle, raccourcissements, compressions, etc...);

- modifications des caractéristiques mécaniques des matériaux permettant de tenir compte de l'effet de tous les paramètres que nous avons négligés dans la formulation des lois rhéologiques des roches (températures, pression de fluides, phénomènes physico-chimiques...), en changeant manuellement entre deux incréments les propriétés des matériaux, quand on estime qu'une telle modification est rendue nécessaire par un évènement extérieur au processus strictement mécanique (élévation de température, fuite des fluides, cristallisations...);

- modifications du champ de pression interstitielle (au sens de la modification des contraintes effectives, et non plus de la modification des caractéristiques mécaniques des matériaux). Ces modifications peuvent être très précises mais sont assez lourdes à effectuer, puisqu'elles interviennent point par point. En fait, nous ne les avons que très rarement utilisées.

E) PROGRAMME DESSIN

Pour pouvoir dépouiller rapidement les grandes quantités de résultats fournis par chaque calcul, nous avons écrit et mis au point un programme (DESSIN) de sorties graphiques sur traceur BENSON.

Actuellement, DESSIN permet d'obtenir, pour tout ou partie d'un maillage, et à toute échelle, quatorze sortes de dessins , pour chaque incrément de chaque calcul.

a) Maillage déformé (correspondant à une coupe géologique) indiquant aussi les glissements relatifs dans les grandes discontinuités.

b) Champ des déplacements (par des flèches joignant les positions initiale et finale de chaque noeud.)

c) Ellipses déformées de cercles (qui permettent d'avoir une idée de la déformation finie).

d) Contraintes principales : représentées par des segments orientés selon σ_1 , et σ_3 et proportionnels.

e) Enfin dix réseaux de courbes isovaleurs pour les fonctions suivantes :

- déplacements horizontaux u_x
- déplacements verticaux u_y
- contraintes horizontales σ_x
- contraintes verticales σ_y
- contraintes tangentielles τ_{xy}
- contrainte principale majeure σ_1
- contrainte principale mineure σ_3
- module tangent
- risque de rupture selon le critère de MOHR-COULOMB : rapport $(\sigma_1 - \sigma_3) / (\sigma_1 + \sigma_3) f_r$
- pression interstitielle .

Ces courbes sont obtenues par un procédé simple (interpolation linéaire entre les points du maillage, sans lissage), qui donne pourtant de bons résultats pourvu que la fonction étudiée soit (raisonnablement) continue, pourvu qu'on tienne compte dans l'interpolation des discontinuités prévisibles (joints,...).

L'utilisation de DESSIN permet un examen rapide et global des résultats, qu'on complète par l'étude plus précise, sur les listings, des détails importants mis en évidence.

F) CONCLUSIONS SUR TECTO

Comme on vient de le voir, le programme TECTO peut déjà apporter des résultats intéressants.

Toutefois, il est limité par les options prises lors de sa conception (loi non-linéaire, joints), et son principal défaut est certainement de ne pas pouvoir tenir compte des grands déplacements et des grandes déformations (si fréquents en géologie).

On peut aussi regretter que TECTO ne permette pas une modélisation des matériaux anisotropes. Ce serait possible, sans beaucoup de modifications de la version actuelle, à condition de n'utiliser que des matériaux élastiques linéaires.

Il ne faut donc certainement pas considérer TECTO comme un outil achevé (bien qu'il soit actuellement aussi au point que possible), mais comme une ébauche.

Dans l'idéal, on peut souhaiter disposer un jour pour ce genre d'études de programmes d'éléments finis permettant de modéliser, dans 3 dimensions, des problèmes faisant intervenir en même temps,

- de grandes déformations,
- des conditions de contact unilatérales,
- des discontinuités cinématiques,
- des matériaux à comportement compliqué (anisotropes, présentant une loi non-linéaire, quelques fois avec un pic dépendant du niveau de contrainte)
- des courbes intrinsèques (en contrainte ou en déformation) d'apparition de marqueurs avec éventuellement introduction automatique de ces marqueurs dans le calcul.

Certains programmes présentant quelques-unes de ces options existent déjà, mais ils sont limités par des problèmes numériques.

Il faut reconnaître que, dans l'immédiat, un programme offrant toutes ces possibilités reste du domaine de l'utopie.

TROISIEME PARTIE

=====

Cinq types de calculs ont été entrepris :

- I - COMPARAISON DES RESULTATS DE TECTO AVEC LES CALCULS ANALYTIQUES DE SANFORD DANS UN CAS PARTICULIER DE POINCON.
- II - ETUDE THEORIQUE DU POINÇONNEMENT D'UN TRICOUCHE ELASTIQUE, PAR UN POINÇON DE FORME FIXE.
- III - ETUDE DE L'INFLUENCE DE LA FORME DU POINÇON SUR UNE SERIE SEDIMENTAIRE REELLE (Bassin Parisien Central).
- IV - MODELISATION DE LA STRUCTURE DE SAINT-ILLIERS.
- V - MODELISATION DE LA STRUCTURE DE CUCULET.

I - COMPARAISON AVEC SANFORD

A) BUT DE L'ETUDE

Il s'agit ici de tester les performances du programme TECTO en comparant ses résultats avec ceux d'un calcul analytique.

En 1959, SANFORD a présenté une série de calculs analytiques à deux dimensions donnant les champs de contraintes et de déplacements dans une couche élastique homogène soumise à des déplacements de sa limite inférieure, dans un cas de figure correspondant exactement à notre définition du poinçonnement.

Les conditions aux limites étaient les suivantes dans les deux calculs qui nous intéressent particulièrement :

- surface supérieure libre ($\sigma_y = \tau_{xy} = 0$),
- surface inférieure à déplacements imposés verticaux ($u_x = 0$, $u_y = f(x)$).

Dans le calcul I :

$$u_y = B \cos \frac{\pi x}{L} \text{ (poinçon sinusoidal)}$$

et dans le calcul II, on approche un poinçon en marche d'escalier par une série de Fourier :

$$u_y = \frac{4 B}{\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^{n+1}}{(2n-1)} \cos (2n-1) \frac{\pi x}{L}$$

où B est le déplacement vertical maximum (fig. 39).
Les dimensions du domaine sont : H = 5 km, L = 25 km.

Les caractéristiques du matériau sont :

$$G = 2,10^{11} \text{ dynes / cm}^2 \quad \psi = 35^\circ$$

$$\gamma = 2,5 \text{ g/cm}^3 \quad c = 250 \text{ kg/cm}^2$$

$$\nu = 0,25$$

où G est le module de rigidité au sens de Lamé. On peut connaître le module d'Young par la relation :

$$E = 2 (1 + \nu) G$$

et on déduit

$$E = 5,10^5 \text{ bars}$$

L'état initial est hydrostatique :

$$\sigma_x = \sigma_y = \rho gy \quad \tau_{xy} = 0$$

SANFORD présente une série de résultats intéressants, en particulier sur la naissance de la fracturation, que nous ne discuterons pas ici.

Nous nous sommes contentés de comparer les images des champs de déplacements (sous forme de flèches) et de contraintes (sous forme de trajectoires de contraintes) avec celles données par TECTO.

Un parallèle a aussi été tenté entre les courbes " d'égale densité d'énergie de déformation " données par SANFORD, et les courbes " d'égale risque selon MOHR-COULOMB " données par TECTO.

Dans chaque calcul, SANFORD donne les résultats correspondants à la course maximale du poinçon avant l'apparition de la première discontinuité. C'est-à-dire pour la valeur maximale du B défini à la page précédente.

Pour le calcul I, B = 8.2 m ; et pour le calcul II, B = 3.7 m.

B) CALCULS EFFECTUES PAR TECTO

Le maillage utilisé (n° 6) est assez grossier : 125 éléments de 1 km x 1 km, pour un domaine de 25 km de long et 5 km de haut. Les conditions aux limites et les propriétés mécaniques du matériau élastique linéaire constituant le milieu homogène sont exactement celles utilisées par SANFORD.

Les conditions du calcul sont donc aussi proches que possible que celles de SANFORD, cependant deux imprécisions liées à l'utilisation d'une méthode numérique viennent entacher le résultat d'erreur avant même de faire le calcul :

- les fonctions f (x) donnent le déplacement vertical des points de la base sont interpolées linéairement entre les noeuds ,
- il n'a pas été possible, dans la version actuelle de TECTO, d'imposer un état initial vraiment hydrostatique. On a dû se contenter de calculer l'état initial en donnant au coefficient de Poisson la valeur 0,49, qui est le maximum admis par TECTO. On a obtenu alors une différence de 4 % entre σ_x et σ_y .

C) COMPARAISON POUR LE CALCUL I

En comparant, dans le cas du poinçon sinusoidal, les figures données par SANFORD et celles issues des calcul de TECTO, on peut faire les observations suivantes :

- la coïncidence entre les champs de déplacement est presque parfaite (fig. 40 et 41),
- les trajectoires des contraintes suggérées par les tenseurs donnés par TECTO sont celles de SANFORD (on remarque en outre la bonne correspondance des zones de traction) (fig. 42 et 43),
- avec toutes les précautions à prendre dans la comparaison de deux critères différents, on peut voir une assez bonne correspondance entre les zones fortement sollicitées de SANFORD et celles de TECTO. (fig. 44 et 45).

Considérons maintenant les résultats numériques ;

	SANFORD	TECTO	TECTO interpolé
σ_x max: valeur et situation	: 1261Bars - x=0, y=0	: 1090Bars - x=500, y=500	: 1215Bars -x=0, -y=0
σ_y max: valeur et situation	: 1282Bars - x=0, y=0	: 1150Bars - x=500, y=500	: 1275Bars -x=0, y=0
τ_{xy} max: valeur et situation	: 74Bars - x=12,500 y=0	: 74Bars - x=11,500 y=500	:
<u>Limite supérieure</u>			
u_x max: valeur et situation	: 3,8 m - x = 12.500	: 3,78 m - x = 12 000	:
u_y max: valeur et situation	: 7,8 m - x = 0	: 7,73 m - x = 0	:
<u>Limite inférieure</u>			
u_y max: valeur et situation	: 8,2 m - x = 0	: 8,2 m - x = 0	:

On constate que la correspondance est très bonne pour les déplacements.

Elle semble moins bonne pour les contraintes, mais il ne faut pas oublier que TECTO ne donne ces valeurs qu'au centre des éléments. Les valeurs interpolées des contraintes σ_x et σ_y , en tenant compte du poids des terres, sont tout à fait proches de celles de SANFORD, surtout quand on se souvient de la différence de 4 % qui existe entre σ_x et σ_y dans l'état initial de TECTO.

D) COMPARAISON POUR LE CALCUL II

C'est là le cas du poinçon en marche d'escalier.

Là encore, la correspondance entre les trois graphiques est très bonne :

- champ des déplacements identiques (fig. 46 et 47)
- bonne coïncidence entre les trajectoires de contrainte de SANFORD et les directions données par TECTO, ainsi qu'entre les zones de traction (fig. 48 et 49),
- assez bon accord entre les zones fortement sollicitées dans les deux calculs (fig. 50 et 51).

Résultats numériques :

La correspondance est très correcte pour les déplacements, mais beaucoup moins bonne pour les contraintes. Cette fois-ci, l'interpolation utilisant le poids des terres n'est plus suffisante, et les différences constatées sont dues sans doute à la faible densité du maillage dans la zone critique de la marche d'escalier.

	SANFORD	TECTO
σ_x max: valeur et situation	: 1578Bars - x = 11 250, y = 0	: 1151 Bars - x = 11 500, y = 500
σ_y max: valeur et situation	: 2229Bars - x = 11 250, y = 0	: 1790 Bars - x = 11 500, y = 500
τ_{xy} max: valeur et situation	: 489Bars - x = 12 500, y = 0	: 561 Bars - x = 12 500, y = 500
<u>Limite supérieure</u>		
u_x max: valeur et situation	: 3,0 m - x = 12 500	: 3,1 m - w = 12 000
u_y max: valeur et situation	: 3,7 m - x = 0	: 3,7 m - x = 0
<u>Limite inférieure</u>		
u_y max: valeur	: environ 3,7m	: environ 3,7 m

E) CONCLUSION

La comparaison rapide de TECTO avec des résultats analytiques a permis de montrer l'aptitude de ce programme à traiter des problèmes de poinçonnement. Même avec un maillage très fruste, TECTO a donné une bonne approximation des champs de contraintes et de déplacements et a mis en évidence la différence entre un poinçon " doux " (sinusoidal) et un poinçon " dur " (en marche d'escalier).

II - MODELE TRICOUCHE

A) BUT DE L'ETUDE

Cette étude préliminaire a pour but d'étudier les mécanismes du poinçonnement dans un cas relativement simple : un empilement de 3 couches, (un tricouche). On examinera, en particulier l'influence des différents paramètres de calcul (propriétés mécaniques des matériaux, propriétés des joints conditions aux limites, taille des incréments, forme du poinçon ...).

B) CONDITIONS DE CALCUL

1°) Maillage : le maillage utilisé (n°2) comporte 342 noeuds et 306 éléments dont 51 joints. le domaine modélisé mesure 2500 m de long et 500 m de haut ; il est divisé en trois couches principales

(I,II,III) limitées par trois lignes de joints. (la première ligne de joints séparant le domaine du socle). (fig. 52)

2°) Matériaux utilisés : Dans cette étude, seuls les matériaux idéalement élastiques linéaires ont été employés. En particulier, on a donné aux cohésions et aux angles de frottement des valeurs énormes, tout à fait fictives, pour éviter que le programme ne tienne compte d'éventuelles ruptures.

Trois matériaux ont été utilisés, appelés respectivement : " mou ", " raide ", " très raide ".

Matériau	E en bars	ν
" mou "	1 000	0,35
" raide "	25 000	0,35
" très raide "	1 000 000	0,35

3°) Joints : deux sortes de joints, représentant les comportements extrêmes, ont été utilisés : joint glissant et joint bloqué .

Type	Kj	n	R _f	c _j	φ_j	RKS	kj : $\frac{kt}{\gamma_w}$
Glissant	0,1	1/2	75 %	0,1 b.	5°	0,01 t/m ³	
Bloqué	10 ⁹	1/2	75 %	10 ⁸ b.	40°	10 ⁹ t/m ³	

D'autre part, le coefficient d'ouverture des joints (pourcentage d'augmentation maximale d'épaisseur avant ouverture du joint) a été fixé à 2 % en général, sauf indication contraire.

4°) Conditions aux limites :

Deux cas sont à considérer dans lesquels les conditions aux limites sont différentes :
 - calcul initial, où les contraintes sont initialisées par l'effet du poids des terres.
 - calcul du poinçonnement.

* Dans le calcul initial, les conditions aux limites sont les suivantes : (fig. 52)

- limite supérieure : surface libre,
- limite inférieure : déplacements nuls (selon x et y)
- limites latérales : déplacements horizontaux nuls (les seuls déplacements autorisés sont les déplacements verticaux liés au tassement).

* Pour le poinçonnement lui-même, deux types de conditions aux limites ont été utilisés et comparés :

- n° 1 (fig. 53) limite supérieure : surface libre ; limite inférieure : déplacements imposés (selon x et y) ; limite latérale à x=0 : déplacements horizontaux nuls pour représenter un plan de symétrie ; limite latérale à x=2 500 : déplacements verticaux nuls ; les seuls mouvements autorisés sont horizontaux, du type glissement couche sur couche, par exemple ;
- n° 2 (fig. 54) La seule différence par rapport au n° 1 se manifeste à la limite latérale à x = 2 500, où l'on impose une distribution de σ_x constante (ce qui, en construction incrémentale, revient à imposer des forces nodales nulles).

5°) Type de poinçon et déroulement des calculs

Dans presque tous les calculs on a utilisé un poinçon de forme presque sinusoidale, s'étendant jusqu'à 450 m du plan de symétrie. Les déplacements des noeuds de la limite inférieure étaient les suivants, pour une course du poinçon de 10 m :

- * déplacement horizontal (u_x) nul pour tous les noeuds,
- * déplacement vertical (u_y) donné par le tableau suivant :

N° des noeuds	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	en mètres.
x	0.	50	100	150	200	250	300	350	400	500)
u	10.	10	9,5	8,5	7.	5.	3.	1,5	0,5	0.	
y											

puis u_y = 0 au delà de 450 m.

En général, chaque calcul consiste en l'application de cinq incréments d'une course de 10 m, du type décrit.

Les seules exceptions sont :

- le calcul n° 7 où l'on a appliqué un poinçon plus proche de la marche d'escalier.
- le calcul n° 9 où l'on a appliqué 10 incréments de 5 m de course.

Remarque : On pourra s'étonner qu'une construction incrémentale ait été utilisée alors que les matériaux sont élastiques linéaires : il ne faut pas oublier la présence des joints, dont le comportement non-linéaire (avec en particulier un seuil de glissement) et les éventuelles rotations d'ensemble demandent une analyse pas-à-pas.

C) ANALYSE DES RESULTATS

Nous examinerons successivement :

- l'évolution du phénomène dans un milieu homogène, avec de grandes discontinuités cinématiques stratigraphiques,
- le rôle d'une couche de comportement différent (plus " raide " ou plus " molle "),
- l'influence des paramètres du calcul : (forme du poinçon, conditions aux limites, pas de l'incrément, glissement des joints).

Remarque préliminaire : On ne trouvera ici que des commentaires sur les principaux traits caractéristiques de chaque calcul, et nous pensons que chacun saura découvrir, dans une analyse plus fine des résultats les réponses aux questions plus personnelles qu'il se pose. En particulier, nous n'avons jamais envisagé les conséquences des champs résultants sur la genèse des objets structuraux.

1°) Poinçonnement en milieu homogène

Nous présentons les résultats du calcul II, effectué dans les conditions suivantes : matériau " mou", joints glissants, conditions aux limites n° 2, 5 incréments de 10 m.

* évolution de la forme : (fig. 55 et 56). A chaque stade du calcul, on observe un amortissement de la forme imposée par le poinçon à mesure qu'on s'en éloigne en montant : cet amortissement se manifeste par une diminution du déplacement vertical maximal (sur l'axe), par un élargissement de la zone d'influence du poinçon (en éventail) et par une diminution du pendage maximal de chaque couche.

Incrément n° 1						
y initial	0	50 m	150 m	200 m	290 m	500 m
u max	10 m	9,5 m	8,5 m	8 m	7,7 m	7,5 m
y						
Largeur de la zone						
d'influence (u _y)	400 m	450 m	500 m	500 m	550 m	600 m
50 cm)						
Pendage max.	2,25	2°	1,75°	1,50°	1°	1°
Incrément n° 2						
y initial	0	50 m	150 m	200 m	290 m	500 m
u max.	50 m	48 m	44 m	42 m	32 m	34 m
y						
Largeur de la zone						
d'influence	400 m	500 m	600 m	700 m	750 m	750 m
Pendage max.	11,5°	10,5°	7,5°	6,75°	6°	4,5°

* Evolution des déplacements : (fig. 57) L'observation du champ des déplacements (sous forme de flèches reliant la position initiale de chaque noeud à sa position finale) suggère l'image d'un éventail.

Sur l'axe vertical (X=0), ou sur la base (Y=0), les déplacements sont imposés verticaux, et si l'on se déplace vers la droite sur une horizontale à partir de X=0, ou vers le haut sur une verticale, à partir de Y=0, on constate la même évolution : le déplacement diminue en module, mais surtout sa direction se rapproche de l'horizontale.

C'est ainsi par exemple qu'au delà de X=800, les déplacements induits par un mouvement vertical du poinçon sont horizontaux.

Signalons au passage qu'il ne faut pas chercher à comparer ces déplacements à ceux du chapitre précédent (SANFORD) : en effet, les conditions aux limites sont tout à fait différentes, et l'origine des déplacements n'est pas la même.

On remarque d'autre part le rôle des joints : leurs glissements relatifs sont indiqués sur la figure (échelle décuple). Pour les trois lignes de joints (et pour la façon dont le modèle est dessiné) le glissement est sénestre pour X < 600 et dextre au delà.

On observe aussi que le glissement est maximal, sur chaque ligne de joints, à l'endroit du pendage maximum ; et qu'il augmente quand on passe de la première ligne de joints à la 2e et de la 2e à la 3e. On a ainsi l'impression d'une zone de fort glissement en éventail.

Ce glissement introduit une discontinuité dans la variation de la direction des déplacements (fig. 58).

* Evolution du champ des contraintes : L'état de contrainte initial est dû au seul poids des terres, avec un coefficient K₀ = $\frac{\sigma_x}{\sigma_y}$ de l'ordre de 55 % (fig. 59 et 60)

L'observation des images des champs de contraintes données par les contraintes principales permet de constater les faits suivants : (fig. 61) :

- l'organisation générale " en éventail " des tenseurs de contrainte, contrariée par une orientation différente au delà de X = 600 m ,
- la présence de contraintes de traction dans les parties supérieures des couches majeures (c'est-à-dire limitées par des lignes de joints) (phénomène d'extrados de pli).

Tout cela concourt à donner l'impression que chacune des couches majeures se comporte comme une poutre en flexion.

D'autre part, un examen plus précis montre une forte augmentation des contraintes au droit du sommet du poinçon, suivi d'un véritable " puits " de contraintes au " pied " du poinçon (vers X=400) pour retrouver une distribution peu différente de l'état initial vers X=900.

Par exemple, dans les couches inférieures du modèle, par rapport aux valeurs initiales, la contrainte verticale augmente de 60 % au sommet du poinçon, et diminue de plus de la moitié au pied du poinçon (fig. 62 et 63).

Les courbes de la contrainte horizontale en fonction de Y montrent bien le rôle des joints et confirment le comportement en flexion (en particulier pour X = 25) (fig. 64).

Pour séparer le phénomène de poinçonnement et l'effet de la pesanteur, un calcul a été tenté avec un matériau non pesant (calcul n° 8). Les contraintes initiales étant alors nulles, on a pu voir se développer le champ des contraintes dû uniquement au poinçonnement.

On constate en particulier que, quelque soit l'avancement du poinçon, les tenseurs de contraintes, conservent en chaque point la même orientation et que ce sont vers ces directions que tendent leurs tenseurs de contraintes dans un matériau pesant, au fur et à mesure du poinçonnement.

Nous donnons, enfin, une représentation des vecteurs-contraintes sur des horizontales (fig. 65) et une image du champ des déformations en utilisant des ellipses déformées de cercle (fig. 66).

2 °) Influence d'une couche de comportement différent

Nous avons remplacé successivement le matériau de la couche médiane par un matériau de module :

- 1000 fois plus grand,
- 25 fois plus grand,
- 25 fois plus petit,

que celui des deux autres couches.

a) couche médiane très raide (E=10⁶ bars)

Cette couche se comporte de façon très rigide, et modifie complètement le mécanisme du poinçonnement. On observe (fig. 67) une forte déformation de la couche (molle) inférieure dont l'épaisseur diminue fortement en haut du poinçon pour augmenter à son pied. La couche rigide se déplace en masse et soulève ainsi la couche supérieure. On observe l'apparition de " vides " importants dans la deuxième ligne de joints.

Les couches supérieures marquent des courbures bien moindres que dans le calcul en homogène. En conséquence la surface, par exemple, se trouve 10 m plus bas sur l'axe et 10m plus haut à X = 600 m ; et la "zone d'influence" s'étend à toute la largeur du domaine à cette altitude.

Les déplacements sont assez différents de ceux du cas homogène (fig. 68). Dans la couche inférieure, l'" éventail " ne s'observe plus au delà de X = 500 m, on remarque même des déplacements horizontaux négatifs, comme si le matériau s'écoulait vers une zone située vers X = 550, pour combler un vide créé par le soulèvement en masse de la couche intermédiaire (II) (un témoin de cette création de vide sous la couche II à cet endroit est l'ouverture de la première ligne des joints).

Dans les couches supérieures on assiste à la naissance d'un nouvel éventail peu prononcé, comme si la couche II jouait le rôle d'un poinçon très doux.

Il est à noter que les glissements relatifs des joints sont inversés dans la première ligne de joints : dextre pour X inférieur à 500 et sénestre au delà. Alors qu'ils restent identiques à ceux du calcul en homogène dans les deuxième et troisième lignes de joints.

On observe (Fig 69) aussi une importante modification du champ de contraintes, surtout dans la couche intermédiaire, siège de très fortes contraintes (déformation notable imposée à un matériau très rigide, comportement en poutre).

L'examen des déformées (fig. 70) confirme l'écrasement de la couche inférieure (I) .

Remarquons, qu'un tel contraste de rigidité paraît assez peu probable dans une série sédimentaire. Mais il nous a paru intéressant de l'employer, pour montrer, en les exagérant, les effets d'un banc plus rigide. Dans la pratique on utilise des rapports de module beaucoup moins grands. Ainsi QUIBLIER a utilisé un rapport de 25 à 1 pour les modules d'un calcaire dur et d'une argille. C'est cette valeur (25) que nous avons utilisée dans les exemples suivants :

b) Couche médiane raide (E = 25000 bars)

La géométrie finale est assez peu différente de celle du calcul homogène (fig. 71). On remarque, en particulier, que l'altitude de la surface au droit du poinçon est la même dans les deux cas.

Mais l'" écrasement " n'est pas réparti de la même façon ; la couche inférieure est très aplatie, alors que les couches médianes et supérieures le sont moins .

De même si les couches médianes II et supérieures III présentent de nettes courbures, celles-ci sont plus faibles qu'en homogène (en particulier la surface est plus élevée entre X = 250m et X = 600 m, et la zone d'influence est un peu plus large : 750 m).

Les déplacements se comportent comme en homogène (à l'exception de l'extrémité de la première ligne) avec des glissements généralement plus forts. On observe un léger décollement de la deuxième ligne de joints, du même type que celui qu'on observe sous une couche très rigide se déplaçant en masse.

Les figures 73 et 74 donnent les champs de contraintes et de déformations.

c) Couche médiane molle :

Nous avons choisi les modules suivants :

- E = 25 000 bars pour les couches inférieures et supérieures,
- E = 1 000 bars pour la couche médiane

Par rapport au calcul précédent (banc 25 fois plus dur) on constate quelques

différences de forme (fig. 75):

- l'altitude de la surface sur l'axe est plus faible de 2 m, et la zone d'influence s'étend jusqu'à 900 m,

--la couche II est beaucoup plus aplatie au droit du poinçon, et plus épaisse au pied. On note même l'ouverture de la deuxième ligne de joints à ce niveau.

Le champ des déplacements a une structure assez curieuse (fig. 76) : "éventail normal " dans les couches I et III, et même exagéré dans la couche I, et inverse dans la couche II, où l'on observe encore des déplacements horizontaux négatifs (fig. 77).

Les glissements des joints sont conformes au schéma du calcul homogène (c'est-à-dire senestre au voisinage du poinçon et dextre loin du poinçon) sauf pour la deuxième ligne de joints où les glissements sont toujours sénestres. La figure 78 donne le champ des déformations.

3°) Influence des joints

On a vu dans la deuxième partie que l'action des joints peut se manifester par leur ouverture ou leur glissement. Nous ne présentons ici que les résultats concernant l'influence du glissement des joints.

Nous avons comparé les résultats de calculs avec et sans glissements dans les cas suivants :

- 11 - 5 : homogène " mou ",
- 3 - 4 A-4N : banc très rigide ,
- 38 - 39 : banc rigide.

Dans tous les cas, on constate que le blocage des joints donne une rigidité générale plus forte à l'ensemble du modèle.

Ainsi on observe que les courbures sont plus faibles, que les altitudes de la surface sont plus faibles au sommet du poinçon, et plus élevées au pied du poinçon (2m de différence entre les calculs 11 et 5 et entre les calculs 38 et 39).

De même , on note que dans le cas où les joints sont bloqués l'effet du poinçonnement sur les contraintes est plus intense ; c'est-à-dire que leurs variations par rapport à l'état initial sont plus fortes (fig. 79 et 80).

Par contre, les champs de contraintes et de déplacements sont plus réguliers, c'est-à-dire que les discontinuités de direction ou du module γ sont moins marquées (fig. 81).

4°) Rôle des conditions aux limites

Pour un milieu homogène " mou ", le calcul 2 a été effectué avec les conditions aux limites n°1, et le calcul 11 avec les conditions aux limites n°2 données au paragraphe B . Ils ont donné exactement les mêmes résultats.

Pour un milieu avec un banc très rigide (rapport des modules de 1000) on a observé de légères différences dans la géométrie finale, les champs de déplacements et de contraintes au delà de $X = 800$ m, en raison de décollements de joints.

Par contre un calcul a été effectué avec les conditions aux limites numéro I, mais à 5 000 m de l'axe au lieu de 2 500 m (comme au maillage 2). On a observé un décollement aberrant de toute la première ligne de joints : tout le modèle se comportait en poutre sur deux appuis simples soumis à une flexion.

On voit donc ici l'importance de conditions aux limites réalistes pour l'obtention d'un résultat raisonnable.

5°) Rôle du pas incrémental

La même sollicitation a été appliquée à un modèle à banc très rigide en cinq incréments (calcul 3) et 10 incréments (calcul 9). Les deux calculs ont donné rigoureusement les mêmes résultats.

6°) Rôle de la forme du poinçon

Au calcul 7 on a appliqué à un modèle avec banc très rigide, un poinçon de forme plus proche de la marche d'escalier que le poinçon habituel sinusoidal

Par rapport au calcul à poinçon sinusoidal (calcul 3), on observe :

- une géométrie finale identique dans les couches médiane II et supérieure III, mais complètement différente dans la couche inférieure I (fig. 82),
- un champ de déplacements généralement semblable, sauf dans la couche I entre $X = 50$ et $X = 500$ (différence liée sans doute aux limites très anguleuses de cette zone)(fig. 83),
- des sens de glissements curieux sur la première ligne de joints (dextres sur le plat du poinçon, senestre sur la pente, puis dextre, puis sénestre),
- un état de flexion plus prononcé dans la couche II (contraintes plus fortes, rotation plus rapide des tenseurs),
- une grande zone en traction dans la couche I,
- une déformation différente de la couche inférieure I (fig. 84)(' écrasement plus fort au sommet du poinçon, étirement plus marqué au pied du poinçon).

D) CONCLUSION DE L'ETUDE DU TRICOUCHE

Outre la disposition en éventail de la zone d'influence d'un poinçon dans un milieu homogène, déjà notée par BELOUSOV et GSOVSKII (1965), nous avons montré l'action des différents paramètres du problème.

+ Ainsi, l'effet d'une couche " dure " (i.e. de module nettement plus fort que ceux des autres couches) se manifeste à la fois :

- dans les couches inférieures (effet de " butoir " : écrasement au sommet du poinçon, étirement au pied du poinçon, qui donnent une structure très particulière au champ des déplacements),
- et dans les couches supérieures (transmission du poinçonnement, avec amortissement des courbures, effet de " télé-poinçon ").

Au niveau des joints, l'effet d'une couche dure se manifeste par une augmentation des décollements et une perturbation des glissements. Vis à vis du comportement général de la structure, un banc dur se comporte en armature : il renforce la rigidité globale, et diminue l'intensité des variations de forme.

A ce propos, se pose la question de la valeur du rapport de module qui limite le comportement rigide d'une couche :

- un rapport de 1 000 (couche " très raide " de notre classification) confère toutes les caractéristiques de la rigidité : très faible déformation de la couche, déplacement en masse, grand amortissement des courbures, grands décollements des joints, etc.) ;

- par contre, un rapport de 25 (notre matériau " raide ") ne donne que quelques-unes de ces caractéristiques (champ de déplacements dans la couche inférieure, décollements-assez faibles-), et les autres effets de la rigidité sont très limités (la couche raide présente une certaine courbure, les glissements sont peu perturbés, on observe un éventail de déplacements dans la couche raide) Ce rapport de module de 25, qui est le plus proche de la réalité, ne donne donc qu'un comportement assez rigide.

On peut en déduire que la détermination précise des caractéristiques mécaniques des matériaux géologiques naturels n'a qu'un effet de détail sur la géométrie finale.

On peut avancer aussi l'idée qu'une couche molle n'absorbe un poinçonnement, en en émoussant les formes, que si elle est surmontée par une couche plus rigide, qui joue le rôle de " butoir "

+ Les joints semblent tenir correctement leur rôle permettant l'apparition de discontinuités dans les champs de déplacements et contraintes :

- continuité des deux champs s'il n'y a ni glissement, ni décollement,
- dans le cas de joints horizontaux, continuité de σ_y et u_y , et discontinuité de σ_x , τ_{xy} et u_x s'il y a glissement sans décollement,
- et discontinuité des déplacements et des contraintes s'il y a décollement.

Le glissement des joints n'a pas tellement d'influence sur la géométrie finale, mais une certaine importance pour les contraintes. On devra donc veiller à recueillir, sur le terrain, des données sur le litage des formations sédimentaires si on a l'intention de construire un modèle de contraintes.

+ Nous n'avons fait qu'effleurer l'étude de la forme du poinçon, qui sera reprise en détail dans le chapitre suivant. Cependant nous pouvons déjà dire que les caractères importants du poinçon semblent sa " course " et sa largeur, les détails étant effacés par l'effet de la première couche dure. C'est ce qui nous a conduit à n'utiliser que des poinçons de forme douce, pour éviter les inconvénients numériques de points anguleux.

+ Enfin, on a vu l'importance des conditions aux limites, et la nécessité d'effectuer un calcul préliminaire, même grossier pour déterminer sur un grand domaine les dimensions du domaine intéressant, et le type de conditions aux limites qu'on doit lui appliquer.

Nous espérons que ces quelques calculs apporteront une meilleure connaissance des mécanismes élémentaires du poinçonnement et en faciliteront la recherche de témoins sur le terrain.

III - MODELE POLYCOUCHE

A) BUT DE L'ETUDE

Il s'agit de déterminer l'influence de la forme d'un poinçon appliqué à une série sédimentaire réelle : celle du centre du Bassin Parisien (sondage de Courgivaux). La question principale est de savoir si la connaissance de la forme des couches supérieures peut aider à lever l'indétermination sur la forme du poinçon.

B) SERIE SEDIMENTAIRE REELLE ET SA MODELISATION

En essayant d'indiquer, pour chaque formation les pourcentages de 6 roches - types (calcaire dur, calcaire tendre, argile, marne, sable et grès), la série du sondage de Courgivaux I se présente ainsi

Intervalle de profondeur	Calcaire dur	Calcaire tendre	Argile	Marne	Grès	Sable	
0-100 m		90 %	10 %				Bancs massifs de calcaire (Eocène)
100-150 m			100 %				Argile " plastique " (Eocène inférieur)
150-750 m		100 %					Craie (Turonien Sénonien)
750-900 m			100 %				Argiles (Albiens, Cénomaniens)
900-1000 m			20 %		80 %		Bcs massifs de sables (Albiens)
1000-1500 m			100 %				Argiles (Aptiens, Barrémiens)
1150-1200 m			50 %		50 %		Alternance métriques et décimétriques (Néocomien)
1200-1300 m	100 %						Calcaire en bcs décimétriques (Portland.)
1300-1500 m	40 %			60 %			Alternances métriques (Marnes du Kimméridgien)
1500-1750 m	90 %			10 %			Calcaires en bcs massifs (Lusitanien)
1750-1900 m		30 %		70 %			Alternances métriques (Marnes du Callovo-oxfordien)
1900-2200 m	100 %						Calcaires massifs (du Dogger)
2200-2500 m			100 %				Bcs massifs de marnes (Lias supérieur)
2500-2600 m	20 %			80 %			Alternances décimétriques et métriques (Lias moyen)
2600-2650 m	50 %			50 %			Alternances décimétriques (Lias inférieur)
2650-2700 m				60 %	40 %		Alternances métriques (Lias inférieur)
2700-3200 m			100 %				Argiles indurées (Permo-Trias)
3200 m	Socle granitique						

Cette description, pourtant déjà très simplifiée par rapport au log de sondage est encore trop précise et trop détaillée pour être utilisée dans un modèle numérique dont les nombres totaux d'éléments et de matériaux sont limités.

Les différentes formations ont donc été regroupées, dans le modèle de la façon suivante :

Profondeur	Cote à partir du socle	Nature
0-100	3100-3200	Calcaire
100	3100	Joint glissant
100-700	3100-2500	Craie
700-1200	2500-2000	Argile + sable

(suite page suivante) .../...

Profondeur	Cote à partir du socle	Nature
1200	2000	Joint glissant
1200-1400	2000-1800	Calcaire
1400-1600	1800-1600	Marne
1600-1800	1600-1400	Calcaire
1800-2000	1400-1200	Marne
2000-2200	1200-1000	Calcaire
2200	1000	Joint glissant
2200-2700	1000-500	Marne molle
2700-3200	500-0	Argile indurée

La figure 85 montre en parallèle la série réelle et son modèle.

On remarque que la mince couche d'argile " plastique " de l'Eocène inférieur a été remplacée par un joint glissant.

D'autre part, on a limité par deux lignes de joints, le grand ensemble très calcaire, de la base du Dogger au toit du Portlandien, pour permettre des glissements par rapport aux formations voisines moins rigides. Dans cet ensemble, on n'a pas respecté très exactement les positions des limites de couches, mais simplement les épaisseurs relatives, en créant une sorte de " sandwich " à 5 couches.

La détermination des propriétés mécaniques des formations ainsi définies a posé quelques problèmes. Comme il n'était ni possible, ni très utile (comme nous l'avons déjà indiqué dans le 2^e partie) de connaître précisément les caractéristiques des matériaux-mêmes de la série de Courgivaux, nous avons préféré rechercher, dans la littérature les propriétés de matériaux " standards ".

C) DONNEES DE LA LITTERATURE SUR LE COMPORTEMENT DES ROCHES

Il est certain que les lois rhéologiques de roches sont en général d'une complexité qui se prête mal aux catalogues : elles dépendent de tant de paramètres, et sont si variables d'un matériau à l'autre qu'on ne peut espérer en faire un inventaire complet.

Certes, on rencontre souvent dans les ouvrages de référence, des données sur les propriétés mécaniques des roches, mais elles se limitent en général à des listes de paramètres comme le module d'Young ou la résistance en compression simple.

Il nous aurait été très utile de trouver rassemblés (même pour un petit nombre de roches, pourvu qu'elles soient assez représentatives de leur espèce) des renseignements plus détaillés comme par exemple :

* une série de courbes contrainte-déformation poussées assez loin, et pour quelques valeurs usuelles de la température et de la pression de confinement (par exemple jusqu'à 100-150° et 800-1000 Bars),

* une courbe intrinsèque de " rupture " au sens large (ductile ou fragile).

Il existe bien sûr d'excellentes études, très complètes, sur tel ou tel matériau (le calcaire de Solenhofen, le granite de Senones, la craie de Guerville ...), mais elles restent très ponctuelles. Nous ne connaissons qu'un exemple de tentative de catalogue, où des données de ce type soient rassemblées systématiquement pour plusieurs roches; le " Catalogue des caractéristiques géologiques et mécaniques de quelques roches françaises ", qui a le mérite de donner pour chaque roche une courbe intrinsèque, mais qui ne donne aucune courbe contrainte-déformation.

Nous avons donc dû glaner des informations chez d'assez nombreux auteurs : MORLIER, HABIB, DESSENNE, BADGLEY, JOHNSON, QUIBLIER, STAGG & ZIENKIEWICZ, GRIGGS & HANDIN, PRICE, JAEGER & COOK, SERVICE, etc...

Parmi les roches sédimentaires, les calcaires et les grès semblent avoir été les plus étudiés, par contre, nous manquons de renseignements sur le comportement d'autres roches, comme les marnes et les argiles, dans des conditions géologiques (en particulier sous fortes pressions).

Les enseignements que nous avons tirés de cette revue de la littérature sont les suivants :

- La représentation hyperbolique est assez bien adaptée au comportement des roches sédimentaires dans les conditions qui nous intéressent (les phénomènes de pic sur les courbes contraintes-déformations deviennent assez rares quand σ_3 dépasse 350 bars. (La figure 86 donne quelques exemples).

- En règle générale le module initial varie assez peu avec σ_3 (cf calcaire de Solenhofen par exemple, fig. 87), ou bien varie de façon non monotone (gypse de Triel), marne calcaire des mines de fer de Lorraine (fig. 28 dans la 2 e partie).

- La courbe intrinsèque peut en général, être correctement interpolée par une droite de Coulomb pour les fortes pressions, mais pas pour les faibles pressions où la forme parabolique domine. Une approximation par 2 droites de Coulomb serait meilleure, mais l'approximation de TECTO (droite de Coulomb unique + verticale à $-\frac{c}{2}$ est en général assez convenable.

- Nous donnons ici un tableau résumant les caractéristiques compilées :

MATERIAU	E KILOBARS	ν	Cohésion : bars.	φ	Valeur de l'approximation par la droite de Coulomb
GRES					
Grès grossier des Vosges	230-255		100	30°	Médiocre
Grès fin des Vosges	125		70	20°	Très médiocre
Grès moyen de St agg et Zienkiewicz			100-300	48°	
Grès d'Hassi Messaoud	500		180	40°	Assez bon
Grès de Service	190-310	.25			
Grès de Price	420-700				
CRAIE					
Craie de Guerville	40	.23	70	11°	Médiocre
CALCAIRE					
Calc. fin de Marquise	590	.30	500	30°	Très médiocre
Calc. fin d'Euville	300	.25	220	0°	Bon (sauf faible σ_3)
- - St-Maximin	25-123	.22	10	36°	Correct
- - St Vaast les Méllé	28-116	.25	15	36°	
Calc. Luténien (Morlier)	60	.2			
Calc. Brousse perlé	288-415	.25	240	30-38°	
Calc. Faveau	260	.30			
Calc. gréseux de Rouffach	90		216	28°	Très bon
Calc. Paloma	585		200	48°	
Calc. blanc d'Italie	155-500		200	25°	
Calc. de St Béat	440		160	40°	
Calc. de Buxy	320				
Calc. moyen de Stagg et Zienkiewicz			35-350	37-58°	
MARNES					
de Morlier, à sec	70	.12	140	23°	
- saturée	18				
Muddy Shale, de Badgley	80				
Shale de Jaeger	700 (!)	.23			
Shale de Johnson	120-520				
EVAPORITES					
Gy. de Cormeilles en P.	68-145		75	8,5°	
Gy. de MORLIER	80	.2	280	26°	
Anhydrite de Blaine	160-700				
DOLOMIE					
de Price	490-700	.19.33			

Citons enfin les rapports de module utilisés par QUIBLIER en élasticité linéaire :

	$E/E_{arg.}$	ν
Argile	1	.40
Marne	2	.35
Calcaire tendre	10	.30
Calcaire dur	25	.25

D) LOIS RHEOLOGIQUES CHOISIES POUR LA MODELISATION

1°) Matériaux rocheux

Pour les 6 matériaux du modèle l'exposant n' a été pris nul (pas de variation de E initial avec σ_3).

Le coefficient R_f a été pris en général voisin de 85 % (entre 80 % et 90 %).

Pour la plupart des calculs cités dans ce chapitre, les autres caractéristiques mécaniques sont les suivantes :

Matériaux	γ t/m ³	ν	φ	c bars	E_i bars
1 Argile indurée	2,4	.35	30°	200	80 000
2 Marne molle	2,4	-	23°	140	20 000
3 Calcaire	2,4	-	38°	190	200 000
4 Marne	2,4	-	23°	140	40 000
5 Argile + sable	2,4	-	35°	140	60 000
6 Craie	2,4	-	15°	70	40 000

(pour les calculs 30 à 33) :

1	2,3	.4	10°	2 000	180 000
2	2,3	.4	7°	50	18 000
3	2,6	.28	38°	250	450 000
4	2,4	.35	23°	140	36 000
5	2,3	.35	35°	50	18 000
6	1,6	.23	12°	50	40 000

(les valeurs soulignées sont inchangées)

Nous donnons à titre d'exemple, quelques courbes contrainte-déformation calculées par TECTO pour les matériaux 2 et 3 (fig. 88 et 89).

La question de la valeur de la pente du " palier " de ces courbes s'est posée. Cette valeur n'est jamais donnée explicitement dans la littérature. La mesure de la pente sur quelques courbes a donné des valeurs allant de quelques bars à quelques milliers de bars (par exemple pour le grès fin des Vosges : 3600 bars ; pour le calcaire de St-Maximin : 1150 bars).

Nous avons choisi de prendre 100 bars comme approximation pour tous les matériaux.

2°) Propriétés des joints

Dans tous les calculs de ce chapitre, nous avons utilisé des joints très glissants dont les caractéristiques sont les suivantes :

$K_j = 1$; cohésion : 1 t/m² ; $\varphi = 7°$; n = 1/2 ; $R_f = 80\%$; RKS = 0,1 t/m³.

E) CONDITIONS DU CALCUL

1°) Maillage et conditions aux limites

Le maillage utilisé est le maillage n° 3, qui comporte 396 noeuds, 357 éléments et 63 joints (répartis en 3 lignes de joints).

Les dimensions du domaine modélisé sont : longueur = 20 km, hauteur = 3200 m.

Les conditions aux limites sont les conditions aux limites n°2 du chapitre précédent, c'est-à-dire, en particulier : déplacements horizontaux nuls sur la verticale X=0 (représentant un plan de symétrie) et contraintes constantes à X = 20 km.

2°) Types de poinçons appliqués

Parmi le nombre infini de poinçons possibles, trois types de formes ont été retenues, toutes symétriques par rapport au plan X=0 :

- Type A (poinçon simple),
- Type B (poinçon à double escarpement),
- Type C (poinçon double, où poinçon à " deux bosses ")

Dans chacun des types nous avons étudié plusieurs formes, plus ou moins émoussées.

Les déplacements verticaux de la base pour les poinçons dont nous présentons les résultats sont les suivants (pour un incrément unitaire de 10 m) :

X en m	0	500	1 000	1 500	2 000	2 500	3 000	3 500	4 000	4 500
Type A	10	10	10	9	7,5	5	2,5	1	0	0
Type B ₁	10	10	10	10	5	5	5	0	0	0
Type B ₂	10	9	7,5	6	5	4	2,5	1	0	0
Type C	0	1	2,5	5	7,5	9	10	9	7,5	5

X en m	5 000	5 500	6 000
Type A	0	0	0
Type B ₁	0	0	0
Type B ₂	0	0	0
Type C	2,5	1	0

(Figure 90)

La course maximale de tous ces poinçons a été limitée à 300 m.

F) PRECAUTIONS PARTICULIERES

L'utilisation de matériaux à comportement non-linéaire conduit à prendre certaines précautions si l'on veut éviter des résultats trop éloignés de la réalité.

Le point le plus important semble le contrôle de l'entrée en plasticité. Il est essentiel d'éviter la " liquéfaction " brutale de toute une zone, qui conduit à des résultats aberrants.

Ce contrôle s'effectue par :

- la détermination des paramètres de la " plasticité " (cohésion et angle de frottement mais aussi pente du palier de la courbe effort-déformation),
- le choix de la taille des incréments.

1°) détermination des paramètres de plasticité :

On a vu que pour la plupart des roches, la droite de Coulomb n'est qu'une approximation très grossière de la courbe intrinsèque (en général parabolique).

Or, dans notre modèle, ce sont les couches profondes, donc soumises, en général, aux plus fortes pressions, qui jouent le rôle principal dans la détermination de la géométrie finale.

Il apparaît donc primordial d'ajuster les droites de Coulomb sur la branche parabolique (infinie ...) des courbes intrinsèques.

Dès lors, l'angle de frottement devient le paramètre capital, et la cohésion, souvent petite par rapport aux contraintes moyennes, perd de son influence.

En fin de compte, il semble raisonnable et réaliste de ne pas attribuer aux roches d'angle de frottement inférieur à 20°.

L'autre paramètre important dans la plasticité est la pente du palier de la courbe effort-déformation. Ce " palier " n'est jamais exactement horizontal pour les matériaux réels : on observe

toujours un certain écrouissage. D'ailleurs, il serait impossible dans une modélisation par la MEF, d'attribuer à certains éléments, un module exactement nul. La valeur choisie au paragraphe D (100 Bars) semble une valeur minimale pour une modélisation limitée aux petites déformations.

2) Taille des incréments

Il est important d'utiliser des incréments suffisamment petits pour que les zones plastiques se développent progressivement. Ceci est particulièrement net au début du mouvement du poinçon : si le premier incrément est trop grand, un assez grand nombre d'éléments sont déclarés en plasticité à la première itération et le programme leur attribue le " module de palier " (très faible) pour la 2^e itération (du 1^{er} incrément) (cf méthode de RUNGE-KUTTA exposée dans la 2^e partie). Ce qui fait que ces éléments peuvent supporter les déformations qu'on leur impose sans que les contraintes y varient notablement. Il est alors impossible de voir se développer les champs de contraintes et de déplacements liés au poinçonnement. On a souvent la surprise de constater qu'à la fin de la 2^e itération les contraintes sont trop faibles dans la plupart des éléments pour qu'ils soient encore déclarés en plasticité.

Le même processus recommence à l'incrément suivant, s'il est de même taille.

Deux précautions ont été prises pour éviter de telles aberrations :

- introduction d'un sous-programme (TESPLA) qui interdit qu'un élément puisse être en plasticité à la fin de la 1^{ère} itération d'un incrément et pas à la fin de la 2^e itération,
- utilisation d'incréments de tailles progressives (pour obtenir une course finale de 300 m, on a utilisé en général : 1 incrément de 1 m, 2 de 2 m, 1 de 5 m, 9 de 10 m, 5 de 40 m).

D'autres précautions doivent être prises en raison de la non-linéarité des comportements.

On doit ainsi s'efforcer d'utiliser dans le modèle un chemin de contrainte (ou de déformation) qui soit proche de la réalité, car, pour un même état final et un même état initial, on peut obtenir des résultats très différents selon le schéma choisi (en particulier, à cause de l'existence de seuils).

Enfin, la présence de points anguleux, (angles du poinçon) a souvent posé beaucoup de problèmes, sans que leur influence sur le résultat global soit notable. Comme dans le 2^e chapitre, nous avons donc préféré des poinçons " doux " .

G) RESULTATS

Nous donnons les résultats de 4 poinçonnements :

- poinçon A : calculs 45,46,47,
- poinçon B₁ : calculs 31,32,33,
- poinçon B₂ : calculs 48,49,50,
- poinçon C : calculs 51,52,53.

Les propriétés des matériaux et les formes de poinçon utilisées viennent d'être présentées.

Les résultats sont condensés sous forme graphique ; pour chaque poinçon, on trouvera 4 dessins :

- état final de la géométrie (maillage déformé),
- champs des déplacements,
- ellipses de déformées de cercle,
- tenseurs des contraintes,

pour une course du poinçon de 300 m, et deux croquis montrant le développement des zones en plasticité, et des zones de forte traction au cours du poinçonnement (figures 91 à 114). (*)

Nous nous étendrons plus longuement sur les comparaisons entre poinçons, qui répondent à la question principale posée au début de ce chapitre :

peut-on déterminer la forme d'un poinçon, à partir de la forme des couches supérieures ?

1°) Poinçon C : (poinçon à 2 bosses)

La comparaison des résultats de ce poinçon à tous les autres permet de dire immédiatement que, dans les conditions de cette étude, on peut facilement distinguer un poinçon double d'un poinçon simple même si l'on ne connaît que la géométrie de la couche supérieure.

(*) La figure n° 96 a été supprimée.

Par contre, il est certain que l'on a constaté une tendance à l'unification des " 2 bosses " quand on s'approche de la surface, et qu'une étude plus complète serait nécessaire pour dégager l'influence de l'épaisseur de la série, et de la distance entre les deux poinçons (Ici l'épaisseur de la série est de 3200 m, la distance des sommets des 2 poinçons est de 6000 m, et la course max. 300 m)

2°) Poinçon A - Poinçon B₂

Dans ces 2 calculs la course et la largeur du poinçon sont les mêmes, les propriétés mécaniques sont strictement les mêmes, seule varie la forme du poinçon.

La figure 115 montre une différence très nette entre les géométries finales.

Les zones de plasticité et de traction sont plus étendues pour A.

La géométrie créée par B₂ pourrait être attribuée à un poinçon de type A, mais de plus faible course.

3°) Poinçon A - Poinçon B₁

Ici au contraire les propriétés mécaniques ne sont pas tout à fait les mêmes, ni la largeur du poinçon. Par contre, la course et le volume du poinçon sont identiques dans les 2 cas.

Malgré un comportement mécanique général tout à fait différent (comparer en particulier les zones de plasticité) les géométries finales sont tout à fait semblables au dessus de la couche de " marne molle " (matériau 2) (fig 116).

On observe quelques différences dans les couches supérieures : elles sont dues à un module net plus faible du matériau 5 (argile + sable) dans B₁.

H) CONCLUSION

Cette étude nous confirme certains résultats de l'étude du tricouche.

On constate, en particulier, que, si on reste dans des limites raisonnables et réalistes, les variations de propriétés mécaniques ne paraissent pas avoir beaucoup d'influence sur la géométrie finale, même si d'assez grandes zones " plastiques " se développent (à condition de prendre quelques précautions).

Le caractère le plus important d'un poinçon semble son volume, car tous les détails de forme sont amortis par la première couche molle. On a donc beaucoup de mal à distinguer, d'après leurs effets en surface, un poinçon A d'un poinçon B et on ne peut donner de relation précise entre la forme des couches supérieures et celle du poinçon. Il semble nécessaire d'avoir des informations au moins jusqu'à la base de la couche " molle " la plus profonde.

Par contre, on peut distinguer facilement les poinçons-doubles, mais une étude plus systématique serait intéressante.

IV - MODELISATION DE LA STRUCTURE DE St-ILLIERS

A) BUT DE L'ETUDE

Il s'agit ici d'utiliser le programme TECTO sur les données d'un exemple réel. Notre but idéal serait bien sûr de modéliser exactement cet objet, d'en déterminer tous les mécanismes, d'en situer toutes les zones de fractures, mais ce but semble inaccessible, et nous nous limitons à 2 aspects :

- confirmer ou infirmer l'hypothèse de poinçonnement dans la structure de St-ILLIERS,
- mettre au point une méthode de modélisation permettant d'avoir une idée de la forme du poinçon à partir de la connaissance de la forme de couches supérieures.

B) PRESENTATION GENERALE

Nous avons déjà présenté sommairement la structure de St-Illiers dans le 3e chapitre de la première partie.

Rappelons qu'elle est située dans le Bassin Parisien, à quelques kilomètres à l'Ouest de Mantes-la-Jolie dans la vallée de la Seine (fig. 12), et qu'elle se présente sous la forme d'un dôme allongé en plan (fig. 117).

Cette structure est peu visible en surface : elle est surtout connue par les nombreux sondages effectués pour la réalisation d'un stockage souterrain de gaz au niveau du Séquanien. Un autre stockage, au niveau de Trias, est d'ailleurs en projet.

La structure de St-Illiers est située sur la " faille de la Seine " (fig. 12), un des accidents majeurs du Bassin Parisien, connu comme faille au niveau du Trias, et comme flexure dans les niveaux supérieurs. L'hypothèse d'un poinçonnement (en marche d'escalier) générateur du dôme de St-Illiers n'est donc pas à rejeter a-priori.

C) DONNEES GEOLOGIQUES CHOISIES POUR LA MODELISATION

De la grande masse d'informations et d'interprétations figurant dans les rapports de l'IFP concernant St-Illiers, nous avons essayé de dégager les faits pour construire le modèle sur des bases aussi solides que possible.

1°) Série sédimentaire

La série est bien connue sur toute son épaisseur (le sondage SI 1, en particulier, la traverse entièrement). On peut regretter que la cote du socle ne soit pas connue à St-Illiers même; mais seulement dans le sondage de Courgent 1, à une douzaine de km.

La figure 118 donne une coupe simplifiée de la série, et la façon dont elle a été modélisée.

On remarque que nous avons choisi de limiter le modèle vers le bas à la base du Lias, ce qui revient à considérer tout le Permo-Trias comme solidaire du socle. On bénéficie alors de 2 avantages :

- une certaine connaissance du " poinçon " (très imprécise cependant), puisque cette limite a été atteinte dans les sondages de SI 1 et Rosny 1,
- la présence d'une couche d'argiles au sommet du poinçon. Cette couche, assez continue dans la région, située en général au sommet du Trias (mais attribuée au Rhétien à St-Illiers), va permettre de minimiser l'influence des mouvements horizontaux inconnus si on la modélise par une ligne de joints.

On remarque aussi, en examinant la série modélisée, que nous l'avons limitée vers le haut au sommet de la craie, en négligeant ainsi les minces formations tertiaires et quaternaires qu'on trouve dans la région, mais en rétablissant l'épaisseur totale de la craie avant érosion (environ 180-200 m).

Les matériaux utilisés comprennent, entre autres, 2 types de calcaires et 3 types de marno-calcaires. Les pourcentages de calcaire et de marne dans ces roches ont été déterminés par l'analyse des logs de sondages, et les épaisseurs relatives ont été respectées.

2°) Coupe choisie

Nous avons choisi de modéliser la coupe de la structure sur laquelle les informations sont les plus abondantes : c'est la coupe orientée SW- NE, (fig. 117) qui passe par les sondages SI 5, SI 1 et Rosny 1. Elle comporte 11 sondages, à des profondeurs variées. Nous avons rassemblé sur la fig. 119 les informations brutes (les faits) qui nous ont servi de référence : cotes et pendages des principaux niveaux repères.

3°) Forme du poinçon

Les données concernant la forme du poinçon sont extrêmement limitées : - on a atteint le niveau repéré (" toit des grès " du réservoir inférieur) dans 2 sondages seulement, SI 1 et Rosny 1, - une série de profils sismiques a permis de préciser la forme générale de cette couche (voir carte , fig. 120). De là on peut tirer une coupe interprétative (fig. 121) dont nous ne retiendrons que les faits suivants :

- les cotes et pendages de la couche repérée dans SI 1 et R 1,
- la présence d'une " zone sourde " à environ 300 m au SW de SI 1, marquant sans doute une faille ou un fort escarpement,
- la valeur minimale du rejet de cette faille (300 m),

- l'attitude quasi-horizontale de la couche repère dans le compartiment inférieur. Tous les poinçons que nous avons appliqués respectent ces conditions.

D) METHODE DE MODELISATION

1°) Résumé du problème posé :

Dans le plan de coupe considéré (S-N-NE), il s'agit de déterminer un poinçon dont la forme respecte les conditions du paragraphe précédent et dont l'action sur la série sédimentaire produise une géométrie finale vérifiant les faits résumés sur la figure 119 (cotes et pendages de quelques couches repères dans 11 sondages).

2°) Méthode utilisée :

* Une méthode très attirante consiste à prendre le problème à l'envers : on impose à la couche-repère supérieure (le Portlandien) la forme qu'on lui connaît (et qui est très bien déterminée car tous les sondages atteignent cette couche). On en déduit la forme des couches sous-jacentes, et en particulier celle du poinçon, en vérifiant que la géométrie des couches intermédiaires respecte les conditions de la figure 119.

Deux objections majeures s'opposent à cette démarche :

- la connaissance de la forme finale du Portlandien ne nous donne aucune indication sur les déplacements subis par les points qui constituent cette couche. On a une connaissance globale de la transformation qui fait passer de l'état initial à l'état final, mais pas la définition point par point (fig. 122).

On peut à la rigueur, tourner cette difficulté en utilisant l'effet modérateur d'une ligne de joints intercalée entre le Portlandien proprement dit et des points, plus ou moins fictifs, dont on impose le déplacement (comme dans le chap. II de la 3 e partie) . On a aussi la possibilité d'ajuster les déplacements imposés par tâtonnement en comparant la géométrie finale de chaque calcul aux données de la fig. 119. Mais la deuxième objection demeure : comment limiter le modèle à sa partie inférieure ? Nous ne pouvons imposer ni les déplacements, ni les forces nodales, puisque ce sont justement les inconnues recherchées. La seule possibilité de limiter le modèle au toit d'une couche assez fluide pour donner une répartition hydrostatique des contraintes à l'interface : les forces nodales seraient alors simplement celles qui équilibrent le poids des terres. Mais une couche aussi fluide , n'existe pas dans la série de St-Illiers, et en toute rigueur, il nous faudrait descendre jusqu'à la base de la lithosphère pour en trouver une ... Cette méthode n'a donc pas pu être appliquée.

* Nous avons donc utilisé une méthode de tâtonnement : on applique une certaine forme de poinçon, plausible compte tenu des données disponibles, à une série, de caractéristiques mécaniques déterminées, et on compare la géométrie résultante aux données brutes des sondages (fig .119).

On effectue alors quelques modifications de la forme du poinçon, et des caractéristiques mécaniques, en vue d'améliorer la coïncidence entre le modèle et la réalité; on refait un calcul, et ainsi de suite.

Cette méthode est très lourde et très ingrate. Elle a cependant l'avantage de montrer l'influence de chacun des paramètres du calcul.

3°) Conditions des calculs

Dans la plupart des calculs, nous avons utilisé le maillage n° 4 qui comporte 483 noeuds et 440 éléments.

Les éléments - joints, au nombre de 66 sont disposés en 3 lignes horizontales , à la limite du socle, et à la base et au toit du Dogger.

Le domaine modélisé s'étend sur une largeur de 14 Km : 6 Km au SW de SI 1 et 8 Km au NE.

Les conditions aux limites à ces distances ont été déterminées par des calculs préliminaires sur un maillage plus grossier s'étendant sur 20 Km.

Les limites du maillage fin ont été choisies aux lieux les plus proches de SI 1 où l'on observe des déplacements verticaux nuls (en fait inférieurs à 1 cm).

Dans le maillage restreint, nous avons donc pris comme conditions aux limites latérales : $u_y = 0$. Les conditions sur les autres limites sont les mêmes que dans les calculs précédents : surface supérieure libre et déplacements imposés à la base.

Remarque : Il n'y a pas d'axe de symétrie dans ces calculs.

4°) Propriétés des matériaux

Nous nous sommes limités dans cette étude à des matériaux élastiques linéaires, dont les propriétés ont été déterminées à partir de l'étude bibliographique présentée au chapitre précédent.

Elles varient dans les limites du tableau suivant :

N° :	Matériau	:E en K/bars	:	ν
1 :	Calcaire	: 200-300	:	0.3
2 :	Marno calcaire : 85 % de Marne	: 64- 95	:	0.33
3 :	Calcaire dur	: 500-600	:	0.25
4 :	Marno calcaire : 50 % de Marne	: 120-180	:	0.32
5 :	Marne	: 40- 60	:	0.35
6 :	Marno calcaire : 70 % de Marne	: 88-130	:	0.33
7 :	Sable	: 80-100	:	0.35
8 :	Argile	: 20- 30	:	0.4
9 :	Craie	: 40	:	0.23

La cohésion et l'angle de frottement ont , en général, été fixés à des valeurs très fortes (et sans rapport avec la réalité) pour éviter les ruptures par traction.

En effet, un calcul préliminaire, avec des lois non-linéaires et des seuils réels, a montré que des ruptures par traction se produisent très tôt, et dans de nombreux éléments, dans le phénomène de poinçonnement de St-Illiers. Or, on sait que les performances du programme TECTO ne sont pas bonnes dès que le nombre d'éléments rompus par traction s'élève. Nous avons donc préféré garder une loi élastique linéaire pour les matériaux, et introduire manuellement de grandes discontinuités (sous forme de lignes de joints) dans les zones suggérées par la répartition des contraintes (et présentées au s/s chapitre suivant).

Les joints ont en général des caractéristiques de joints glissants.

5°) Modélisation des failles

Pour introduire les failles annoncées au paragraphe précédent, deux maillages complémentaires ont été construits avec une grande discontinuité recoupant la stratification :

- le maillage n° 5 comporte une faille verticale, à 250 m au SW de SI 1 (fig. 123 a)
- le maillage n° 7 comporte une faille pentée d'environ 60° vers le SW, et recoupant SI 1 à mi-hauteur de la série (fig. 123 b).

Ces discontinuités sont modélisées sous forme de lignes de " joints ", elles recoupent les lignes de joints horizontales existant déjà dans le maillage. Les éléments situés au croisement de 2 lignes de joints sont de forme quadrangulaire et de très petite taille , (la longueur d'un côté est peu différente de l'épaisseur d'un joint, c'est-à-dire de l'ordre de 50 cm). Nous avons traité ces éléments particuliers comme des éléments normaux à 2 dimensions, en leur donnant un faible module (de l'ordre de 1 000 bars). Les résultats obtenus sont corrects mais nous n'avons pas analysé en détail l'évolution des éléments-croisements.

6°) Principales formes de poinçons

Au cours de la modélisation par tâtonnement, nous avons utilisé successivement 6 formes principales de poinçon qui sont présentées à la figure 124.

Les valeurs des déplacements verticaux totaux des points de la base sont donnés par le tableau suivant :

Distance par rapport à SI 1 en km	SW										NE				
	-1,0	-0,75	-0,5	-0,25	0	0,25	0,5	0,75	1	1,25		1,5	2	3	4
u totaux pour y	0	0	0	110	290	400	400	373	346	319	392	238	130	45	0
poinçon A	0	0	0	110	290	400	400	373	346	319	392	238	130	45	0
B	0	60	140	200	290	390	380	360	330	300	270	210	90	25	0
C	0	0	0	110	290	452	415	379	342	306	269	196	50	17	0
D ₁	0	30	60	230	290	350	410	383	356	329	302	248	140	50	0
D ₂	0	30	60	135	290	350	410	383	356	329	302	248	140	50	0
E	0	0	60	185	290	440	410	383	356	329	302	248	140	50	0

On remarque en particulier que le poinçon D₂ présente une nette discontinuité à 250 m au SW, ce qui a été rendu possible par l'utilisation d'un maillage comportant une ligne de joint vertical (n°5).

E) RESULTATS DE LA MODELISATION

1) Difficultés rencontrées

a) Dès les premiers calculs, la question des épaisseurs initiales des couches s'est posée. La première version du maillage n° 4 a été dessinée à l'aide des épaisseurs corrigées données par le rapport IFP n° 22835 (c'est-à-dire les épaisseurs normales, calculées à partir des épaisseurs apparentes en sondage et des pendages). Il s'est révélé immédiatement (fig. 125) que, dans l'état final, les amincissements des couches dans la région de flexure (traversée par SI 1), provoquaient à chaque couche de petites différences d'épaisseur dont le cumul conduisait à une erreur importante (environ 50 m) sur l'altitude des couches supérieures (Portlandien).

Certes, il est évident que les données des sondages ne définissent que la géométrie finale de la structure, mais une telle influence a été une surprise.

Nous avons donc essayé de déterminer les épaisseurs initiales des couches, en fonction des épaisseurs finales, des modules et des amincissements constatés dans les calculs préliminaires.

Le tableau suivant donne les épaisseurs finales orthogonales (calculées d'après les épaisseurs apparentes et les pendages) dans les sondages de Rosny 1 et St Illiers 1 , en parallèle avec les valeurs prises dans la 1^{ere} et la dernière version du maillage 4 (comme épaisseurs initiales).

	Rosny 1	SI 1	Maillage 4 1ere version	Maillage 4 dernière version
Sénonien		89	180	188
Turonien	205,5	(érodé)		
Cénomanién				
Gault				
Albo-Aptien	115	111,5	114	119
Barrémien				
Wealdien				
Portlandien	105,5	101,5	103	113
Kimméridgien	159	159	157	175
Ensemble du toit du Séquanien à la base 330 du Callovien		328	327	338
Dogger	184	180	182	190
Lias	157	142	145	152

Le sondage de Rosny 1 est situé dans une zone beaucoup moins sollicitée que celle de SI 1, et il est curieux de constater que les épaisseurs réelles (finales) dans ces deux sondages sont tout-à-fait comparables.

On peut envisager deux interprétations de ce fait:

- l'amincissement constaté dans le calcul est compensé à SI 1 par un épaissement antérieur de la série juste au droit de la flexure (ce qui est certes possible, mais bien improbable).

- ou bien l'hypothèse de continuité postulée dans le calcul n'est pas conforme à la réalité ; il semblerait que les couches inférieures aient eu un comportement cassant, ce qui leur permet une modification importante de forme sans réduction notable de l'épaisseur.

C'est en particulier cette dernière considération qui nous a fait essayer d'introduire les discontinuités (failles) évoquées au s/s chapitre précédent.

b) Le fonctionnement de ces grandes lignes de discontinuités n'a pas donné entière satisfaction. En effet, avec le type de modélisation choisi, il n'a pas été possible de rendre compte de l'amortissement de ces failles dans les niveaux supérieurs, comme on le constate dans la réalité. Ceci est dû au fait que, nous avons introduit des lignes de joints traversant toute l'épaisseur de la série, et que les contraintes moyennes, et donc les contraintes normales dans les joints correspondants, étant plus faibles dans les couches supérieures, les glissements des joints y sont plus faciles.

Il faudrait déterminer par tâtonnement les caractéristiques de chaque joint en fonction de son altitude mais nous n'avons pas voulu entamer cette étude complémentaire.

Une autre solution serait de limiter la ligne de joints à la zone où le rejet de la faille est net, et de tenter, dans le maillage, un passage entre une ligne de joints et des éléments normaux à 2-D, ce qui est un peu hasardeux (fig.126).

c) Mentionnons enfin, dans les difficultés rencontrées, les grands décollements intempestifs des lignes de joints à l'aplomb des zones de forte courbure de substratum (fig. 127). Il semble que ces comportements absurdes soient la conséquence du choix d'une loi élastique linéaire pour les matériaux à 2 dimensions et des fortes contraintes qui en résultent. Nous avons limité ces grands décollements en haussant le seuil d'ouverture des joints (OUVJT = 1,1 , au lieu de 1,02).

2°) Points négatifs

Nous devons reconnaître que l'objectif fixé n'a pas été atteint. Nous n'avons pas trouvé de poinçon dont l'action sur la série de St-Illiers produise une déformée coïncidant avec toutes les données des sondages.

Certes, les nombreux calculs effectués ont permis d'ajuster le modèle dans une bonne partie du domaine, (en particulier sur toute la partie de la coupe située au NE de SI 1), mais les résultats n'ont jamais été très satisfaisants dans la partie intéressante de la flexure.

Ceci est dû principalement à l'action de 2 facteurs limitant l'épaisseur apparente au droit de SI 1 : l'amincissement des couches, et les pendages de valeurs plus faibles que dans la réalité.

La modélisation de cette zone a été un peu améliorée par les modifications suivantes :
- dans un modèle continu, le poinçon E a donné dans cette zone la moins mauvaise coïncidence globale (fig.128),

- l'introduction d'une faille normale (maillage 8), et l'application du même poinçon E a amélioré très sensiblement les résultats pour les couches inférieures (Lias et Dogger) à l'aplomb de SI 1, mais le mauvais fonctionnement de la ligne des joints (évoqué au paragraphe précédent) a donné une géométrie très éloignée de la réalité dans les couches supérieures (fig. 129).

Il n'a donc pas été possible de confirmer ou d'infirmer l'hypothèse de poinçonnement, ni les hypothèses sur la structure profonde de St-Illiers proposées dans le rapport IFP n° 22835.

3°) Points positifs

Malgré toutes ses imperfections, l'essai de modélisation a confirmé quelques observations.

Ainsi, on a mis en évidence la " migration " de la culmination de la structure selon les niveaux.

Avec tous les types de poinçon appliqués et en raison de leur dissymétrie, on observe un déplacement des points les plus hauts de chaque couche d'environ 350 m vers le NE quand on passe de la surface du poinçon au toit du Portlandien.

On a aussi montré, encore une fois, l'importance de la forme du poinçon et le relatif manque d'importance des propriétés mécaniques (à condition, bien sûr, de les faire varier dans des limites raisonnables.)

Un autre point intéressant, même s'il n'est pas une réussite totale, est la modélisation des grandes discontinuités. On a vu en particulier comment l'usage de lignes de joints a permis la déformation des couches inférieures en limitant l'amincissement (fig. 129). De plus, on a pu noter une nette différence de comportement entre la faille verticale du maillage 5 (fig. 130) et la faille normale du maillage 8.

Dans cette zone d'extension générale, on constate que la faille verticale a tendance à s'ouvrir, alors que les deux compartiments de la faille normale restent en contact.

L'introduction de ces grandes discontinuités a été suggérée dans le maillage par la forme des zones de fortes tractions données par les calculs préliminaires (fig. 131)

Il ne faut pas vouloir tirer de ces zones plus que des idées. Ainsi la fig. 131 vient renforcer l'intuition d'une faille normale traversée par SI 1, et limitée vers le haut au toit du Dogger.

Enfin les résultats de cette modélisation font insister sur le nécessité de tenir compte des forts amincissements des couches au droit de la marche d'escalier dans l'hypothèse de la continuité des couches (ce qui rejoint la notion habituelle de flexure), alors que ces amincissements ne semble pas exister dans le cas d'un comportement cassant.

F) CAUSES DE L'ECHEC

Il est intéressant d'essayer d'exposer les raisons de l'échec relatif de cette modélisation.

On peut les classer en deux groupes :

- les raisons qui mettent en cause la méthode de modélisation,
- et celles qui concernent l'interprétation de la structure.

1) Il est certain que nous n'avons pas envisagé toutes les formes possibles de poinçon (vérifiant les conditions du C -3°). En particulier nous n'avons envisager qu'une forme de poinçon présentant une discontinuité nette au niveau du socle (poinçon D 2).

De plus, la méthode de calcul choisie ne permet de définir les formes des poinçons que par les déplacements imposés aux noeuds de la base. On est donc limité en précision par la finesse du maillage.

Dans le maillage 4, nous avons dû nous restreindre à une largeur minimale de maille de 250 m, ce qui n'autorise pas la définition de formes très compliquées.

De même, nous n'avons pas envisagé (loin de là) toutes les formes de discontinuités de la couverture au droit de la marche d'escalier. Il semble que l'hypothèse de continuité des couches ne soit pas très réaliste dans cette zone (au moins pour les couches inférieures) et la représentation de tels phénomènes est encore un point faible du programme TECTO.

Dans ces deux domaines (forme du poinçon, et disposition des grandes discontinuités); il serait souhaitable de disposer de quelques données supplémentaires pour améliorer la modélisation. On pourrait ainsi limiter la gamme des formes possibles et faciliter l'ajustement par tâtonnement.

Les quelques données qui semblent essentielles à ce titre sont :

- la cote du socle dans le compartiment inférieur (pour avoir une idée plus précise de la course du poinçon),
- la position de la culmination du poinçon (et d'ailleurs toute autre précision sur sa forme),
- une idée de la position et de l'extension des grandes discontinuités de la zone de la marche d'escalier.

2) Les autres causes d'échec de la modélisation sont liées aux hypothèses faites.

- Tout d'abord, on peut critiquer l'hypothèse de bi-dimensionnalité. L'allongement de la structure de St-Illiers n'est peut-être pas suffisant pour que l'hypothèse de déformation plane soit vérifiée sur la coupe choisie.

- Il est aussi possible que les mouvements du poinçon ne soient pas verticaux (ou proches de la verticale) dans le plan de coupe comme nous l'avons envisagé, et que la première ligne de joints ne suffise pas à atténuer cette cause d'erreur. Dans le même ordre d'idée, on peut envisager que l'évolution réelle du poinçon, ne soit pas correctement représentée par la succession d'incrémentations choisies.

- Enfin, et c'est là l'objection fondamentale, il se peut que l'influence d'un décrochement soit prépondérante, ou même que la structure de St-Illiers ne soit absolument pas due à un poinçonnement...

G) CONCLUSION

Malgré ce résultat décevant, on ne peut pas condamner définitivement ce type de modélisation. Il est certain que la méthode de tâtonnement est extrêmement lourde à manier, mais elle nous a permis de mettre en évidence l'importance de deux types de données :

- la forme du poinçon,
- la disposition des grandes discontinuités.

Il nous semble donc possible d'utiliser cette méthode sur un cas semblable à celui de St-Illiers, à condition de disposer des quelques informations supplémentaires mentionnées au paragraphe précédent. L'un des buts fixés (c'est-à-dire la détermination de la forme du poinçon) serait alors accessible.

De toute façon, même dans son état actuel, cette méthode de modélisation donne des idées précieuses sur les hypothèses à vérifier et les données qu'il serait utile d'avoir pour aller plus loin dans la modélisation.

V - ETUDE DE LA STRUCTURE DE CUCULET

A) BUT DE L'ETUDE

On étudie ici un objet tectonique plus complexe que St-Illiers, mais dont l'avantage principal est la connaissance précise du poinçon et de son mouvement.

On présente d'abord une étude tectonique analytique assez détaillée, puis un essai de modélisation assez sommaire.

Le but de la modélisation aurait pu être la détermination des zones différemment déformées, ou encore d'approcher un mécanisme qui tienne compte de la montée du socle, des structures mesurées, de la cinématique qu'elles évoquent... Mais le modèle utilisé ne permet pas d'aller aussi loin.

B) PRESENTATION GEOLOGIQUE

Nous avons déjà présenté sommairement cette structure dans la première partie. Elle est située sur la rive gauche de la Romanche, immédiatement au sud du lac du Chambon, dans la commune de Mont de Lans (Isère), sur la carte de La Grave n° 5, 1/20 000.

Elle est donc en bordure Nord du massif cristallin du Pelvoux, qui a subi une surrection générale.

Le secteur, qui a été plus particulièrement étudié, est à l'Est de la faille orientale des Grandes-Rousses, à l'extrémité Nord d'une structure connue sous le nom de " Synclinal de Venosc ", longue bande de terrains sédimentaires coincés entre 2 masses de socle ancien, qui se pince plus au Sud dans le cristallin. Il est limité par la Romanche au Nord, le ruisseau de Malapréture à l'Est, et le ruisseau de la Pisse au SW ; il a grossièrement la forme d'un triangle rectangle de 5 km d'hypothénuse, et s'étend en altitude de 1 040 m. (niveau du lac) à 2531 m. (extrémité SE) (Fig. 132).

Le trait le plus marquant de ce site, et qui nous l'a fait retenir, est l'existence d'une crête sédimentaire continue du lac à la Grande Sure, enveloppant un compartiment de socle visible, dont les plans de discontinuités sont mesurables (constructibles en épure). On a pu ainsi mettre en évidence 2 " marches d'escalier " successives dont seule la plus basse a été étudiée, la deuxième commençant à la faille N-S du ruisseau de Malapréture et constituant le substratum du glacier de Mont de Lans.

1) Plans - limites

Les plans limitant la première " marche " ont pu être construits géométriquement à partir des affleurements.

D'abord le plan du glissement (ou la " contre-marche ") a été déterminé par ses traces (au sens de la géométrie descriptive), du Sud au Nord : le ruisseau du Grand Plan, le ravin du Clos Gautier, et, de l'autre côté de la Romanche, le contact socle-sédimentaire entre le lac Lovitet et la cascade de la Pisse. Il a pour coordonnée N 39-NW 35 .

Ce plan est vraisemblablement une ancienne surface d'érosion sur laquelle se sont déposés les sédiments et qui a fonctionné comme discontinuité cinématique au moment de la surrection du Pelvoux.

Des jalons de Trias étiré, dans lesquels on peut observer des figures de mouvement (surtout dans le ravin de Malapréture) en sont une preuve, une autre preuve du mouvement étant la structure du socle en marche d'escalier, et la présence de cristallin à une altitude supérieure à celle du sédimentaire.

L'autre plan est le " sommet " du poinçon (le plat de la marche), visible dans la topographie au replat de Malapréture.

Ce plan qui est probablement une ancienne surface d'érosion, est légèrement penté vers le NNW (10°) ; et son aspect " tourmenté, tout en creux et en bosses, contraste avec l'aspect lisse et presque idéal du plan de la contre-marche où s'est engagé le mouvement.

2) Matériaux

La série sédimentaire affectée par le poinçonnement de Cuculet s'étend du Trias au Dogger, et appartient à la zone dauphinoise.

A une distinction purement stratigraphique, nous avons préféré un classement sur des critères " litho-mécaniques " (les épaisseurs des formations qui suivent sont les épaisseurs actuelles)(fig.133) :

- Formation I : directement au contact du socle, Trias composé de grès, de calcaires dolomitiques, et surtout de cargneules, couche de faible épaisseur (discontinue, laminée, écrasée), mais de grande importance mécanique (couche-savon).

- Formation II : le classique " Lias calcaire " (1₁₋₅), calcaires compacts en bancs minces (moins de 20 cm) séparés par des lits schisteux plus épais ou moins épais. L'épaisseur totale de la formation est de l'ordre de 100 m.

- Formation III : une centaine de mètres de schistes argilo-calcaires très tendres, gris-clair attribués au Domérien

- Formation IV : une centaine de mètres de calcaires schisteux noirs, constituant en partie la " Grande Aiguille " , attribués au Domérien (1₆).

- Formation V : environ 150 m. de calcaires schisteux très tendres donnant en particulier la dépression entre Grande et Petite Aiguille, attribués au Domérien (1₆).

- Formation VI : environ 150 m de calcaires noirs à grains fins, compacts, formant la petite Aiguille (Toarcien 1₇₋₈).

- Formation VII : environ 500 m. de schistes noirs ou sombres, donnant le replat de Cuculet (sans doute Aalénien l-j).

- Formation VIII : environ 200 m. de calcaires sableux attribués au Dogger (j₁₋₂), et constituant la falaise surplombant le lac du Chambon au NW de Cuculet.

NB . Les étages sont déterminés d'après la carte La Grave 1/50 000.

3) Méthodes - Objets mesurés

Un premier examen rapide montre un basculement de la stratification (So) et de la schistosité régionale (baptisée S2 selon GRATIER et al., puis VIALON), depuis des pendages inverses SE 45 dans les affleurements les plus éloignés du plan de schistosité (zone A définie plus loin), jusqu'à des pendages subhorizontaux, sur la " marche " (zone L), en passant par des pendages verticaux puis NW (parallèles au plan de glissement).

On note, d'autre part, sous la Grande Sure, des plis à schistosité S2 de plan axial, presque couchés, d'axes courbes de N20 à N80 (courbure due sans doute à des glissements différentiels dans S2), et qui ont été attribués à l'influence de la marche d'escalier suivante.

Cette partie a donc été exclue de l'étude précise qui a été concentrée sur la croupe de Cuculet ; depuis le lac du Chambon jusqu'à l'altitude 2100 m où la stratification devient parallèle au plan supérieur de la " marche " (fig. 134).

De nombreux objets structuraux ont été mesurés selon les affleurements, mais on s'est attaché à mesurer systématiquement la position de :

- la stratification S0;

- la schistosité S2,

- la linéation d'étirement X,

- les principaux plans de fractures (souvent plus visibles que la stratification) dont certains ont pu être associés à l'étirement, en n'oubliant pas que le but du travail est, certes, la description géométrique et cinématique d'une disposition tectonique particulière, mais surtout la récolte d'informations devant permettre une modélisation numérique.

Les stations de mesure ont été rassemblées en 23 affleurements répartis le long de la structure, eux-mêmes groupés en 12 zones (de A à L) selon la lithologie et la proximité du poinçon.

Nous allons d'abord examiner les résultats zone par zone, puis étudier l'évolution de chaque objet structural en fonction de sa position par rapport au poinçon.

C) ETUDE PAR ZONE

Nous ne présentons ici, parmi les mesures effectuées, que celles que nous avons essayé d'interpréter. Les orientations moyennes sont rassemblées sur un grand tableau.

1) Zone A : Affleurements de 1 à 5.

Cette zone est la plus éloignée du plan de glissement du poinçon. Elle est constituée du matériau VIII (calcaires sableux), et sa principale caractéristique est de présenter une 2^é schistosité (de strain-slip) dite S3, déformant S2, et liée sans doute à un fort glissement dans S2.

- S0 et S2 sont assez voisines en général,

- la linéation d'étirement X est relativement bien groupée (et proche de la ligne de plus grande pente de S2). Il est à noter que dans toute cette zone (ainsi que dans les zones B et C) on observe un grand nombre de plis P2 (c'est-à-dire synschisteux S2, cf. GRATIER et al 1973). Ce qui explique la relative dispersion de la linéation X dans ces zones.

- deux familles de diaclases assez groupées se détachent, A1 et A2.

On peut noter que la linéation X est très proche de la perpendiculaire à A1 (5°)

- des mesures de glissements de microlithons ont donné 33 % et 28 % d'allongement.

2) Zone B : Affleurement 6.

Cet affleurement est très proche de la zone A mais sur l'autre rive du ruisseau de la Pisse.

- la schistosité S2 est très voisine de celle de la zone A,

- mais la linéation d'étirement est bien différente,

- si on continue à appeler A1 la famille de fractures la plus perpendiculaire

à l'étirement, on a 2 familles bien groupées et différentes de celles de la zone A,

- on observe toujours S3 et des plis P2.

3) Zone C : Affleurement 7

- matériau VII très schisteux ,

- la schistosité S2 est bien groupée,

- 2 familles de fractures : A1; bien groupée ;
A2, dispersée,

- on observe toujours S3 et des plis P2.

4) Zone D : Affleurements 8,9,10

- matériau VI, calcaires à grain fin ;

- disparition de la schistosité de strain-slip S3.

- importance des plan A 1 qui sont plus visibles que la stratification.

- séparation de S0 et S2; toutes deux en familles bien groupées ;

- la linéation X est très bien groupée en raison de la disparition des plis P2;

- deux familles de diaclases : A1 très bien groupée, quelquefois séparée en deux sous-

familles dont le dièdre mesuré moins de 10°, A2, dispersée; l'intersection A1-A2 (arête du dièdre)

est perpendiculaire à la linéation X et presque perpendiculaire à S2.

- des mesures de microlithons ont donné des allongements relatifs variant de 30 % à 52 % selon les bancs, avec une moyenne de 40 %,
- d'autre part, on a observé des fractures en échelon, interprétée comme des fentes de Riedel qui indiquent des " zones de cisaillement " (cf. VIALON, RUHLAND, GROLIER, p.23). Ces zones sont parallèles à S2 (N175-E 50), et les fractures de Riedel (R 1) sont N15-E50. Elles indiquent donc qu'un important glissement s'est engagé dans S2, lié sans doute au même mécanisme que celui qui a créé S3. Des observations analogues ont été faites pour des bandes parallèles à A1, ou parallèle à S0, mais aucune mesure précise n'a pu être effectuée.

5) Zone E : Affleurements 11,12,13,14

- matériau V, très schisteux;
- la stratification est souvent difficile à voir, mais semble confondue avec S2, qui est en général bien groupée;

- la linéation d'étirement est très bien groupée;

- la famille A1 reste bien groupée ;

- la famille A2 est extrêmement dispersée sur une couronne d'environ 60° autour de N92-N75, au point qu'on a quelquefois l'impression sur le terrain qu'elle se sépare en deux familles ; mais cette distinction semble arbitraire sur les diagrammes où la distribution est relativement continue. L'angle A1 - A2 a peu de sens ici.

- on a noté des joints de calcite dans S2, ce qui semble prouver, dans cette zone, une extension dont la composante normale S2 n'était pas nulle. L'hypothèse d'une 2^e extension, postérieure à celle qui a créé la linéation X, est soutenue par la présence d'une 2^e linéation en bordure de l'affleurement 13.

6) Zone F : Affleurements 16,15

- matériau IV, peu schisteux, semblant assez " compétent ".

- S0 et S2 sont verticales ;

- la linéation X est très bien définie ;

- les fractures A1 sont sub-horizontales, et sont le siège de forts déplacements

du compartiment supérieur vers WNW. Les témoins en sont nombreux : torsion de schistosité, existence de Riedel I, souvent plus visibles que A1 (R1 moyen : N08-W20). La construction de la direction de glissement dans A1, comme perpendiculaire à l'intersection de A1 et R1, donne N88-E10, avec glissement du compartiment supérieur vers l'W ;

- les fractures A2 sont raisonnablement groupées ;

- quelques mesures de microlithons ont donné de 82 % à 68 % d'allongement relatif.

7) Zone G : Affleurement 17

- matériau III, schisteux.

- S0 et S2 sont pentées dans l'autre sens,

- la linéation X est assez bien définie ;

- A1 n'est pas très bien groupée;

- point particulier : on observe un très grand nombre de kink-bands indiquant un mouvement du compartiment supérieur vers le NW :

- plan des kinks : N150-NE30

- axe des kinks : N19-N23 (correspond bien à l'intersection de S2 avec le

plan de kink.).

- on observe aussi, comme dans la zone F, des torsions de S2 dans les plans A1.

Le mouvement sub-horizontale a pu être estimé à 15-20 cm par mètre vertical.

- une bélemnite a donné un allongement de 250 % dans S2. (L'allongement des bélemnites est calculé par $e = (L_1 - L_0) / L_0$)

8) Zone H : Affleurement 18.

- matériau II : calcaires à lits schisteux.

- A1, dispersée, éventuellement séparée en 2 sous-familles à 25° l'une de l'autre,

- A2, pas trop dispersée ;

- l'aspect général de la roche est très bouleversé. On observe en bas de la zone un débit en fines aiguilles et en haut, un débit de plaquettes.

- malgré la proximité du poinçon, il n'a pas été mis en évidence de variations notables des caractères avec l'altitude. La base de l'affleurement est encore assez loin du plan de glissement en raison de l'abondance des éboulis.

9) Zone I : Affleurement 19

.....

- matériau II,

- A1, assez dispersée,

- 2 familles A2 nettes et bien séparées :

- A₂₁ (N64-NW40)

- A₂₂ (N149-NW82)

On relève les angles suivants : A₂₁-A₂₂ = 86°, A1-A₂₁ = 75°, A1-A₂₂ = 86°.

- intenses déformations : tendance à l'homogénéisation (disparition des niveaux schisteux, apparition de forte schistosité dans les bancs calcaires).

10) Zone J - Affleurement 20

.....

- matériau II;

- A1 famille prédominante ;

- deux familles A2

- A₂₁ (N50-SE57)

- A₂₂ (N138-SW85);

- on relève les angles suivants :

X- normale A₂₁ = 24°, A1-A₂₁ = 34°, A1-A₂₂ = 85°, A₂₁-A₂₂ = 85°.

- on n'a pas observé de schistosité S2 dans les calcaires (S0 et S2 sont peut-être confondus);

- les bancs sont bien nets et le débit est en pavés.

11) Zone K : Affleurements 21,22

.....

- matériau II;

- A1 bien groupée, A2 dispersée;

- la déformation semble beaucoup plus faible et la schistosité moins constante (c'est-à-dire moins dense et moins réglée que partout ailleurs).

12) Zone L - Affleurement 23

.....

- matériau II ;

- linéation X assez mal définie;

- les fractures A2 sont extrêmement dispersées sur pratiquement toute une couronne ;

- la schistosité est de moins en moins nette, pour finalement disparaître

100 m plus haut .

TABLEAU DES ORIENTATIONS DES OBJETS MESURES

Zones	Strati S0	SchistoS2	Linéation X	Fentes A1	Fentes A2	Angle X-A1	Dièdre A1-A2	Dièdre S0-S2
A	N18-SE45	N18-SE45	N94-E45	N178-W42	N52-NW53	5°	40°	
B		N23-SE52	N162-S38	N82-W60	N160-W54	11°	81°	
C		N15-SE43	N141-SE35	N30-NW45	N103-N70	19°	65°	
D	N43-SE85	N14-E57	N56-E46	N164-W34	N75-N40	15°	50°	40°
E	N26-SE64	N32-SE63	N70-NE49	N00-W38	(N92-N75)	12°		5°
F	N34-vert.	N20-E86	N24-S64	N150-E10	N98-N85	18°	80°	
G	N32-NW77	N28-NW74	N75-W70	N132-NE19	N125-SW74	11°	90°	5°
H	N40-NW67	N35-NW67	N112-W66	N171-E25	N149-W80	8°	80°	5°
I	N30-NW57	N35-NW63	N172-N55	N40-SE35	2familles	24°		8°
J	N38-NW50	N37-NW57	N130-NW58	N22-SE27	"	10°		8°
K	N56-NW48	N33-NW50	N136-NW50	N50-SE46	N152-W82	4°	90°	18°
L	N42-NW25	N29-NW40	N150-NW37	N50-SE60	?		?	16°

C) EVOLUTION DES OBJETS STRUCTURAUX

1) Stratification

Mis à part la zone E, où d'ailleurs les mesures de S0 sont assez peu précises car le matériau y est extrêmement schisteux, on observe une évolution continue de la zone A à la zone L. : en s'approchant du plan de glissement puis du dessus du poinçon, la stratification subit une rotation d'axe N37 horizontal, peu différent de l' " arête du poinçon ", qui la mène d'un pendage SE 46 à un pendage NW24 en passant par la verticale (la schistosité dans la zone L est donc moins pentée que le plan de glissement). L'angle de rotation est d'environ 110°. (fig. 135 et 136).

2) Schistosité

La schistosité subit une rotation analogue à celle de S0, d'axe N25 horizontale, d'un pendage SE44 à NW41, soit une rotation de 95°.

Le point représentatif de la normale à S2 décrit un petit cercle, ce qui indique que l'axe de rotation n'appartient pas à S2, mais fait un angle constant avec elle. C'est un argument pour penser que S2 est antérieure à la rotation (fig. 137),

3) Linéation d'étirement

La linéation d'étirement, étant toujours contenue par le plan de schistosité, a subi la même rotation que celui-ci. Mais cette transformation ne suffit pas pour expliquer la disposition des points sur le diagramme (fig.138).

Notons que les linéations X des zones F, G, H, J, K, L appartiennent toutes au plan N164-W70 et que les linéations X des zones A, B, C, D, E sont voisines du plan N00-E50.

4) Fentes A1

Nous avons systématiquement appelé A1 la famille dont la normale est la plus proche de la linéation X. C'est d'ailleurs toujours la famille la mieux représentée et la mieux définie. Sur diagramme, la famille A1 suit donc presque exactement la même transformation que la linéation X (fig.139).

Par ailleurs, nous disposons d'un bon nombre de données sur la densité des fentes A1, mais nous ne les donnons pas ici, faute d'avoir pu en tirer plus que des renseignements ponctuels.

E) SYNTHÈSE CINÉMATIQUE

On suppose que la schistosité S2 a été créée soit bien avant le poinçonnement, soit au tout début du phénomène.

Tout scénario envisagé doit tenir compte des points suivants :

- a) rotation de S2
b) présence de la linéation X interprétée comme un étirement
c) organisation des linéations X selon 2 plans pour les zones A-E et F-L.

La question de l'ordre de succession des épisodes a) et b) se pose, on peut imaginer

les cas suivants :

- 1) Création de X dans S2, puis rotation.
2) Rotation de S2, puis étirement général.
3) Rotation et étirement concomitants.

Dans le premier cas, l'étirement général appartient à S2 (phénomène de glissement différentiel). Dans les 2e et 3e cas, la linéation X est la marque dans S2 d'un étirement local dû aux mouvements différentiels entre 2 feuilletts.

Les hypothèses 1 et 2 ont été éliminées, car des calculs de géométrie algébrique ont montré qu'une linéation ne peut rester (ou devenir) coplanaire dans ces transformations que dans des cas particuliers (axe de rotation appartenant à S2, et linéation parallèle ou perpendiculaire à l'axe) qui ne sont pas respectés ici.

On admet donc l'hypothèse 3 (étirement et rotation concomitants) et on retient le scénario suivant :

1 - " Poinçonnement " sur un matériau déjà schisteux qui produit un plissement avec glissement sur S2, d'où rotation des plans S2 et création de la linéation X. Les linéations X, selon les différents plans de S2, s'organisent sur un plan (analogue à un " plan de glissement " ; cf. VIALON, RUHLAND, GROLIER, p.49) qui contient la direction générale d'étirement.

2 - Les étirements locaux sont suffisants pour créer des fentes d'extension perpendiculaires à la linéation X (fentes A1).

3 - Après la création de A1, l'étirement général engage un mouvement complémentaire dans les plans A1 (en particulier dans la zone F où l'on observe des Riedels 1 sur A1) et on peut alors construire un nouveau plan contenant l'étirement général (le plan perpendiculaire à l'intersection de R1 et A1). On en déduit l'étirement général N80-W70 (fig. 140).

4 - On envisage alors que toute la partie NW du massif poinçonné (zones A à E) atteint des pendages inverses assez forts pour que l'effet de la pesanteur et la cinématique du phénomène la fassent basculer en masse.

5 - Ce basculement désorganise un peu la masse, les linéations X ne restant que relativement coplanaires. On peut construire la transformation qui fait passer d'un plan de linéation à l'autre : c'est une rotation d'axe N170-S08 et d'angle 55° environ. (fig. 138).

Nous n'avons pas su donner d'interprétation convaincante de l'axe de cette rotation. Par contre, nous avons cherché à en relier l'angle avec des irrégularités dans l'éventail de la schistosité S2. En effet, en admettant qu'avant le basculement des zones A-E, les schistosités étaient très voisines dans les zones " frontières " E et F, on peut chercher une correspondance entre l'angle de rotation en masse et l'angle final entre S2 dans la zone E et S2 dans la zone F.

Cette correspondance n'est pas bonne pour les zones E et F, sans doute parce qu'elles ont été perturbées par l'arrachement, mais l'angle entre les S2 des zones immédiatement suivantes (D et G) vaut aussi 55°.

Ce scénario n'est qu'un des scénarios possibles. Des données supplémentaires permettraient sûrement de l'affiner encore. Il a le mérite de montrer la dissymétrie du problème :

- la direction de glissement sur le plan de faille (construite comme intersection du plan des linéations pour les zones F-L et du plan de faille), est N 155-N32, à 20° de la ligne de plus grande pente;

- la direction d'étirement général est à 50° seulement de la normale au plan de faille (au lieu de lui être perpendiculaire).

F) RESULTATS GEOLOGIQUES ANNEXES

- Un certain nombre de mesures complémentaires ont été effectuées, en particulier des mesures classiques de déformations finies

On a déjà parlé, dans la description des zones, des mesures de microlithons, qui ne peuvent donner que des comparaisons, et qui sont extrêmement sensibles à la lithologie.

On a observé malgré tout une certaine progression :

- zone A : 30 % en moyenne
zone D : 40 % en moyenne
zone F : 70 % en moyenne

pour des matériaux " compétents " comparables.

- Un certain nombre de bélemnites étirées ont été mesurées. On a ainsi trouvé un spécimen de 250 % d'allongement (l - l0) / l0 dans la zone G. Mais les seules mesures systématiques ont été effectuées dans les éboulis de la zone H (plus calcaire), où une courbe polaire de l+e a pu être construite (l = l + e, θ = angle entre l'axe de la bélemnite et la linéation X). (fig.141). Le maximum de e semble à peine supérieur à 100 % pour θ = 0.

- Des mesures de micro-thermo-barométrie ont été effectuées sur quelques cristaux de Cuculet par Dominique BERNARD, et permettent d'avoir une idée sur les conditions de température au moment de la déformation. Selon les affleurements les températures varient entre 146° et 173°, avec une accumulation vers 158°.

- Enfin on a mesuré la teneur en carbonates de quelques échantillons des matériaux II à VI.

(les résultats sont en archives) pour essayer de relier les teneurs actuelles en calcaire aux caractères " dur " et " mou " qui ont été attribués sur le terrain selon l'aspect actuel de la roche (plus ou moins schistosée), l'intensité et le type de la déformation qu'elle semble avoir subi lors du poinçonnement : en un mot, selon la " compétence " .

On remarque que dans certaines zones, en particulier la zone I, extrêmement déformée, les résultats ne correspondent pas à la relation qu'on a l'habitude de faire entre compétence et teneur en calcaire.

G) MODELISATION DE LA STRUCTURE DE CUCULET

Devant la complexité de la structure de Cuculet, nous avons préféré limiter la modélisation à l'étude de l'influence des glissements mis en évidence par l'analyse tectonique.

Le maillage utilisé (n°7) comporte 234 noeuds, et 200 éléments dont la moitié d'éléments-joints répartis en 4 lignes.

On espère ainsi rendre compte de la nature très orthotrope des matériaux. Le maillage s'étend sur 10500 m de longueur et 1200 m d'épaisseur.

Tous les éléments sont constitués du même matériau qui a les propriétés suivantes :
 $\gamma = 2,3 \text{ t/m}^3$; $E = 1000 \text{ bars}$; $\nu = 0,35$; $\phi = 23^\circ$; $c = 140 \text{ bars}$; $n = 0$, $R_f = 85^\circ$
 ce qui correspond à un matériau très "mou" .

Les joints sont du type glissant :
 $RKS = 0,1 \text{ t/m}^3$; $c = 1 \text{ bar}$; $\phi = 7^\circ$, $Kj = 1$; $n = 1/2$, $R_f = 80\%$

Le poinçon appliqué a un mouvement de montée à 35° de l'horizontale et agit sur la moitié du domaine.

Les déplacements imposés aux noeuds de la base sont donc, pour un déplacement unitaire à 35° :

$$u_x = 0,82 (\cos 35^\circ)$$

$$u_y = 0,57 (\sin 35^\circ)$$

sauf dans une zone de transition large de 750 m au pied du poinçon.

Le calcul a été poussé jusqu'à un déplacement total de 1210 m (compté à 35° de l'horizontale) au delà duquel les déformations étaient exagérées.

Nous présentons ici les maillages déformés pour différentes étapes du calcul. (fig. 142-143-144).

On constate avant tout que les fortes déformations sont limitées à la couche inférieure et à la zone de la marche d'escalier ce qui correspondrait aux fortes déformations observées sur le terrain dans la zone I.

Par contre la répartition des glissements ne semble pas conforme à ce qu'on sait de la réalité . En effet, le calcul montre que les glissements sont forts, loin de la marche (c'est-à-dire dans le compartiment inférieur et sur le replat du poinçon) alors qu'ils sont presque nuls dans la zone de flexure. Cette anomalie est due certainement aux conditions aux limites choisies. Nous avons considéré ici que les contraintes σ_x étaient constantes aux extrémités (forces nodales incrémentales nulles) ; on aurait pu considérer, par exemple, que les glissements des joints étaient nuls aux extrémités (déplacements imposés égaux à celui du noeud de base) mais cette hypothèse ne paraît pas plus justifiable.

H) CONCLUSION

Dans la version actuelle du programme TECTO, il semble tout-à-fait impossible de tenter une modélisation pour confirmer ou infirmer les conclusions de l'analyse cinématique :

- d'une part, parce que trop de paramètres mécaniques importants restent inconnus (état initial, influence de la faille orientale des Grandes Rousses et de la marche d'escalier supérieure sur les conditions aux limites, et même géométrie finale)

- et d'autre part, parce que la méthode ne permet pas encore de modéliser les points cinématiques importants qu'on a su mettre en évidence sur le terrain (comme les glissements dans les divers plans de discontinuité : S0, S2 et surtout A1). En effet, dans l'état actuel des méthodes numériques, il ne semble pas possible de tenir compte de ce phénomène parce qu'il est à la fois dirigé et diffus. Dans une certaine mesure, une modélisation avec des matériaux fortement orthotropes permet de rendre compte des glissements sur une famille de plans (S2 par exemple), mais elle ne permet pas de montrer l'effet de deux ou plusieurs familles.

Outre la compréhension de la cinématique d'un exemple particulier de poinçonnement, cette étude nous a apporté la confirmation de l'immense pas qui reste à franchir entre la grande complexité de l'objet géologique et l'extrême simplification des modèles ; et ces quelques semaines sur le terrain ont été surtout un rappel à la réalité, un moyen de garder les pieds sur terre pendant la conception du programme TECTO.

C O N C L U S I O N

=====

I - RAPPEL DES PRINCIPAUX RESULTATS

Conformément aux buts que nous nous étions fixés dans la première partie, nous pouvons classer les principaux résultats de cette étude en trois centres d'intérêt :

- la connaissance théorique du poinçonnement de socle et de ses effets dans la couverture ,
- la mise au point d'une méthodologie de modélisation ,
- et , enfin, la critique de la méthode employée et du programme de calcul TECTO.

A) CONNAISSANCE THEORIQUE DU POINÇONNEMENT

L'étude du tricouche (2e chapitre de la troisième partie) nous a apporté quelques renseignements précieux sur les mécanismes généraux du poinçonnement de socle.

Dans le cas d'un milieu homogène, on a pu ainsi mettre en évidence :

- le phénomène d'amortissement des formes quand on monte dans la série depuis le socle jusqu'à la surface,
- la structure particulière en " éventail " des champs de déplacements, et le rôle des glissements qui s'engagent dans les joints de stratification,
- la rotation des tenseurs de contraintes et surtout la présence d'un " puits de contrainte " au droit du pied du poinçon.

L'étude de l'influence d'une couche de caractéristiques mécaniques différentes a conduit à la notion de " butoir " : une couche molle n'amortit les sollicitations que si elle est surmontée par une couche plus raide.

Enfin, l'étude du tricouche, nous a montré le manque relatif d'importance des caractéristiques mécaniques et des glissements dans les joints, quand on ne recherche qu'une modélisation des formes géométriques.

L'étude du poinçonnement de la série du centre du Bassin Parisien (chapitre III de la troisième partie) nous a permis de préciser le rôle de la forme d'un poinçon.

Il semble que le caractère le plus déterminant de l'influence d'un poinçon dans une série sédimentaires hétérogène soit son volume. Les détails de forme sont en effet amortis par la première couche molle, et deux poinçons de même volume, mais de géométries différentes, produisent les mêmes effets au-dessus de la première couche-butoir.

Ainsi il ne paraît pas possible de déterminer la forme précise d'un poinçon à partir de données concernant seulement les couches superficielles (au moins dans le cas où la série comporte une couche molle assez épaisse).

Par contre, dans le cas particulier de la série du Bassin Parisien, il est possible de différencier par ^{de} simples observations de surface, un poinçon double (à 2 "bosses ") d'un poinçon simple. Mais une étude reste à entreprendre sur l'influence de l'écartement des 2 " bosses " et de l'épaisseur de la série.

Enfin l'étude du poinçonnement de la série du Bassin Parisien nous confirme le relatif manque d'influence des lois rhéologiques (même en comportement non-linéaire) à condition toutefois de se limiter à une modélisation des formes, et de choisir les caractéristiques mécaniques dans des gammes raisonnables.

De ces études théoriques, nous espérons tirer des critères permettant de reconnaître un poinçonnement sur le terrain.

Malheureusement la plupart des caractères observés dans les modèles pourraient sans doute s'appliquer à d'autres phénomènes tectoniques. Ainsi, par exemple, les glissements couche sur couche ou les tractions à l'extrados pourraient exister dans certains types de plis par serrage.

Pour déterminer en toute rigueur les critères caractéristiques du poinçonnement parmi, tous les traits observés dans le modèle, il faudrait pouvoir les comparer à ceux des autres objets tectoniques possibles.

Cependant, et malgré cette réserve, la présence d'un puits de contraintes au pied du poinçon paraît un trait original. Il serait donc intéressant d'en chercher des témoins sur le terrain pour étayer une hypothèse de poinçonnement. Malheureusement, le géologue ne dispose pas de marqueurs de contraintes très fiables : seuls les décollements, les minéralisations ou les migrations de fluides peuvent indiquer dans une certaine mesure l'existence d'une zone moins fortement sollicitée. Mais cette observation peut sans doute être décisive dans le diagnostic d'un poinçonnement.

B) METHODOLOGIE DE MODELISATION

Les échecs constatés dans la modélisation d'exemples réels (St-ILLIERS et CUCULET) sont riches d'enseignements. Ils permettent en particulier de déterminer une hiérarchie dans la foule des paramètres influant sur un phénomène géologique. Mais, avant tout, on constate que cette hiérarchie dépend étroitement de l'optique dans laquelle on fait le modèle, c'est-à-dire de ce qu'on veut modéliser.

Ainsi, par exemple, nous avons effectué cette étude en vue de reproduire essentiellement les formes géométriques finales des séries poinçonnées.

Dans cet état d'esprit, nous avons observé que l'influence des comportements mécaniques (variant dans des limites raisonnables) était faible. Il est bien évident que si notre but avait été l'analyse des champs de contraintes et des fractures qui peuvent en résulter, l'influence des lois rhéologiques aurait été prépondérante.

Donc, dans l'hypothèse où notre modèle est restreint à la reproduction des formes géométriques, nous pouvons établir cette hiérarchie, et indiquer les points qui semblent essentiels à la réussite d'un modèle. On devra donc s'efforcer de recueillir sur le terrain le maximum des données sur ces points, et de concevoir un modèle qui puisse en tenir compte.

Deux de ces points, ont déjà été indiqués dans la deuxième partie : c'est la détermination des géométries finales et initiales. En effet, d'une part, la géométrie finale est le seul critère de vérification du modèle, et d'autre part, les difficultés rencontrées à propos des épaisseurs initiales à St-ILLIERS montrent la nécessité d'une géométrie initiale aussi précise et aussi sûre que possible.

Mais le point le plus important est la détermination de la cinématique du phénomène. Nous avons déjà insisté sur le nombre infini de transformations qui peuvent faire passer d'un état initial à un état final. Les essais de modélisation ont montré l'importance de toutes les composantes du mouvement du poinçon et surtout le rôle essentiel des discontinuités cinématiques.

Une bonne modélisation de la géométrie d'un phénomène tectonique nécessite donc la meilleure connaissance possible de la cinématique, et on doit rechercher, sur le terrain tous les marqueurs possibles du mouvement.

Enfin, deux sortes de renseignements semblent précieux :

- la détermination des conditions aux limites, qui est la plupart du temps, une conséquence de la connaissance de la cinématique du phénomène,
- la vérification des hypothèses de bi-dimensionalité (sauf bien sûr si on envisage un modèle à 3 dimensions) ; il semblerait en effet que l'influence de la 3e dimension soit une cause importante d'erreur à St-ILLIERS.

C) CRITIQUE DE LA METHODE UTILISEE

Cette critique porte essentiellement sur l'outil principal de l'étude, le programme TECTO. Dans sa version actuelle, TECTO donne toute satisfaction pour la modélisation de milieux continus. La vérification par rapport aux calculs analytiques de SANFORD a été assez probante. La formulation hyperbolique des lois rhéologiques non-linéaires est satisfaisante, et donne des bons résultats si l'on prend les quelques précautions exposées au Chapitre III de la troisième partie.

Dé même, le fonctionnement des éléments-joints est correct. On a pu ainsi rendre compte de l'influence des glissements couche sur couche, et l'essai de modélisation de grandes failles est prometteur, même si les résultats sont encore assez éloignés de la réalité.

- Par contre TECTO est absolument incapable de modéliser deux phénomènes fondamentaux :
- l'influence des discontinuités cinématiques diffuses,
 - et la genèse des grandes fractures.

Par exemple, dans le cas de Cuculet, il n'a pas été possible d'intégrer à un modèle tous les glissements mis en évidence par l'analyse cinématique de terrain, et dont on savait pourtant l'importance.

De la même façon, on n'a pas pu aborder le problème le plus important de la structure de St-ILLIERS : le passage de la faille du socle à la flexure des niveaux supérieurs de la couverture.

En fin de compte, nous avons tenté 2 types de modélisations :

- l'un où l'on disposait de beaucoup de données, et où l'on essayait de comprendre le mécanisme (Cuculet),
- et l'autre où l'on disposait d'assez peu de données et où l'on essayait de prévoir celles que l'on ignorait (St-ILLIERS).

Ces deux tentatives ont partiellement échoué, dans un cas parce que le modèle était trop sommaire pour rendre compte de toutes les observations, et dans l'autre parce qu'il nous manquait des données géologiques essentielles.

Ces défaillances sont dues en grande partie à l'état d'avancement des techniques que nous avons utilisées (Géologie, Mécanique des Milieux Continus, Analyse Numérique), et c'est en utilisateur déçu que nous suggérons très respectueusement quelques améliorations, quelques directions de recherche.

II - QUELQUES RESPECTUEUSES SUGGESTIONS

Avant de suggérer des améliorations aux spécialistes des techniques que nous avons utilisées, il nous semble nécessaire de poser une question plus fondamentale : ces techniques (et en particulier la Mécanique des Milieux Continus) sont-elles celles qui conviennent à la résolution des problèmes que nous posons ?

Nous avons utilisé la Mécanique des Milieux Continus comme une machine, c'est-à-dire, que nous lui avons fourni des matières premières et que nous avons essayé d'en utiliser les produits finis.

La question se pose alors de la façon suivante :

L'utilisateur -géologue peut-il fournir à la machine Mécanique des Milieux Continus des matières premières convenables et tirer profit des produits finis qu'elle peut lui donner ?

Comme on le sait, la Mécanique des Milieux Continus ne peut résoudre qu'un type de problème : étant donné un " objet " continu, défini géométriquement et mécaniquement, soumis à certaines conditions aux limites, déterminer les champs de déplacements, de déformations et de contraintes dans l'objet.

On a vu que, quand on aborde un problème géologique, les difficultés se manifestent à la fois à l'entrée de la " machine " pour déterminer les données et à la sortie, pour utiliser les résultats.

Autrement dit, à l'entrée, le géologue ne sait pas répondre précisément aux questions quotidiennes du mécanicien, et à la sortie, le mécanicien n'apporte pas d'explications aux observations quotidiennes du géologue. Le quotidien de l'un est l'exceptionnel de l'autre.

On pourrait donc déjà souhaiter une amélioration des relations Mécanique-Géologie à ce niveau : souhaiter que chacun fasse un pas en direction de l'autre.

On pourrait aussi se demander si toutes les difficultés rencontrées ne sont pas dues, en majeure partie, à la discontinuité des milieux géologiques.

On constate en particulier :

- que les problèmes géologiques sont en général à la limite de fiabilité de la machine " Mécanique des Milieux Continus " ;
- que les questions que se pose le géologue sont bien plus liées à l'étude des discontinuités et à leur influence sur la cinématique d'une transformation tectonique qu'à l'analyse d'un champ de contraintes.

Qu'il nous soit donc permis, en fonction de ces observations, de suggérer quelques directions de recherche aux spécialistes des diverses disciplines utilisées dans ce travail : mécanique théorique, mécanique expérimentale, géologie, analyse numérique.

Nous sommes bien conscient que de tels thèmes de recherche ont été abordés, mais il n'est pas sûr que ce soit avec l'idée globale de réussir un jour la modélisation de phénomènes tectoniques.

A) MECANIQUE THEORIQUE

La mécanique théorique se place toujours en dehors (ou au delà) de la réalité des choses : par exemple ; un ressort n'y existe que par la relation entre les déplacements relatifs de ses extrémités et les forces extérieures, et de même un matériau n'y existe que par sa loi rhéologique qui pour un matériau réel doit intégrer tous les phénomènes microscopiques (glissements intergranulaires, déformations intracrystallines, recristallisations, micro-circulations de fluides...) dans une relation macroscopique effort-déformation.

Le problème du géologue est qu'il se promène à l'intérieur même du ressort et que, s'il n'a pas toujours d'idée précise sur la relation contrainte-déformation, il peut recueillir une quantité d'informations sur les phénomènes locaux.

Ce qui manque donc ici, c'est une théorie solide, faisant intervenir toutes ces petites transformations microscopiques (elles-mêmes régies par des lois bien connues de thermodynamique, de chimie, de mécanique des fluides...) pour déboucher sur une expression globale " géothermodynamico-chimico-mécanique " où tous ces effets élémentaires seraient couplés.

On pourrait alors avoir une véritable compréhension des phénomènes rhéologiques. On pourrait par exemple essayer de prévoir le comportement des roches à l'échelle de temps géologique en faisant mieux qu'extrapoler les propriétés actuelles. On pourrait aussi essayer de trouver des relations entre les effets des différents paramètres (par exemple temps et température) pour permettre des comparaisons entre expériences de laboratoire à notre échelle de temps et réalité géologique(équivalence temps-température).

Enfin, ou pourrait donner une explication à l'apparition de marqueurs comme la schistosité (dans l'esprit de l'article de WOOD, 1974).

Dans un ordre d'idée moins fondamental, c'est-à-dire en nous contentant de modifications de détails de la Mécanique des Milieux Continus, il serait souhaitable de développer une mécanique des milieux quasi-continus. Certes, de nombreux chercheurs ont déjà travaillé dans cette direction (MAURY, TROLOPPE...) mais toutes les théories avancées nécessitent en général, la connaissance précise de la position et de l'orientation des discontinuités.

Il faudrait une théorie non-déterministe, où les connaissances très générales sur la fracturation auxquelles on a accès sur le terrain suffiraient.

B) MECANIQUE EXPERIMENTALE

Malgré toutes les études de laboratoire entreprises depuis bientôt un siècle, nous n'avons qu'une connaissance très partielle des comportement des roches.

Evidemment les domaines d'expérimentation sont souvent réduits par des contingences matérielles (surtout en pression et température) et il n'est pas question de reproduire en laboratoire les conditions extrêmes auxquelles sont soumises les roches à la base de la croûte terrestre.

On peut cependant souhaiter qu'un petit nombre de roches standard puissent être étudiées très en détail jusqu'aux limites technologiques actuelles. Il serait intéressant par exemple, de connaître une douzaine de roches aussi bien, ou même mieux, que le classique calcaire de Solenhofen, et de constituer ainsi un embryon de catalogue des comportements possibles des roches qu'il serait possible d'enrichir au fil des années.

L'accent devrait être mis sur l'étude de l'influence du temps, de la température et de la pression des fluides, et il serait extrêmement intéressant de prélever des échantillons microscopiques avant et après chaque expérience pour constituer un fichier parallèle des comportements microscopiques.

Ce type d'étude à déjà été entrepris (MORLIER, d'ALBISSIN...), mais chacun n'ayant pu étudier que quelques roches, il n'a pas été encore possible de constituer un catalogue.

Un autre domaine partiellement exploré est l'étude de l'apparition des marqueurs de la déformation géologique.

Une somme importante de travail a déjà été investie dans l'étude de la fracturation, mais là encore, avant la naissance d'une théorie solide permettant les prévisions, un catalogue de comportements serait utile, dans lequel les paramètres mécaniques varieraient plus que dans la littérature actuelle.

Un autre marqueur important (la schistosité) est encore aujourd'hui relativement inexplicé. On souhaiterait que des expériences de laboratoire probantes, dans des conditions de température et de pression proches de la réalité, viennent conforter une des nombreuses théories actuelles de la genèse de schistosité.

C) GEOLOGIE

Il reste encore beaucoup à faire en géologie pour faciliter le dialogue avec le mécanicien. La première démarche serait certainement d'avoir une connaissance encore meilleure des massifs qu'on veut modéliser.

Ceci implique une analyse géométrique et cinématique aussi exhaustive que possible, certainement avec une utilisation raisonnée de techniques statistiques, mais surtout de meilleurs moyens de synthèse cinématique, faisant par exemple intervenir des appareils électroniques de visualisation, pour intégrer dans les 3 dimensions, les grandes quantités d'informations parcellaires dont on dispose sur les discontinuités et les déplacements, et en tirer un modèle global cohérent.

D'autre part, la comparaison entre les modèles mécaniques et la réalité serait facilitée si l'on pouvait analyser plus précisément le champ des déformations (finies ou infinitésimales) d'un massif.

Les techniques actuelles (fossiles déformés, galets déformés, etc.) sont encore trop ponctuelles et trop liées à " l'effet de matrice " pour apporter plus que des ordres de grandeur. De meilleurs méthodes sont encore à concevoir.

Enfin, souhaitons la croissance et le développement d'une discipline géologique encore dans la prime enfance : la pétrographie de la déformation.

Cette discipline, en relation avec la "géothermodynamico-chimico-mécanique " du paragraphe A et le catalogue des comportements microscopiques du paragraphe B devrait permettre, en utilisant les techniques microscopiques classiques de la pétrographie, d'accumuler les informations sur les déformations intimes de roches.

On peut espérer en tirer en particulier des idées plus précises sur :

- les chemins de contrainte et de déformation suivis par les roches,
- les types de comportements des roches,
- l'état mécanique " initial " d'une roche (i.e. l'état mécanique précédant la transformation qu'on veut étudier),
- les conditions thermodynamiques et chimiques de la déformation.

D) ANALYSE NUMERIQUE

Nous avons déjà formulé quelques souhaits à la fin de la deuxième partie à propos des perfectionnements de TECTO. Disons donc seulement que l'analyse numérique doit suivre les progrès de la géomécanique et qu'aujourd'hui elle devrait déjà permettre d'utiliser dans un même modèle :

- 3 dimensions,
- de grandes déformations,
- des liaisons unilatérales,
- des lois rhéologiques compliquées (élasto-visco-plasticité dépendant de la température, de la pression de confinement, de la pression interstitielle et de la vitesse d'application des sollicitations),
- l'orthotropie,
- des seuils d'apparition de marqueurs,
- et surtout des discontinuités dont on puisse suivre la naissance, le développement et l'influence sur la cinématique.

III - BILAN

Si, par bonheur, un jour, tous ces buts étaient idéalement atteints, on aurait peut-être la possibilité de construire un modèle numérique permettant de représenter l'évolution des phénomènes tectoniques en tenant compte de l'influence de tous les paramètres en cause.

Mais cet objectif semble utopique, et en fait on peut se poser la question de son réel intérêt. En effet, que cherche le géologue ? Ce n'est pas de refaire à sa guise le monde en chambre, mais de confirmer, ou d'infirmer ses hypothèses et interprétations.

Dans cette perspective il paraît beaucoup plus sage, et fructueux d'envisager la conception de modèles plus simples, partiels et sans doute plus fiables, où moins d'inconnues interviennent et où moins d'hypothèses de départ sont nécessaires.

La possession d'un modèle général des déformations tectoniques, est sans doute satisfaisante pour l'esprit. Mais cela risque d'être un leurre. En effet, un modèle, aussi complet soit-il, n'est jamais une copie conforme de la nature mais il reste une interprétation de celle-ci : un modèle numérique n'est qu'une projection d'un être mathématique plus ou moins compliqué sur l'idée que l'on se fait de la réalité, à un moment donné, et dans l'état des connaissances acquises à ce moment. Il n'est donc jamais définitif, il est toujours perfectible en fonction des progrès de chacune des techniques qu'il utilise.

Il faut donc considérer un modèle, et en particulier celui que nous avons mis au point et tenté d'utiliser ici, comme un outil. Puisse-t-il être mis à l'épreuve pour l'approche mécanique d'autres phénomènes tectoniques moins spécifiques, et amendé, perfectionné ...

BIBLIOGRAPHIE

=====

Les références sont classées par ordre alphabétique des auteurs, mais chacune est précédée d'un numéro renvoyant aux centres d'intérêt suivants :

- 1 - Etude microscopique de la déformation - Conditions de la déformation.
- 2 - Etude de la formation des marqueurs.
- 3 - Etude mathématique du poinçon.
- 4 - Géologie structurale - Structurologie - Tectonophysique.
- 5 - Lois rhéologiques des roches et extensions aux massifs rocheux.
- 6 - Rupture (fragile ou plastique).
- 7 - Joints.
- 8 - Généralités sur la MEF.
- 9 - Modèles mécaniques appliqués à des problèmes géologiques.
- 10 - Mécanique générale et appliquée à la géologie.
- 11 - Divers (Géologie, pression interstitielle, etc...)

1 - ALBISSIN (M. d') - 1963

Les traces de la déformation dans les roches calcaires.

Revue de Géographie Physique et de Géologie Dynamique - Fasc. Supp. 2° série, vol. V.

2 - ANDERSON (E.M.) - 1951

The dynamics of faulting & dyke formation.

Ed. Oliver & Boyd, Edinburg.

2 - ANDERSON (T.B.) - 1974

The relationship between kink bands and shear fractures in the experimental deformation of slate. J. Geol. Soc. London, 130, 367-382.

2 - ARTHAUD (F.), MATTAUER (M.) - 1969

Exemples de stylolithes d'origine tectonique dans le Languedoc, leurs relations avec la tectonique cassante. Bull. Soc. Héol. Fr., 7, XI, 738-744.

1 - ARTHAUD & MATTAUER - 1969

Les déformations naturelles. Essai d'évaluation des conditions de pression et de température dans différents types de déformations.

Rev. Ind. Min., n° spécial juillet 1969, pp. 73-81.

3 - ATHIAS (Y.C.) - 1972

Some mixed boundary value problems in elasticity.

Th. Calgary (Alberta).

4 - BADGLEY - 1965 -

Structural & tectonic principles.

Harper's Geoscience Ed.

5 - BARON, CASTEL, HABIB - 1963

Déformation des roches sous contrainte.

Rev. IFP, vol. 18.

6 - BARON (K.) - 1970

Criteria for brittle failure initiation.

CR Cong. Soc. Int. Méca. R., Belgrade.

7 - BARTON (N.) - 1973

Review of a new shear-strength criterion for rock-joints.

Engineering Geol., n° 4, pp. 287-332.

- 8 - BECQUEY (M.), QUIBLIER (J.) - 1975
Matrice de rigidité d'une maille quadrilatérale en milieu élastique orthotrope.
Note technique IFP.
- 9 - BECQUEY (M.), ZINSZNER (B.) - 1974
Etude de plissements par modèles mathématiques. Essai de détermination des viscosités relatives des roches.
Note interne IFP
- 5 - BELOT - 1964
Propriétés mécaniques sous fortes pressions d'un sable gréseux et d'un sable sans cohésion.
Th. 3^e cycle, Grenoble
- 9 - BELOUSOV (V.V.) & GZOVSKII (R.V.) - 1965
Experimental Tectonics
in Physics & Chemistry of the Earth - Ahrens et al. editors - Pergamon Press
- 5 - BERNAIX (J.) - 1974
Propriétés des roches et des massifs rocheux
CR 3^e Cong. Soc. Int. Méca. R., Denver
- 9 - BERNER, RAMBERG, STEPHANSSON - 1972
Diapirism in theory & experiment.
Tectonophysics, 15, pp. 197-218
- 5 - BIAREZ (J.) - 1961
Contribution à l'étude des propriétés mécaniques des sols et des matériaux pulvérulents.
Th. Grenoble
- 10 - BIAREZ, MEUNIER et al. - 1972
Calculs d'élasticité en Mécanique des Sols.
Complément de cours. Ecole Centrale - Paris
- 6 - BIENIAWSKI (J.) - 1967
Mechanism of brittle fracture of rocks.
Int. J.R. Mech. & Min. Sc., oct. 1967, pp. 395-430
- 5 - BILINSKI, SMOLKA - 1971
Propriétés anisotropes des roches finement stratifiées.
Symp.Soc. Int. Méca. R., Nancy
- 9 - BIOT (M.A.) - 1965
Mechanics of incremental deformation.
Wiley & sons Ed., New York
- 9 - BIOT (M.A.) - 1968
Edge buckling of a laminated medium.
Int. J. Solids & Struct., 4, 125-137
- 9 - BIOT (M.A.), ODE - 1965
Theory of gravity instability with variable overburden & compaction.
Geophysics, 30, 213-227
- 5 - BOEHLER (J.P) - 1975
Contributions théoriques et expérimentales à l'étude des milieux plastiques anisotropes.
Th. Grenoble
- 3 - BONNEVILLE (P.) - 1973
Etude tridimensionnelle de la répartition des contraintes au voisinage d'un contact normal élastique. Ses applications au génie civil.
Ann. Inst. tech. Bât. Trav. pub., n° 309-310, 185-223

- 9 - BOULON (M.) - 1970
Etude numérique de problèmes axisymétriques en élasticité linéaire, non-linéaire et en élasto-plasticité en milieux homogènes. et hétérogènes.
Th. Doct.-Ing., Grenoble
- 6 - BRACE - 1964
Brittle fracture of rocks.
in State of stress in the earth's crust, Judd, editor, Elsevier, New York
- 6 - BRADY, DUVALL, HORINO - 1971
A study of the post-failure characteristics of brittle rocks.
CR Symp. Soc. Int. Méca. R., Nancy
- 7 - BURMAN (B.C.) - 1974
Development of a numerical model for discontinua
Australian Geomechanics J., pp. 13-22
- 9 - CAREY (E.), BRUNIER (B.) - 1974
Analyse théorique et numérique d'un modèle mécanique élémentaire appliqué à l'étude d'une population de failles.
CR Acad. Sc., 279 n° 11, 891-894
- 4 - CLOOS (E.) - 1946-1952
Lineation.
Geol. Soc. Am. - Mem. N° 18
- 2 - CLOOS (E.) - 1955
Experimental analysis of fractures patterns.
Bull. Geol. Soc. Am., 66 n° 3, 241-256
- 9 - COBBOLD (P.R.), COSGROVE (J.W.), SUMMERS (J.M.) - 1971
Development of internal structure in deformed anisotropic rocks.
Tectonophysics, 12, 23-53
- 11 - COLCHEN (M.) - 1970
Géologie de la Sierra de la Demanda (Espagne).
Th. Paris
- 9 - DAUBREE - 1879
Etudes synthétiques de géologie expérimentale.
Dunod ed., Paris
- 8 - DESAI (C.S.), ABEL (J.F) - 1972
Introduction to the finite element method.
Van Nostrand Reinhold Comp. Ed.
- 5 - DESSENNE - 1971
Etude rhéologique et géotechnique de la craie.
Th. Doct. Ing. Grenoble, n° CNRS AO 5175
- 9 - DIETERICH (J.H.), ONATH (E.T.) - 1969
Slow finite deformations of viscous fluid.
J. Geophys. Res., 74, 2081-2088
- 8 - DUNCAN (J.M.) - 1972
Utilisation pratique de la Méthode des Eléments Finis en Génie civil.
CR 1ères journées de Mécanique des Sols. Ecole Centrale - Paris - Septembre 1972

9 - DURNEY (D.) - 1972

Deformation history of the Western Helvetic Nappes (Valais)
Ph. D. London

9 - ETCHECOPAR (A.) - 1974

Simulation par ordinateur de la déformation progressive d'un agrégat polycristallin.
Th. Nantes

6 - FABRE (D.) - 1976

Quelques observations sur la fissuration et la fragilité des argiles et des roches.
Th. Doct.-Ing. Grenoble

9 - FABRE (D.), ROBERT (J.P.) - 1975

Analyse expérimentale des ruptures de la couverture liées à un mouvement décrochant du socle et applications.
Ann. Soc. Géol. Nord. XCV, 3, pp. 175-182

6 - FAIRHURST (W.) - 1962

Failure & breakage of rocks.
Rock Mech., Proc. 5 th Symp. R. Mech., Univ. Minnesota

8 - FINE (J.) - 1968

La méthode des éléments finis appliquée à la mécanique des roches.
Cours Ecole des Mines

5 - FISCHER (R.L.), CHEUNG (J.B.) - 1973

Thermo-visco-elastic properties of rocks at elevated temperature.
High Temp. High Press., 5, n° 4, 463-469

1 - FOURMAINTRAUX, TOURENQ - 1970

Contribution de la pétrographie à l'étude des propriétés physiques et mécaniques des roches.
CR 1° Cong. Ass. Int. Géol. Ing., Paris, pp. 234- 245

1- FRADE (G.), WYON (G.) - 1975

Déformation des métaux à l'échelle du monocristal.
Ann. des Mines, fev. mars 1975

1 - FRIEDMAN (M.) - 1964

Petrofabric techniques for the determination of principal stress directions in rocks.
in State of stress in the earth's crust, Judd Editor. Elsevier - New York

4 - GAMOND (J.F.) - 1972

Les plis coniques : analyses théoriques et implications mécaniques.
Th. 3° cycle Grenoble

9 - GAZIEV, ERLIKHAM - 1971

Stresses & strains in anisotropic rock foundations - (model studies).
Symp. Soc. Int. Méca. R., Nancy

10 - GERMAIN - 1974

Cours de mécanique des milieux continus.
Masson Ed.

10 - GOGUEL (J.) - 1943

Introduction à l'étude mécanique des déformations de l'écorce terrestre.
Mémoire pour servir d'explication à la carte géologique détaillée de la France.

2 - GOGUEL (J.) - 1945

Sur l'origine mécanique de la schistosité.
Bull. Soc. Géol. Fr., 5° s., t XV

1 - GOGUEL (J.) - 1952

Importance des facteurs physico-chimiques dans la déformation des roches.
CR Cong. Géol. Int., 19° session, Alger

1 - GOGUEL (J.) - 1953

Les conditions de déformations mécanique des roches.
Ann. Soc. Géol. Belg., t LXXVI

4 - GOGUEL (J.) - 1965

Traité de tectonique.
Masson Ed.

1 - GOGUEL (J.) - 1975

La déformation des roches
Ann. des Mines, Févr. mars 1975

2 - GOGUEL (J.), AUTRAN, FONTEILLES et al. - 1972

Sur l'origine de la schistosité
CR Acad. Sc., n° 274, série D, pp. 1889-1891

7 - GOODMAN (R.E.) et al. - 1968

A model for the mechanics of jointed rocks
Soil Mech. Found. Div. Proc., ASCE, 94, SM3, 637-659

7 - GOODMAN (R.E.) - 1974

Les propriétés mécaniques des joints.
CR 3° Cong. Soc. Int. Méca. R., Denver

4 - GRATIER (J.P.), BOUDON (J.), GAMOND (J.F.), PLOTTO (P.), ROBERT (J.P.), VIALON (P.) - 1976

Les variations longitudinales des valeurs d'aplatissement du synclinorium de Bourg d'Oisans (Alpes Dauphinoises) - Méthodes des mesures et résultats?
4° réunion des Sciences de la Terre - Paris . Avril 1976

4 - GRATIER, LEJEUNE, VERGNE - 1973

Etude des déformations de la couverture et des bordures sédimentaires des massifs cristallins externes.
Th. 3eme cycle, Grenoble

6 - GRIFFITH - 1924

The theory of rupture.
Proc. 1st Int. Cong. Appl. Physics, Delft

5 - GRIGGS (G.E.) - 1936

Deformation of rocks under high confining pressure.
J. Geol., 44, 541-577

5 - GRIGGS (G.E.) - 1939

Creep of rocks.
J. Geol., 47, n° 3, 225-251

5 - GRIGGS, HANDIN - 1960

Rock deformation.
Geol. Soc. Am. Mem n° 79

5 - GRIGGS, TURNER, HEARD - 1960
Deformation of Rocks at 500° to 800° .
1960 . Rock deformation, Geol. Soc. of Am. Mem n° 79

8 - GUELLEC (P.) - 1970
La méthode des éléments finis et ses applications aux problèmes de Génie Civil
Labo. Ponts et Chaussées. - Rapport de recherche n°8

2 - HAFNER (W.) - 1951
Stress distributions and faulting.
Geol. Soc. Am. Bull, 62, 373-398

5 - HARDY (H.R.)
Determination of the inelastic parameters of geol. materials from incremental creep experiments
Am. Int. Min. Metall. & Pet. Eng. Inc. SPE 1707

5 - HARDY (H.R.) - 1959
Time dependent deformation & failure of geologic materials.
Quater. Colo. Sch. Mines, vol 54, n°3, pp. 135-175

9 - HAYASHI (D.), KIZAKI (K.) - 1972
Numerical analysis on migmatite dome with special reference to the finite element method.
J. Geol. Soc. Jap., vol 78 n° 12, pp. 677-686

6 - HEARD (J.C.) - 1960
Transition from brittle to ductile flow in Solenhofen limestone.
Mem. Geol. Soc. Am. n° 79

5 - HEARD (J.C.) - 1963
Effects of large changes in strain rate in the experimental deformation of Yule marble.
J. Geol., v 71 n° 2, 162-195

9 - HENRY (G.) - 1969
Essai d'application des lois de la viscosité à la tectonique du flysch aquitain.
Rev. SNPA 3-1, 65-96

4 - HILLS (S.) - 1972
Elements of structural geology
Science Paperbacks Ed.

1964 HOEK, BIENIAWSKI - 1966
Fracture propagation mechanism in hard rock.
CR 1° Cong. Soc. Int. Méca. R., Lisbonne

5 - HOUPERT (R.) - 1973
Comportement mécanique des roches cristallines à structure quasi-isotrope.
Th. Nancy

6 - HOUPERT, TISOT, THOMAS - 1971
Le comportement des roches après rupture.
CR Sympo. Soc. Int. Méca. R., Nancy

2 - HUBBERT (K.) - 1951
Mechanical basis for certain familiar geologic structures.
Bull. Geol. Soc. Am., 62, 355-372

11 - JACQUIN, POULET - 1973
Essai de restitution des conditions hydrodynamiques régnant dans un bassin sédimentaire au cours de son évolution.
Rev. IFP, 3

10 - JAEGER, COOK - 1969
Fundamentals of rock mechanics.
Methuen Ed.

9 - JOHNSON (A.) - 1970
Physical processes in geology.
Freeman & Cooper Ed., San Francisco

3 - KALABA (R.E.), ZAGUSTIN (E.A.) - 1972
Exact solution of mixed boundary value-problems of elasticity theory.
Int. J. non-linear Mech., 7 n° 5, 585-595

10 - KHALAF (F.) - 1975
Contribution à l'étude du poinçonnement des roches fragiles.
Th. Grenoble

9 - KVAPIL (R.) - 1963
Tectonic experiments on natural rocks.
Int. J.R. Mech. Min. Sc., 1, 17-30

4 - LAUBSCHER (H.P.) - 1972
Some overall aspects of Jura dynamics.
Am. J. Sc., 272, pp. 293-304

5 - LONDE (P.) - 1975
Comment prévoir la déformation des massifs rocheux.
Ann. des Mines, fév. mars 1975

4 - MASSA, RUHLAND, THOUVENIN - 1972
Structure et fracturation du champ d'Hassi-Messaoud.
Rev. IFP, juillet. août 1972

4 - MATTAUER (M.) - 1973
Les déformations des matériaux de l'écorce terrestre.
Hermann Ed.

4 - MATTAUER (M.) - 1976
" Pourquoi les continents se déforment : le cas de l'Asie "
La Recherche. n° 67- Mai 1976

10 - MAURY (V.) - 1970
Mécanique des milieux stratifiés
Dunod. Ed.

6 - MOGI (K.) - 1974
On the pressure dependence of rock & the Coulomb fracture criterion.
Tectonophysics, 21 n° 3, 273-285

10 - MORLAND (L.W.) - 1974
Elastic response of regularly jointed media.
Geophys. J.R. Astr. Soc., 37 n° 3, 435-446

5 - MORLIER (P.) - 1964
Etude expérimentale de la déformation des roches.
Rev. IFP, XIX n° 10 & 11

5 - MORLIER (P.) - 1969
Influence de la pression sur le comportement rhéologique des roches.
Coll. du Groupe Français de Rhéologie

- 5 - MORLIER (P.) - 1971
Sur le comportement des roches fragiles avant rupture.
Symp. Soc. Int. Méca. R., Nancy
- 6 - MURREL (S.A.F.) - 1963
A criterion for brittle fracture of rocks & concrete under triaxial stresses & the effect of pore pressure on the criterion.
Rock Mechanics, Pergamon Press
- 10 - NAIR (K.), BORESI (A.P.) - 1970
Stress analysis for time dependent problems in rock mechanics.
CR Cong. Soc. Int. Méca. R., Belgrade
- 4 - NEWALL, RAST - 1969
Mechanism of igneous intrusion.
Gallery Press, Liverpool
- 9 - NICOLAS (A.), BOUDIER (F.) - 1975
Kinematic interpretation of folds in Alpine-type peridotites.
Tectonophysics, 25, 233-260
- 1 - NICOLAS (A.), POIRIER (J.P.) - 1976
Crystalline plasticity and solid state flow in metamorphic rocks.
John Wiley & Son
- 10 - OBERT, DUVALL - 1967
Rock mechanics & the design of structure in rock.
Wiley & sons Ed.
- 2 - ODE (H.) - 1960
Faulting as a velocity discontinuity in plastic deformation.
Geol. Soc. Am. Mem. n° 79
- 5 - PARACHKEVOV (R.) - 1970
Les déformations et la résistance des roches sous l'action d'une charge de longue durée.
CR Cong. Soc. Int. Méca. R., Belgrade
- 4 - PARIS (A.) - 1969
Relation entre la déformation et la fracturation des roches de la Provence occidentale.
Th. 3e cycle Grenoble
- 9 - PARISEAU (W.G.), VOIGHT (B.), DAHL (H.D.) - 1970
Finite element method analysis of elastic-plastic problems in the mechanics of geologic media : an overview.
CR Cong. Soc. Int. Méca. R., Belgrade
- 1 - PECHER (A.), BOUCHEZ (J.R.) - 1976
Microstructures and quartz preferred orientations in quartzites of the Annapurna area (Central Nepal)
Himalayan Geology - vol.6 (s/s presse)
- 9 - POLLARD (D.D.) - 1968
Deformation of host rock during sill & laccolith formation.
Ph. D., Sch. of Earth Sc., Stanford
- 2 - PRICE (N.J.) - 1966
Fault & joint development in brittle & semi-brittle rock.
Pergamon Press Ed.
- 2 - PRICE (N.J.) - 1974
Le développement des systèmes de contraintes et de fractures dans les sédiments non - déformés.
CR 3 ° Cong. Soc. Int. Méca. R., Denver

- 9 - QUIBLIER (J.) - 1971
Contribution à la prévision de la fissuration en zone faiblement tectonisée.
Th. Doc.-Ing. Paris, n° CNRS AO 6392
- 9 - QUIBLIER (J.) - 1971
Etude bibliographique : application de la mécanique des roches à la géologie structurale.
Note interne IFP
- 9 - QUIBLIER (J.) - 1974
Etude précisionnelle de la fracturation du réservoir de Lacq profond.
Note interne IFP n° 22371
- 4 - RALEIGH (C.B.) - 1974
Contraintes dans la croûte terrestre et tectonique générale.
CR 3° Cong. Soc. Int. Méca. R., Denver
- 9 - RAMBERG (H.) - 1964
Selective buckling of composite layers with contrasted rheologic properties; a theory for simultaneous formation of several orders of folds.
Tectonophysics, 1 n°4, 307-341
- 9 - RAMBERG - 1968
Fluid dynamics of layered systems in the field of gravity.
Physics of the earth & planetary interiors, 1, 63-87
- 4 - RAMSAY (J.C.) - 1967
Folding & fracturing of rocks.
Mc Graw & Hill Ed.
- 5 - REE-EYRING - 1967
Mechanism for the plastic deformation of Yule marble.
Geol. Soc. Am. Bull., 78 n° 6
- 4 - ROBERT (J.P.) - 1976
Les décrochements .
Th. 3e Cycle. Grenoble
- 6 - ROMERO, GOMEZ - 1970
Brittle & plastic failure of rocks.
CR 2e Cong. SIMR, Belgrade
- 4 - RUHLAND et al. - 1973
Numéro spécial sur la fracturation.
Sc. Géologiques, 26 n° 2-3 , Univ. L. Pasteur, Strasbourg
- 11 - RUMEAU, SOURISSE - 1972
Compaction, diagénèse et migration dans les sédiments argileux.
Rev. SNPA, 6 n° 2
- 5 - SAINT-LEU, SIRIEYS - 1970
Déformation des roches fragiles sous champs de contraintes homogènes et hétérogènes.
CR 2° Cong. SIMR, Belgrade
- 9 - SANFORD (A.R.) - 1959
Analytical & expérimental study of simple geologic structures.
Geol. Soc. Am. Bull., 70, pp 19-52

- 9 - SATO (R.), MATSU'URA (M.) - 1973
Static deformation due to the fault spreading over several layers in a multi-layered medium : 1- displacement.
1973 J. Phys. Earth Jap., 21 n° 3, 227-249
- 1 - SELLARS, TEGART - 1966
La relation entre la déformation et la structure dans la déformation à chaud.
Mem. Sc. Rev. Métallurg.; 63
- 9 - SERVICE (K.G.) - 1973
The application of the finite element method to tectonic problems with special reference to the East African Rift system.
Ph. D. Newcastle upon Tyne, n° D 4824/74
- 4 - SIDDANS (A.W.B.) - 1972
Slaty cleavage. A review of research since 1815.
Earth Sc. Rev., 205-232
- 5 SIRIEYS (P.M.) - 1966
Contribution à l'étude des lois de comportement des structures rocheuses.
Th. Grenoble
- 10 - STAGG, ZIENKIEWICZ - 1968
Rock mechanics in engineering practice.
Wileys & son Ed.
- 9 - STEPHANSSON (O.) - 1972
Theoretical & experimental studies of diapir structure on Öland.
Bull. Geol. Inst. Univ. Uppsala, NS3, 6, 163-200
- 9 - STEPHANSSON, BERNER - 1971
The finite element method in tectonic processes.
Physics of the earth & planet. interiors, 4,4, 201-321
- 9 - STREMSDOERFER - 1972
Résolution par la méthode des éléments finis des problèmes visco-élastiques et élasto-plastiques posés par les cavités souterraines.
Th. Doct.-Ing. Paris VI
- 1 - TURNER (F.J.) - 1952
Interpretation of marble fabrics in the light of recent experimental deformation.
CR. Cong. Géol. Int. Alger, Sect. III Fasc. III, pp. 95-111
- 11 - VERNET - 1966
La zone " Pelvoux-Argentera." Etudes sur la tectonique alpine du socle dans la zone des massifs cristallins externes du Sud des Alpes Occidentales.
Bull. Service Carte Géol. Fr. T 60 - n° 275
- 4 - VIALON (P.) - 1974
Les déformations " synschisteuses " superposées en Dauphiné.
Bull. suisse de Minér. et Pétro., 54 n° 2&3
- 4 - VIALON (P.), BOUDON (J.), GAMOND (J.P.), GRATIER (J.P.), ROBERT (J.P.), DEPARDON (J.P.), GAY (M.), RUHLAND (M.) - 1976
L'arc Alpin occidental : réorientation des structures primitivement E-W par glissement et étirement dans un système de compression global N-S ?
Eclog. Geol. Helv. - 69/2 - 509-519
- 4 - VIALON (P.), RUHLAND (M.), GROLIER - 1976
Eléments de tectonique analytique.
Masson Ed.

- 9 - VOIGHT (B.) - 1970
Idéalization error, applied mechanics & the art of engineering.
CR 1° Cong. Int. de l'Assoc. Int. Géol. de l'Ingénieur, Paris
- 6 - WALSH (J.B.), BRACE (W.F.) - 1964
A fracture criterion for brittle anisotropic rocks.
J. Geophys. Res., 69, 3449-3456
- 6 - WAWERSIK, FAIRHURST - 1970
A study of brittle rock fracture in laboratory compression experiments.
Int. J.R. Mech. Min. Sc., 7, 561-575
- 9 - WEBER - 1971
La méthode des éléments finis appliquée à la mécanique de la fracture.
CR Symp. SIMR, Nancy
- 4 - WOOD (D.) - 1974
Current view on development of slaty cleavage.
Annual rev. of Earth & Planet. Sc., 2, 370-401
- 5 - WUERKER (R.C.) - 1959
Influence of rate of stress on strength & elastic properties of rocks.
Quarter. Colo. Sch. Mines, 54 n° 3, 3-31 & 83-90
- 11 - ZARKA (J.) - 1975
Principes généraux pour la description du comportement global des matériaux à partir d'une étude microscopique.
Ann. des Mines, fév. mars 1975
- 8 - ZIENKIEWICZ (O.C.)-1973
La méthode des éléments finis.
Ediscience Ed.

Autres documents utilisés:

- Carte géologique La Grave (1/50 000) - 1976
- Carte magnétique de la France (1/1000 000) - 1964 - 1965
- Catalogue des caractéristiques géologiques et mécaniques de quelques roches françaises - DGRST-BRGM-1968
- Rapport IFP n° 11067 - Septembre 1964 - Etat de nos connaissances sur la structure de St ILLIERS
- Rapport IFP n° 22835 - Février 1975 - Possibilité de stockage de gaz au niveau du Trias dans la région de St ILLIERS - VERNON.
- carte géologique de France (1/ 1 000 000)

Complément

- 7 - TROLLOPE - 1968
Mechanics of Discontinua
in Rock Mechanics in engineering practice, stagg * Zienkiewicz ed.

L I S T E D E S A R C H I V E S
=====

Tous les résultats de cette étude n'ont pu être cités dans ce mémoire. Ils sont archivés à l'Institut de Recherches Interdisciplinaires de Géologie et de Mécanique (IRIGM) de l'Université de Grenoble, où le lecteur peut les consulter .

On trouvera en particulier,

- la liste des calculs effectués,
- la liste et les plans des maillages utilisés,
- les dessins BENSON originaux,
- les enregistrements sur bande magnétique de tous les résultats utilisables graphiquement,
- les données de terrain concernant le site de Cuculet,
- et les résultats des analyses de calcimétrie.

Les listings des programmes utilisés sont donnés dans le volume annexe : " Guide de l'utilisateur de TECTO."

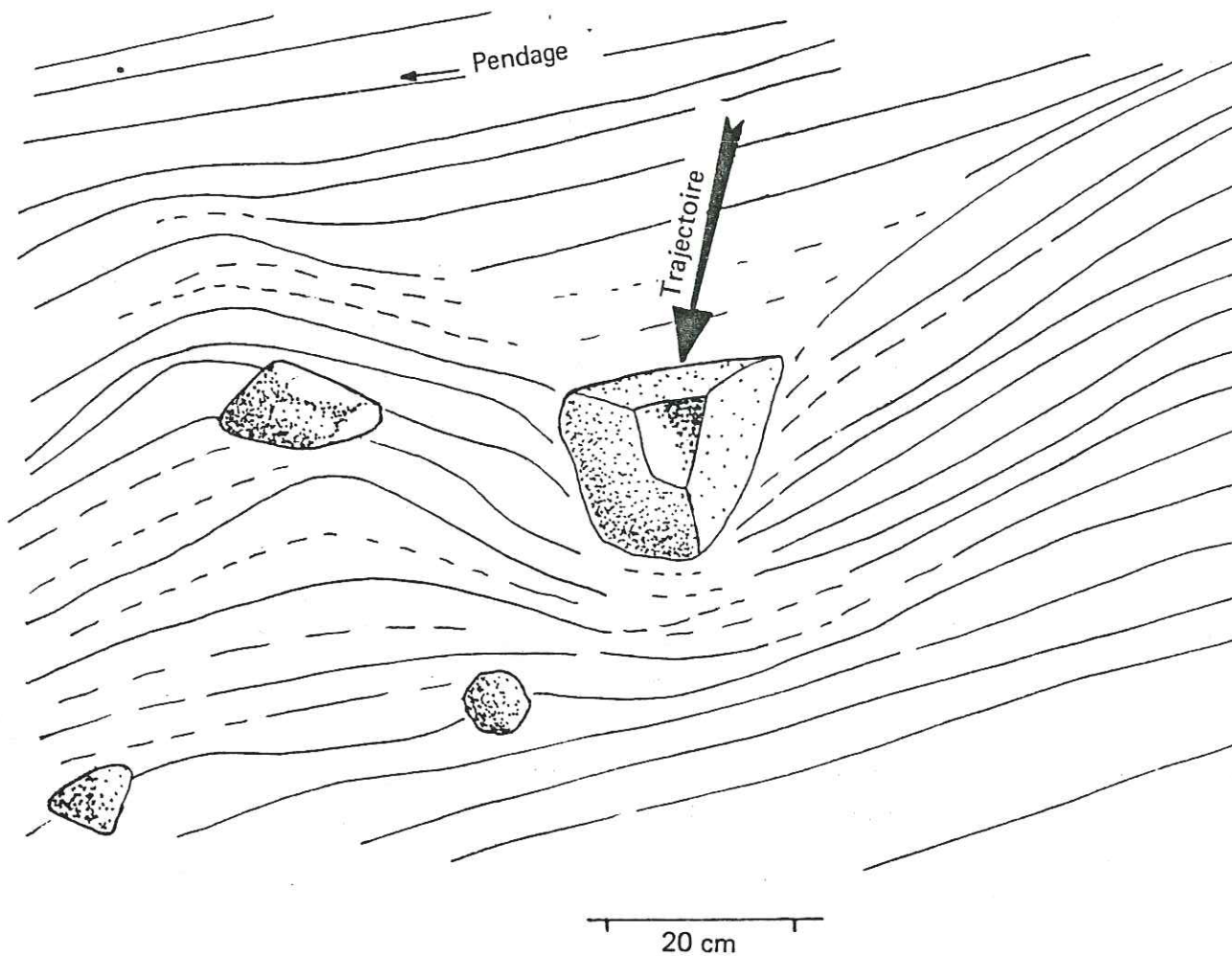
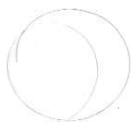


Fig. 1

EXEMPLE DE POINÇONNEMENT DE PETITES DIMENSIONS :
 "BOMB-SAG" (BLOC PROJETE ET FICHE) –
 PROJECTION DE MAAR (PLANEZE DE ST FLOUR).

On remarque l'inflexion des lits provoquée par l'impact.

(D'après une photographie communiquée par M. FONTAINE-VIVE, Institut
 Dolomieu, Grenoble).



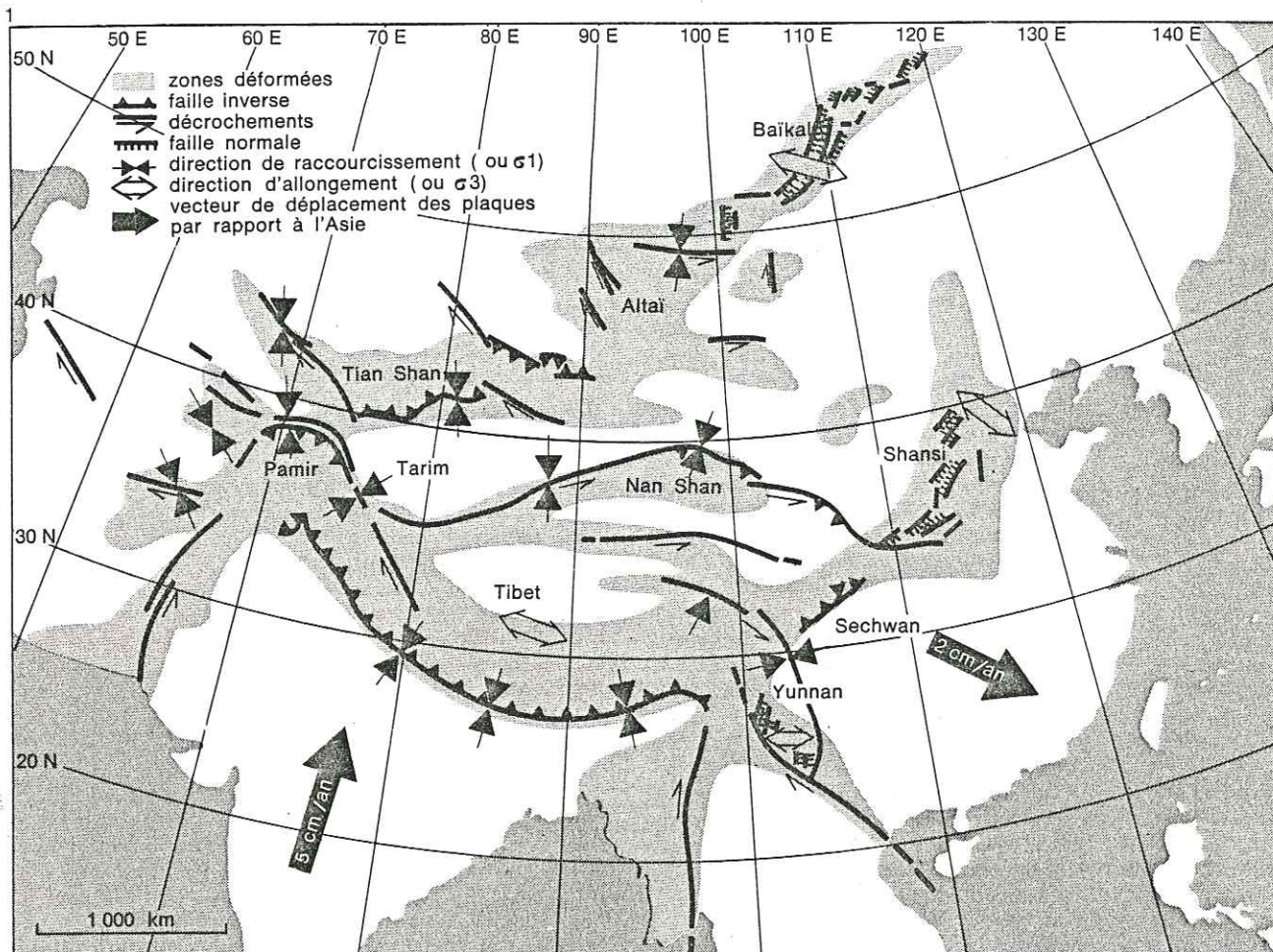
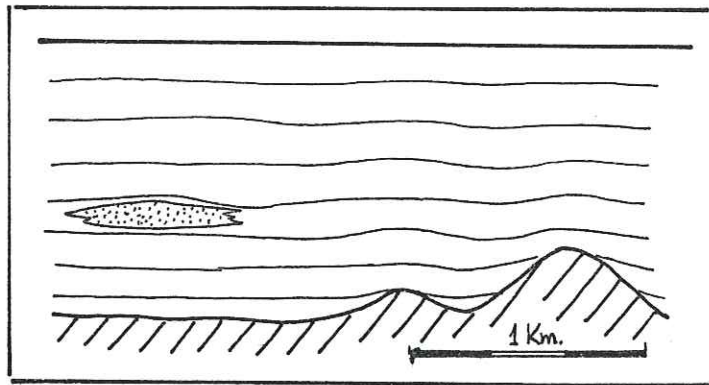


Fig. 2. EXEMPLE DE POINÇONNEMENT DE GRANDES DIMENSIONS : LA PLAQUE INDIENNE POINÇONNE L'ASIE.

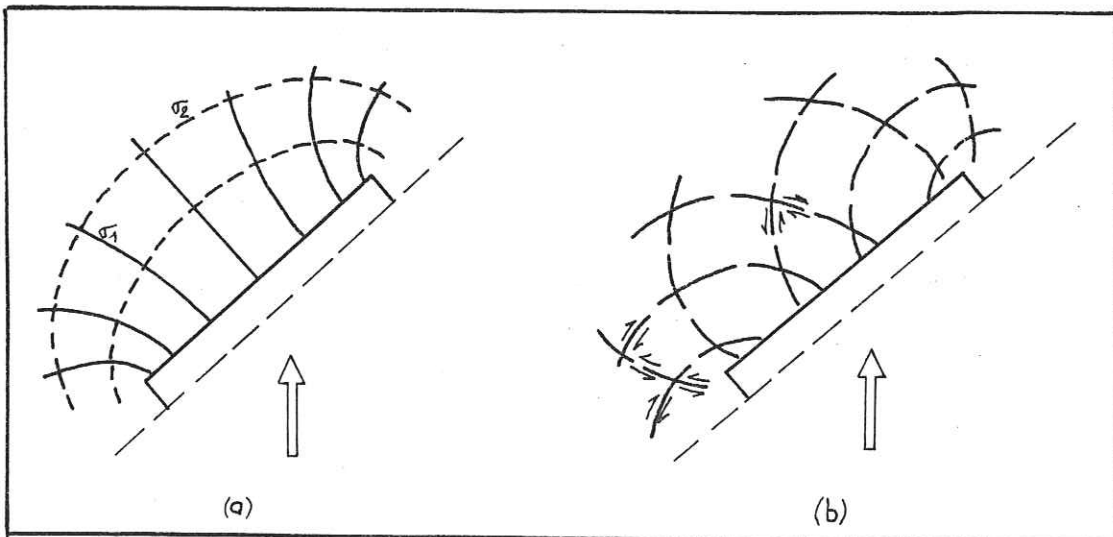
(Tirée de l'article de M. MATTAUER, La recherche, n°67, mai 1976.)

Figure 3



Formation d'ondulations par tassement différentiel sur
des paléo-reliefs ("buried-hills")
(d'après GOGUEL - 1943)

FIG. 4.



FORMATION DES PLS (a) ET DES FRACTURES (b)
DU JURA, DANS UN MODELE DE "PISTON",
LANBSCHER ET AL., CITE PAR VIALON, 1974.

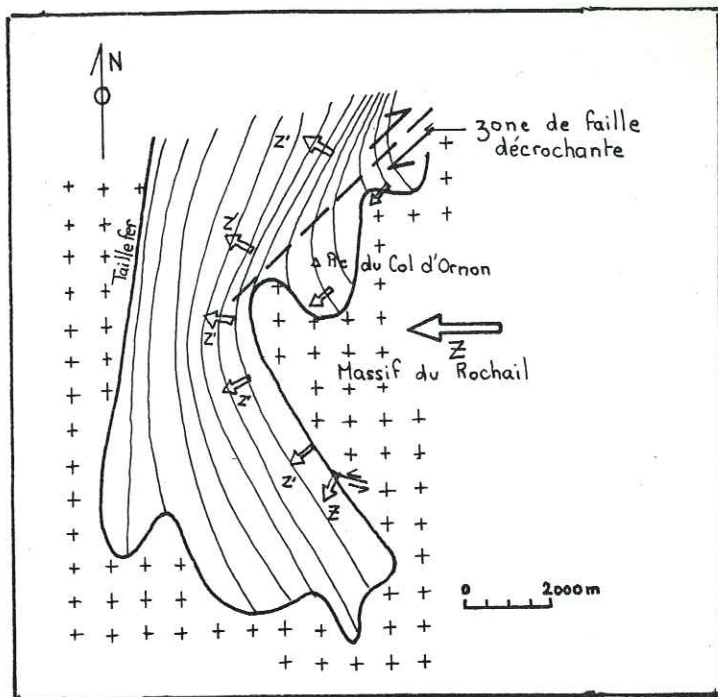


FIG. 5.

LE "COIN" DU ROCHAIL, EXEMPLE
 DE POINÇONNEMENT A MOUVEMENT
 HORIZONTAL, D'APRÈS GRATIER & AL., 1970.

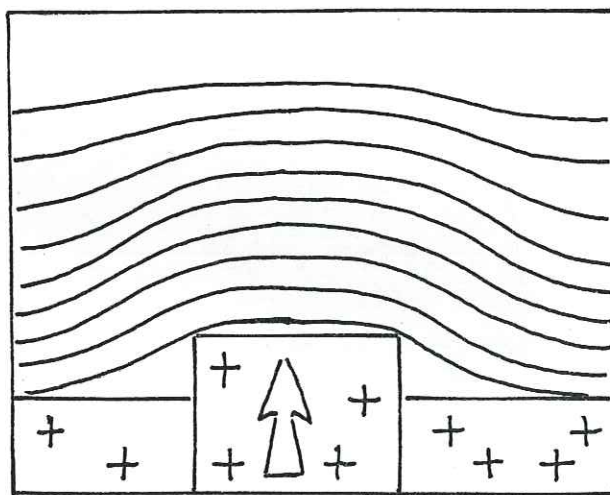
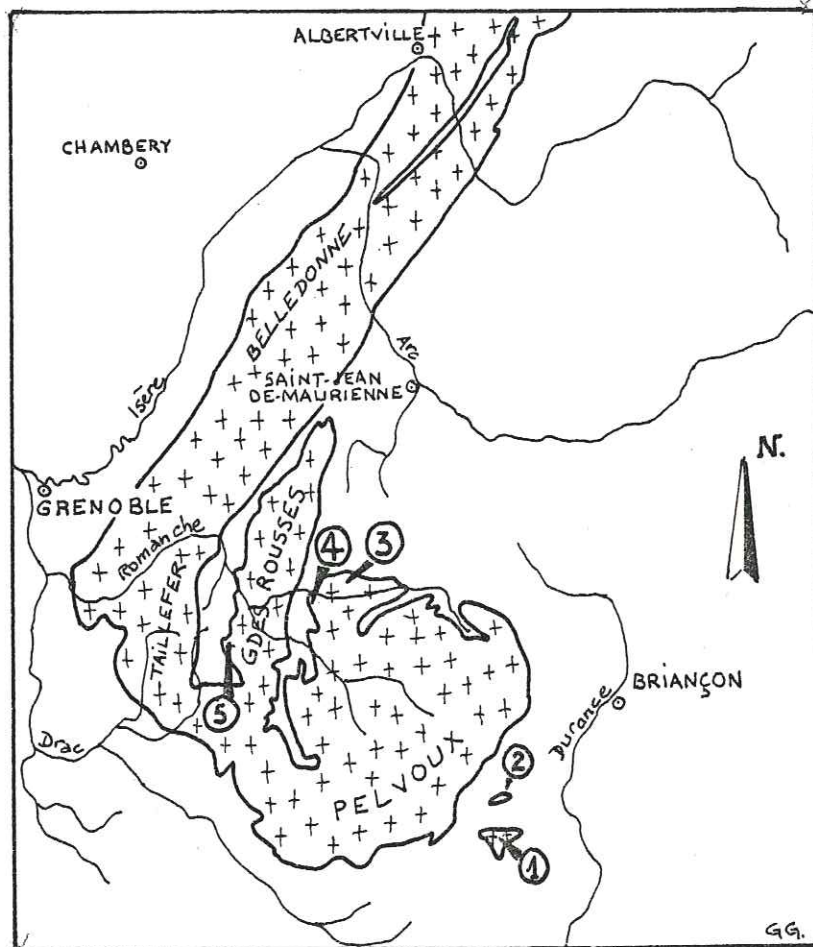


FIG. 6.

SCHEMA D'UN POINÇON DE
 SOCLE DEFORMANT SA
 COUVERTURE.

Figure 7.

SITUATION DES STRUCTURES ETUDIEES
AUTOUR DU MASSIF DU PELVOUX.

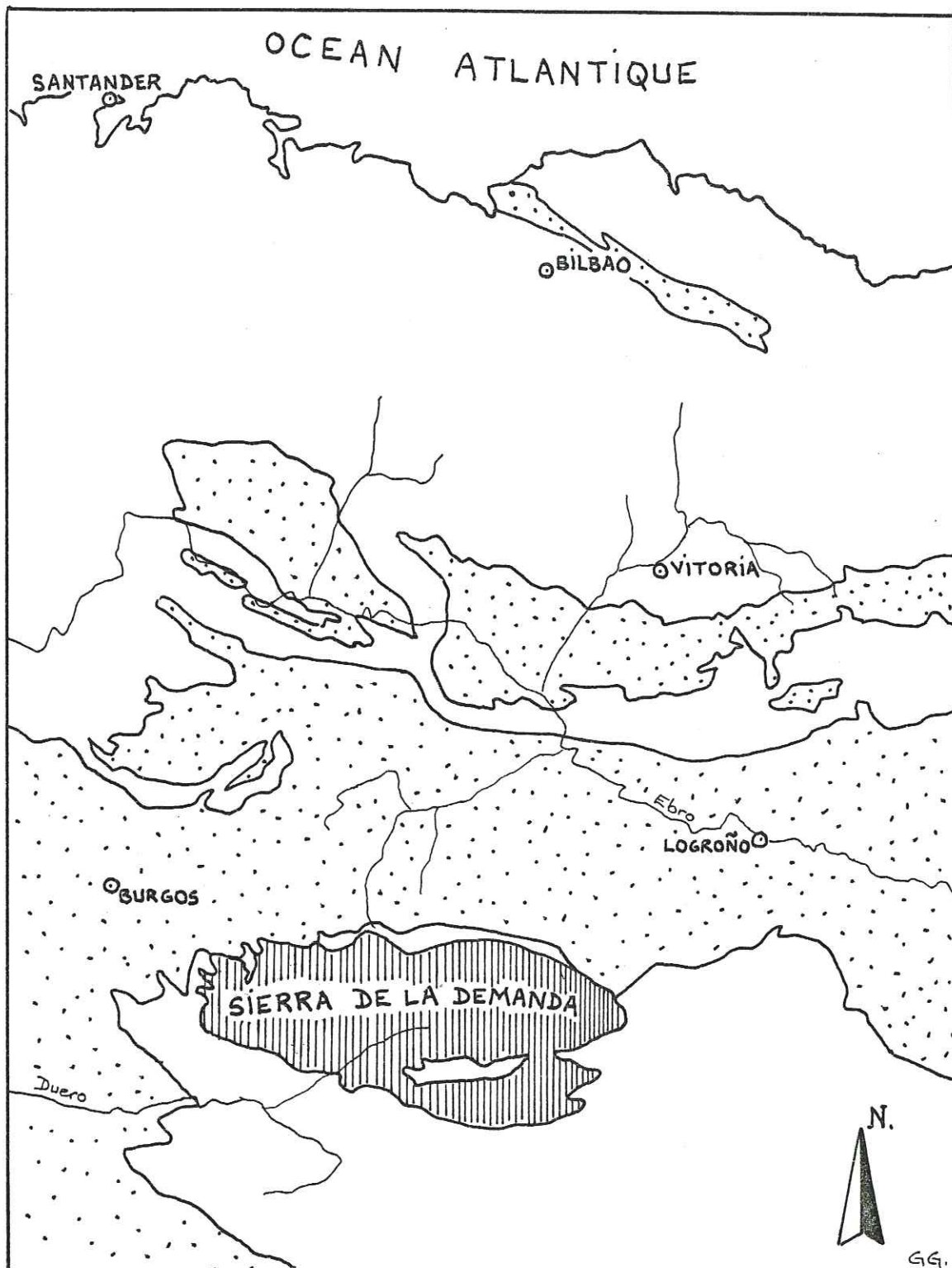


D'après La CARTE GEOLOGIQUE DE FRANCE.
Echelle 1/1000 000.

LEGENDE :

1. DOURMILLOUSE.
2. VALLEE DU FOURNEL.
3. PLATEAU D'EMPARIS.
4. CUCULET.
5. LE ROCHAIL.

SITUATION DE LA SIERRA DE LA DEMANDA (ESPAGNE).



D'après la CARTE GEOLOGIQUE DE FRANCE. (ECH. 1/1000 000).

LEGENDE :

-  TERTIAIRE
-  SECONDAIRE
-  PRIMAIRE (+Trias).

FIGURE 8.

UN EXEMPLE DE MARCHE D'ESCALIER :
LA FLEXURE D'AMGUID (SAHARA).

D'APRES KASSA, RÜHLAND, THOUVENIN, 1972.

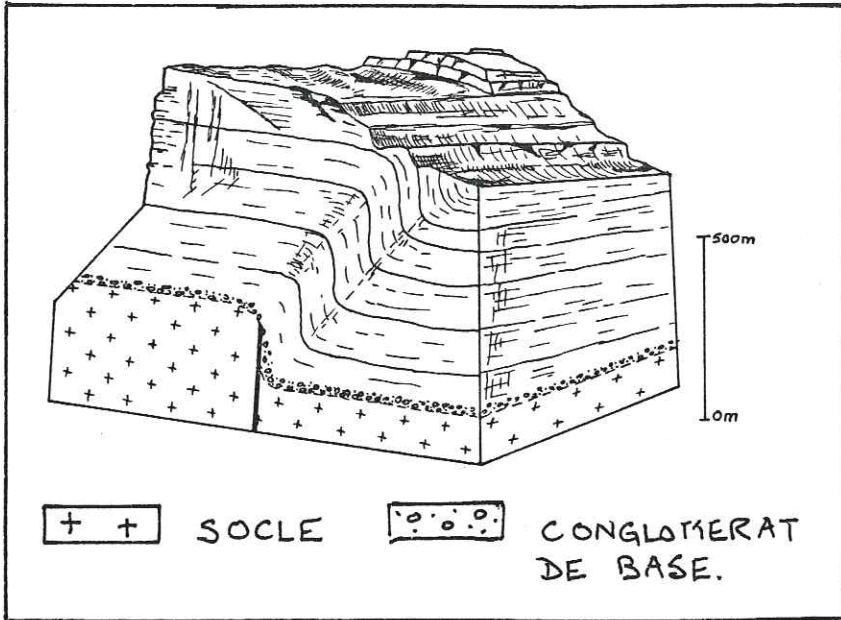


FIG. 9.

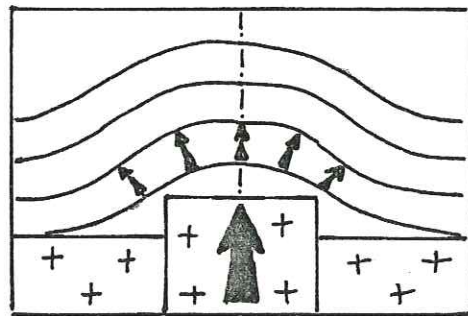
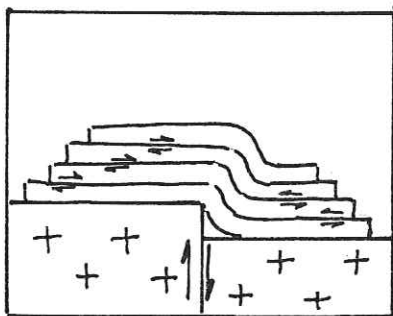
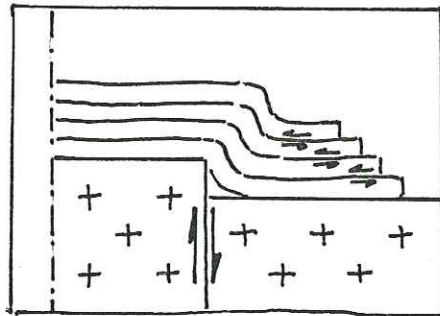
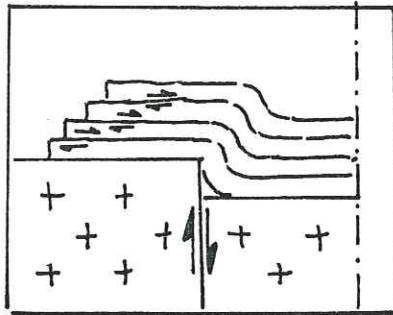


FIG. 10.

POINÇON THEORIQUE PRESENTANT UN PLAN
DE SYMETRIE. ON PEUT NE MODELISER QUE
LA MOITIE DE L'OBJET.



QUELQUES CAS DE MARCHES
D'ESCALIER DE CONDITIONS
AUX LIMITES DIFFERENTES.

FIG. 11.

ON OBSERVE DES GLISSEMENTS
COUCHE SUR COUCHE DIFFERENTS.

! = LIEU DES POINTS A MOUVEMENT HORIZONTAL NUL.

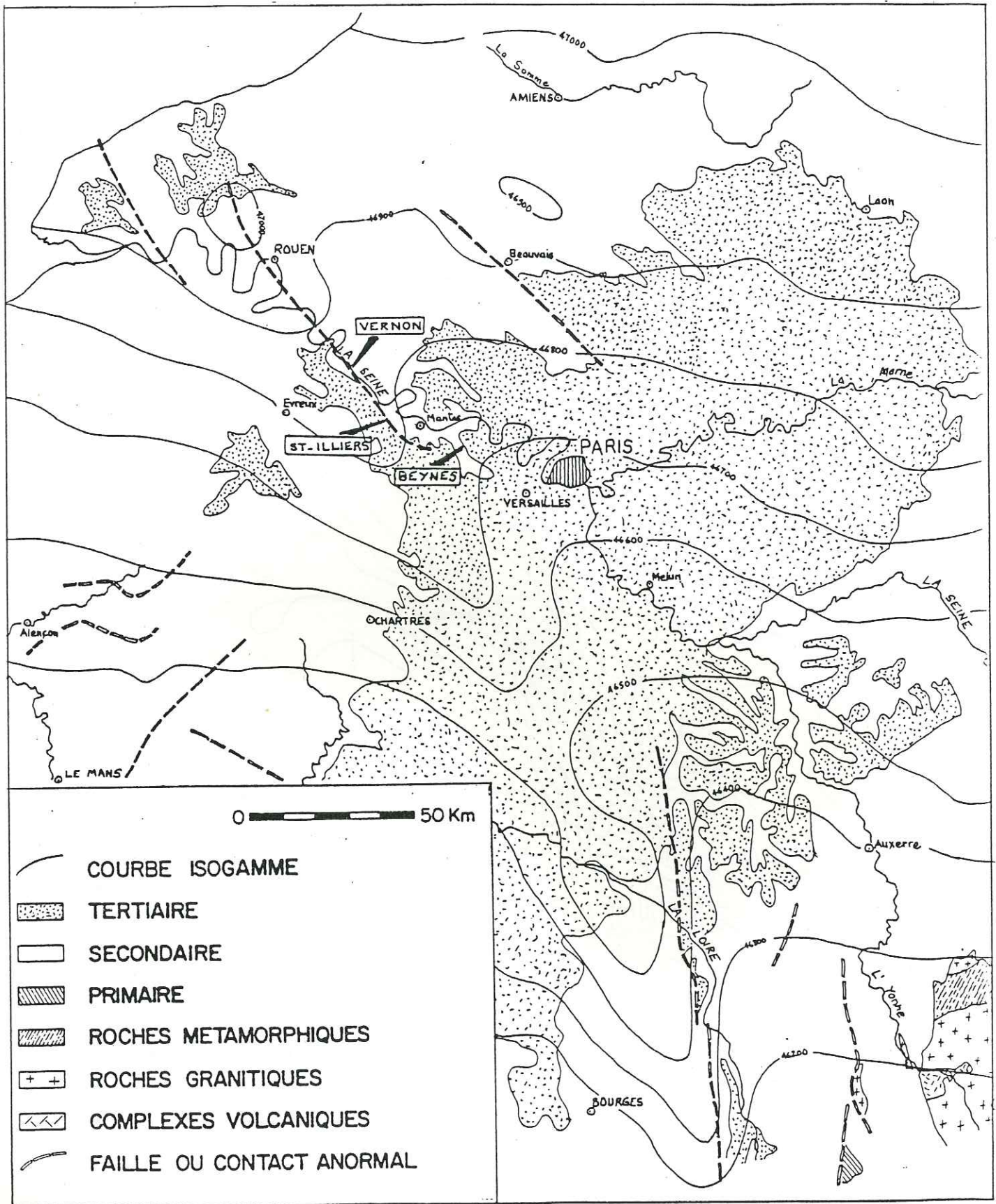


Fig.12A. CARTE MAGNETIQUE DU BASSIN PARISIEN.
(Intensité du champ F)

Situation de la faille de la Seine et de la structure de Saint - Illiers.

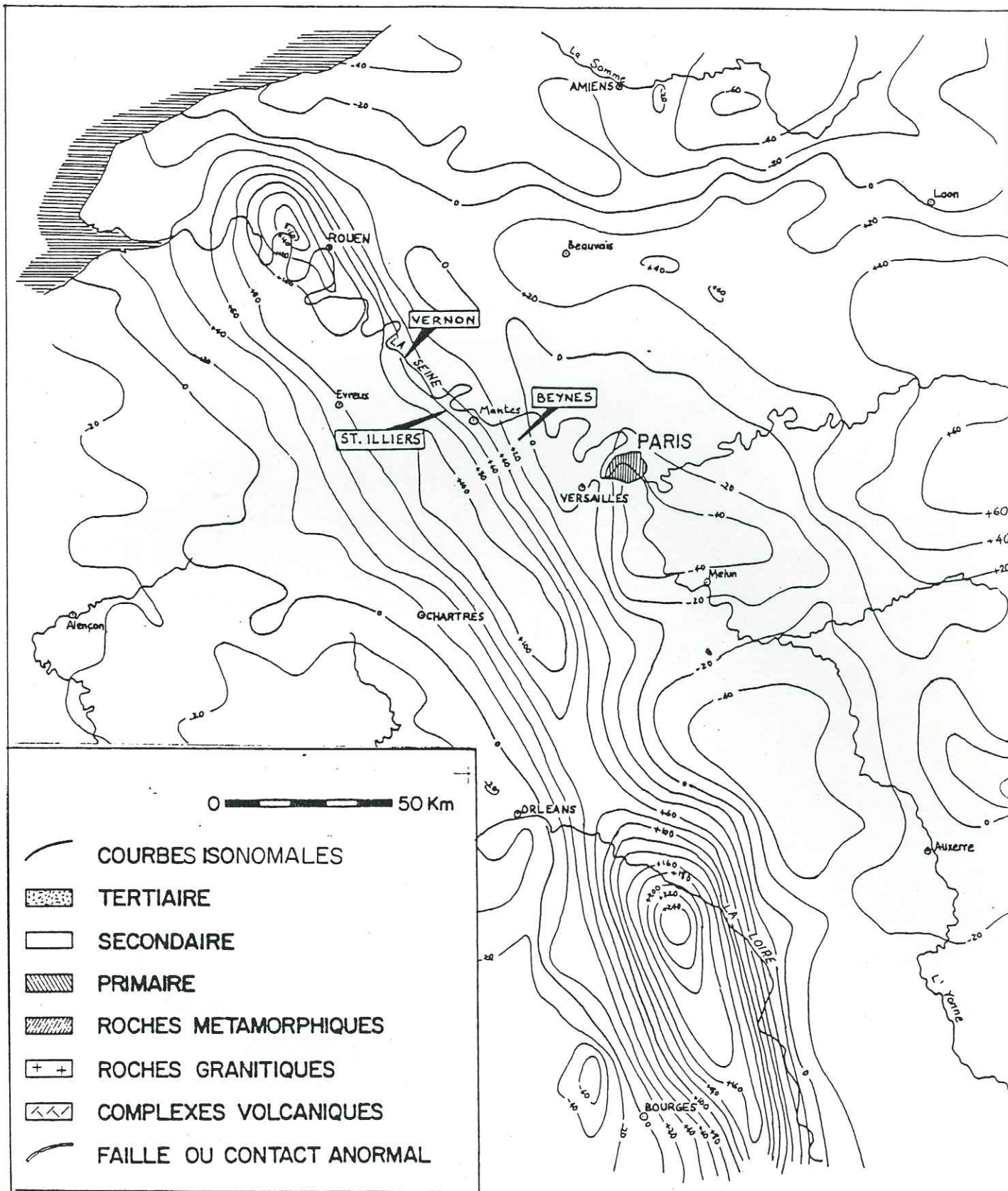


Fig. 12 B. CARTE MAGNETIQUE DU BASSIN PARISIEN
(Anomalies du champ total)

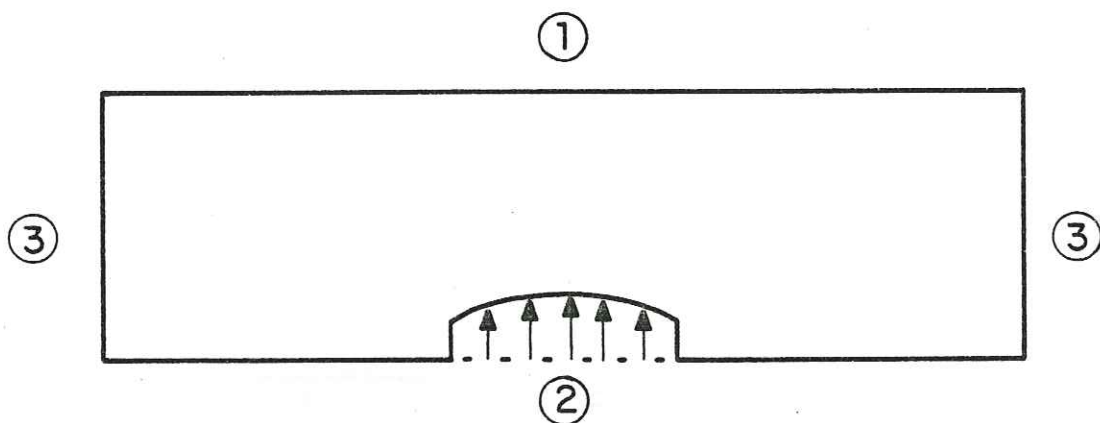
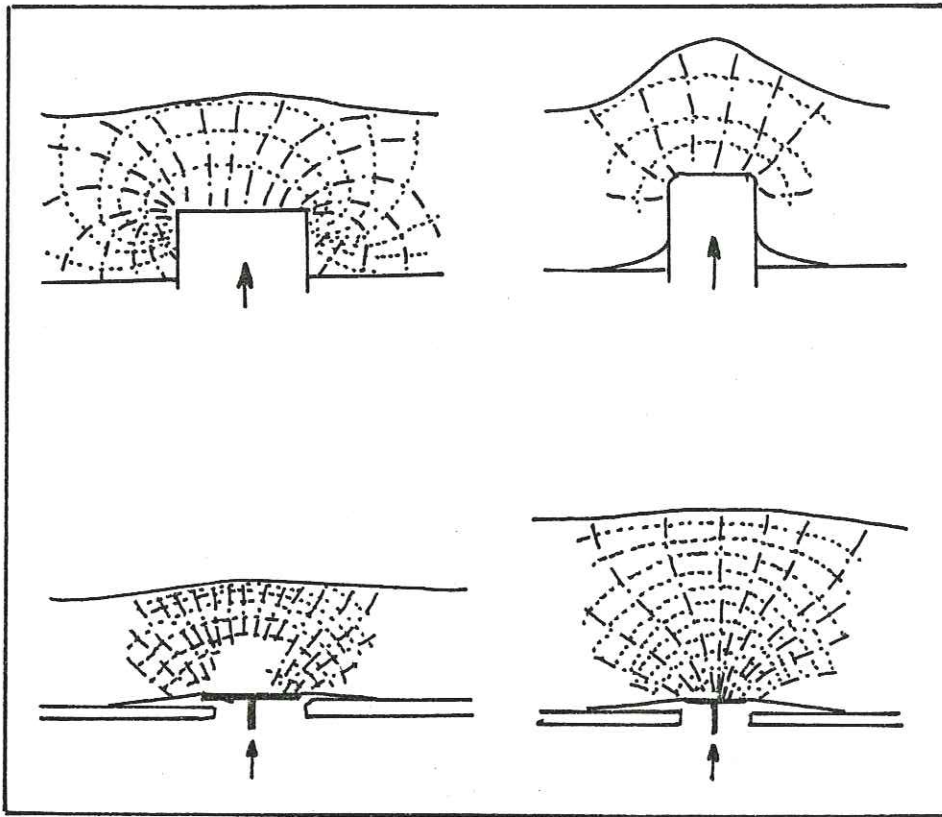


Fig.13 CONDITIONS AUX LIMITES DEFINISSANT LE PROBLEME
MECANIQUE DU POINÇON DE SOCLE

- ① Surface libre
- ② Déplacement imposés : $U_x = 0$;
 $U_y = 0$ hors de l'emprise du poinçon
 U_y défini par la forme du poinçon dans son emprise
- ③ Déplacements imposés, ou forces imposées, pour modéliser au mieux
une extension latérale infinie



QUELQUES EXEMPLES DE POINÇONNEMENTS
 REALISES SUR MODELES REDUITS PAR L'EQUI-
 PE DE BELOUSOV (TRAJECTOIRES DE
 CONTRAINTES), CITES DANS BELOUSOV ET
 GZOVSKY, 1965.

Fig. 14.

EXEMPLE DE MAILLAGE UTILISE DANS UN CALCUL PAR LA METHODE
DES ELEMENTS FINIS.

(MAILLAGE DU BARRAGE D'ORDVILLE - D'APRES DUNCAN, 1972).

249 ELEMENTS.

286 NOEUDS.

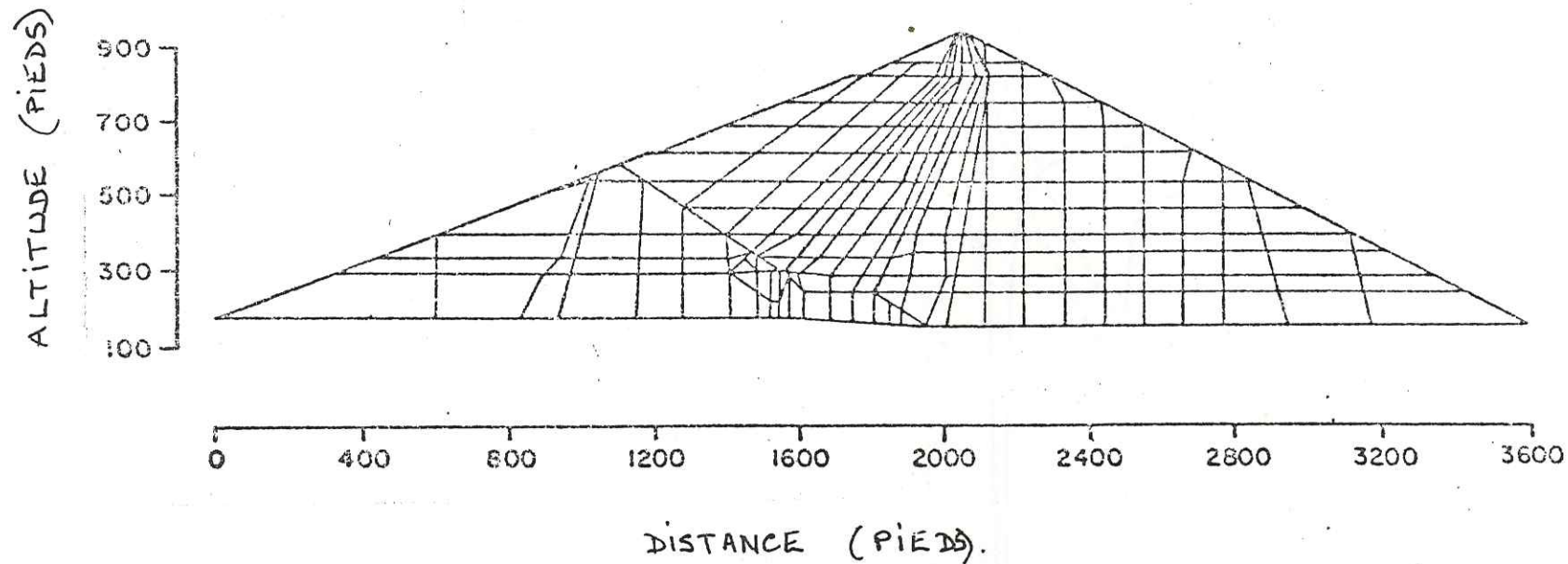


FIG. 15.

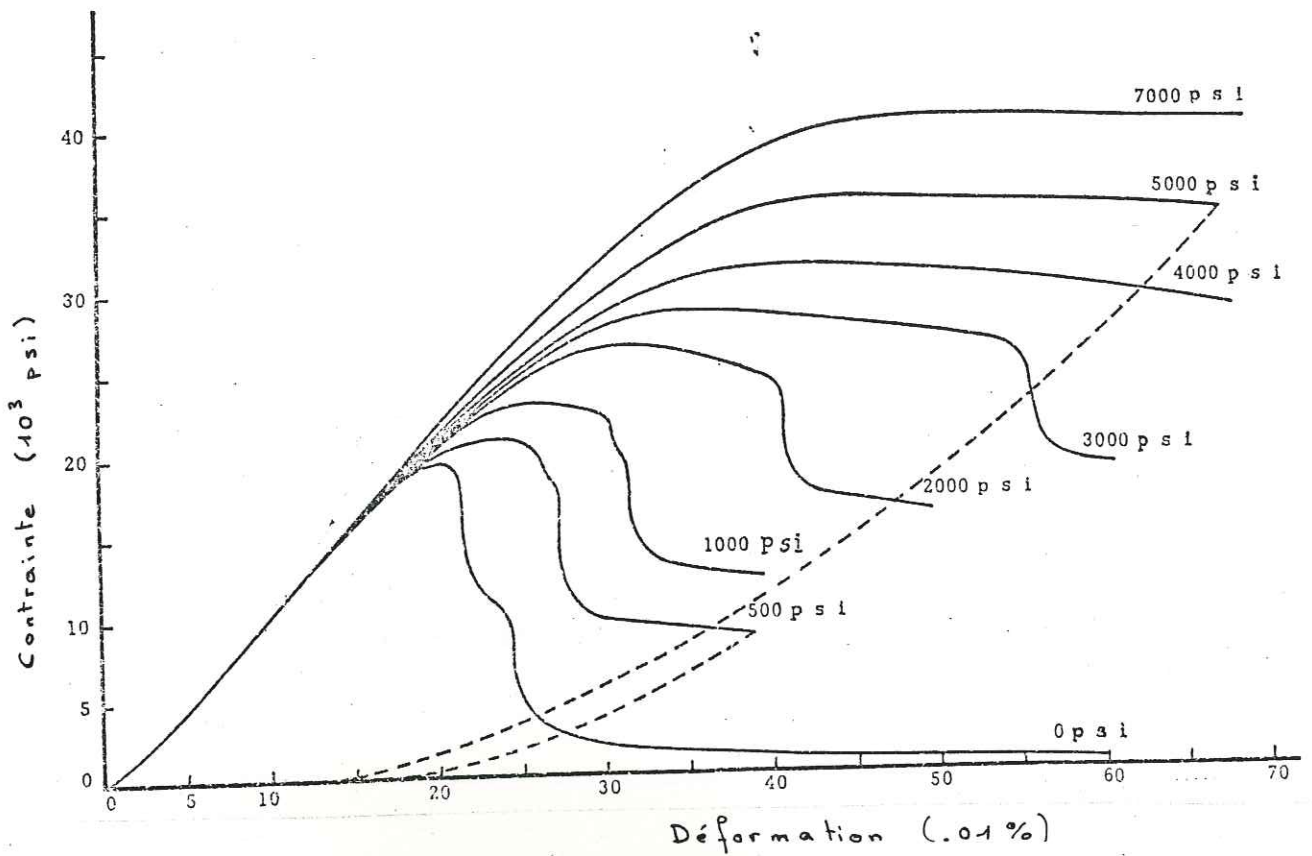


FIG. 16. Influence de la pression de confinement sur le comportement des roches. (d'après Wawersik et Fairhurst)

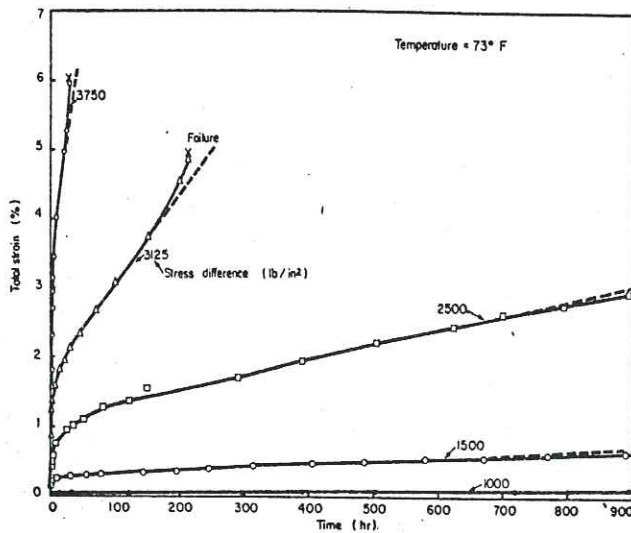


FIG. 17. INFLUENCE DE LA DURÉE D'APPLICATION DES CONTRAINTES = FLUAGE DU SEL GEMME EN EXTENSION.
(CITE PAR STAGGET ZIENKIEWICZ, 1968).

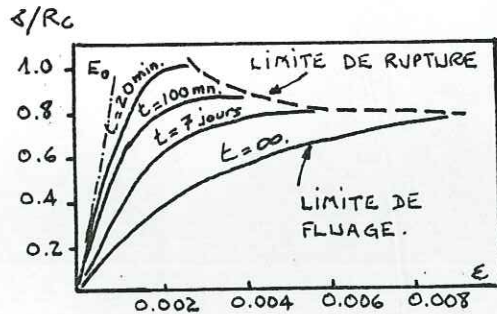


FIG. 18. INFLUENCE DE LA VITESSE D'APPLICATION DES CONTRAINTES POUR UN BETON.
(CITE PAR STAGG ET ZIENKIEWICZ, 1968.)

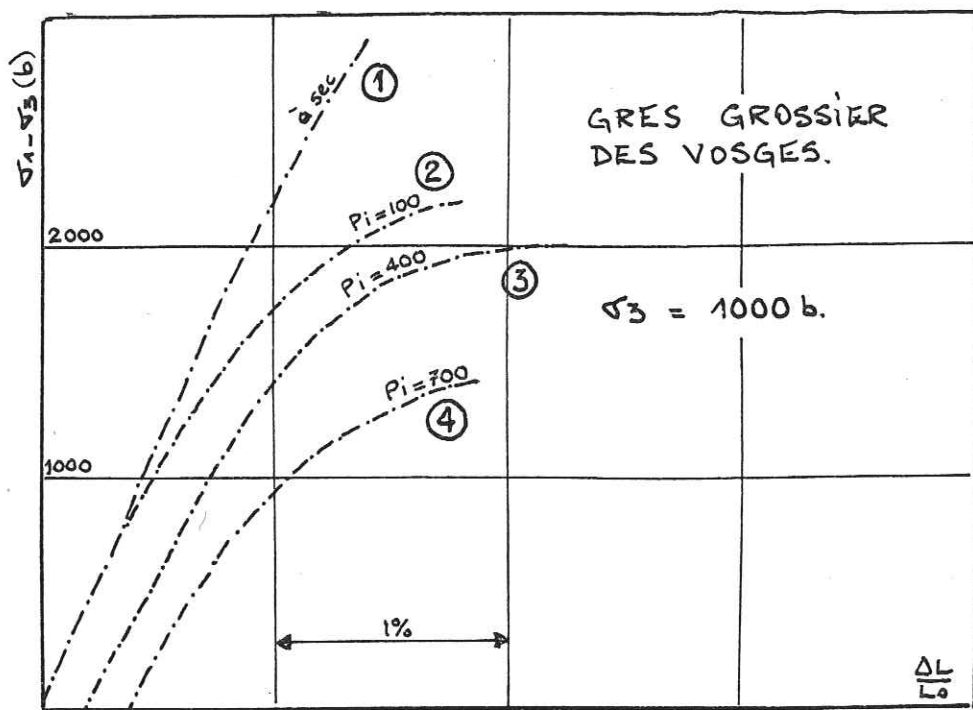


FIG. 19. EFFET DE LA PRESSION INTERSTITIELLE SUR LE COMPORTEMENT DES ROCHES.
(D'APRES BARON ET AL., 1963).

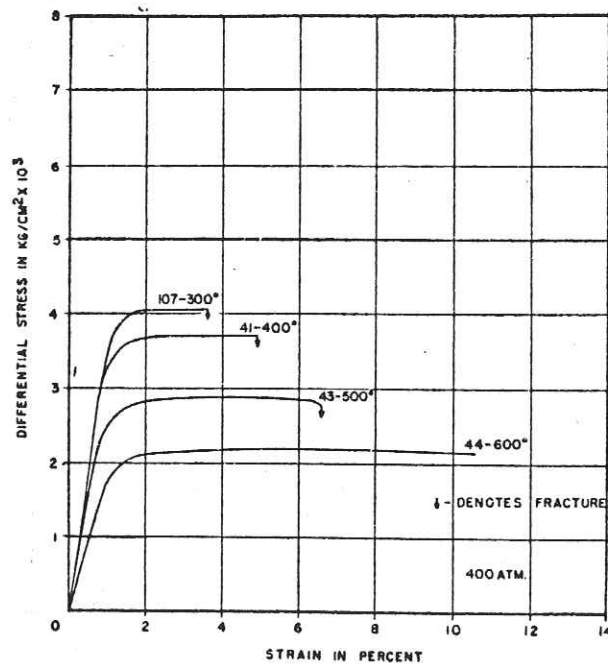


FIG. 20. EFFET DE LA TEMPERATURE SUR LE COMPORTEMENT DE ROCHES
(CALCAIRE DE SOLENHOFEN).
D'APRES HEARD, 1960.

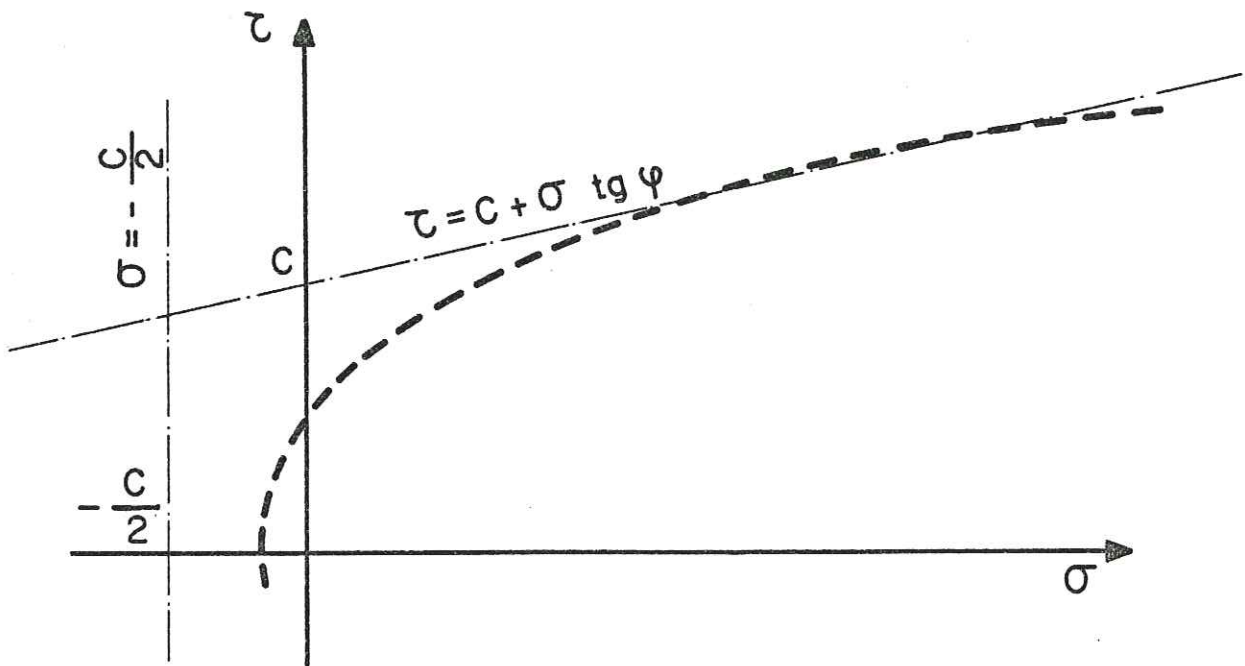


Fig.21 REPRESENTATION DES COURBES INTRINSEQUES DANS TECTO

- Courbe intrinsèque d'un matériau
- - - - - Courbe intrinsèque utilisée par TECTO :
 - Droite de Coulomb ($\tau = c + \sigma \operatorname{tg} \varphi$)
 - Limitation des tractions ($\sigma = -\frac{c}{2}$)

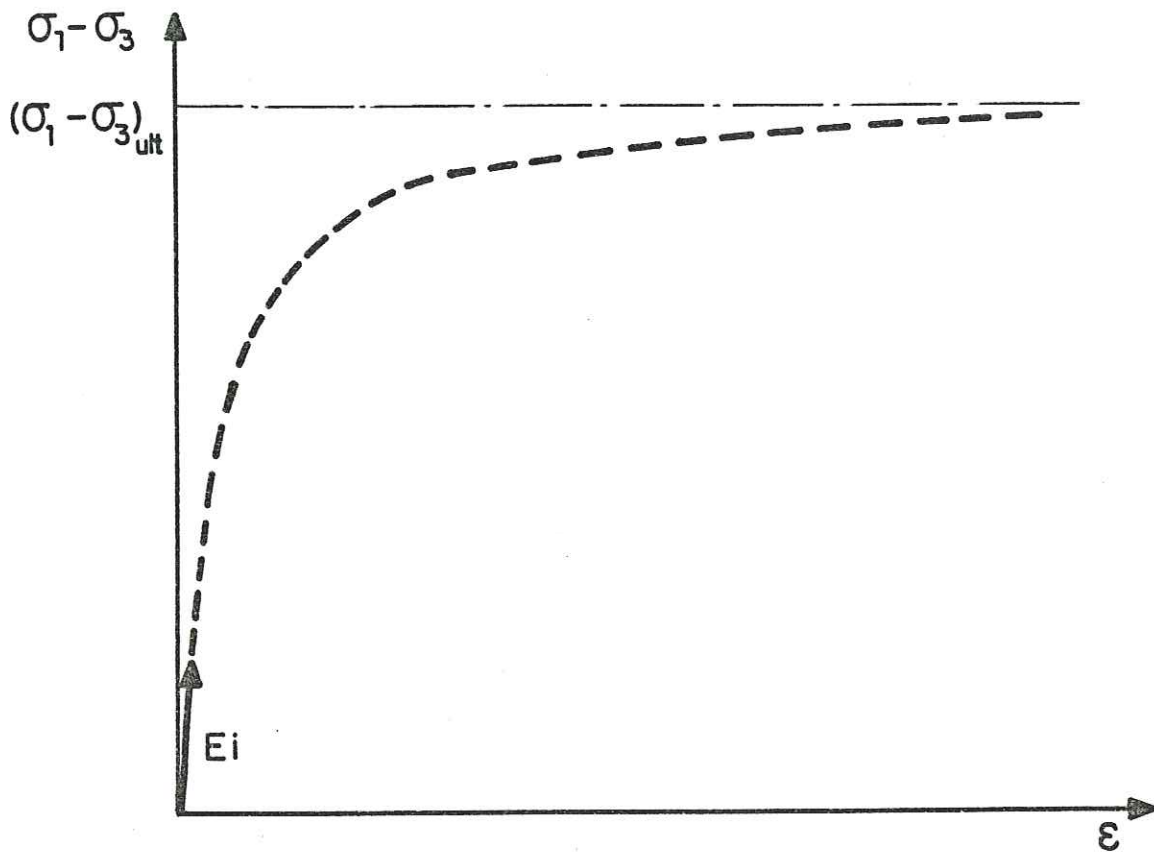


Fig. 22 FORMULATION HYPERBOLIQUE D'UNE LOI DE COMPORTEMENT

E_i = Module initial (tangente à l'origine)

$(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$ = asymptote

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \frac{\epsilon}{\frac{1}{E_i} + \frac{\epsilon}{(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}}}$$

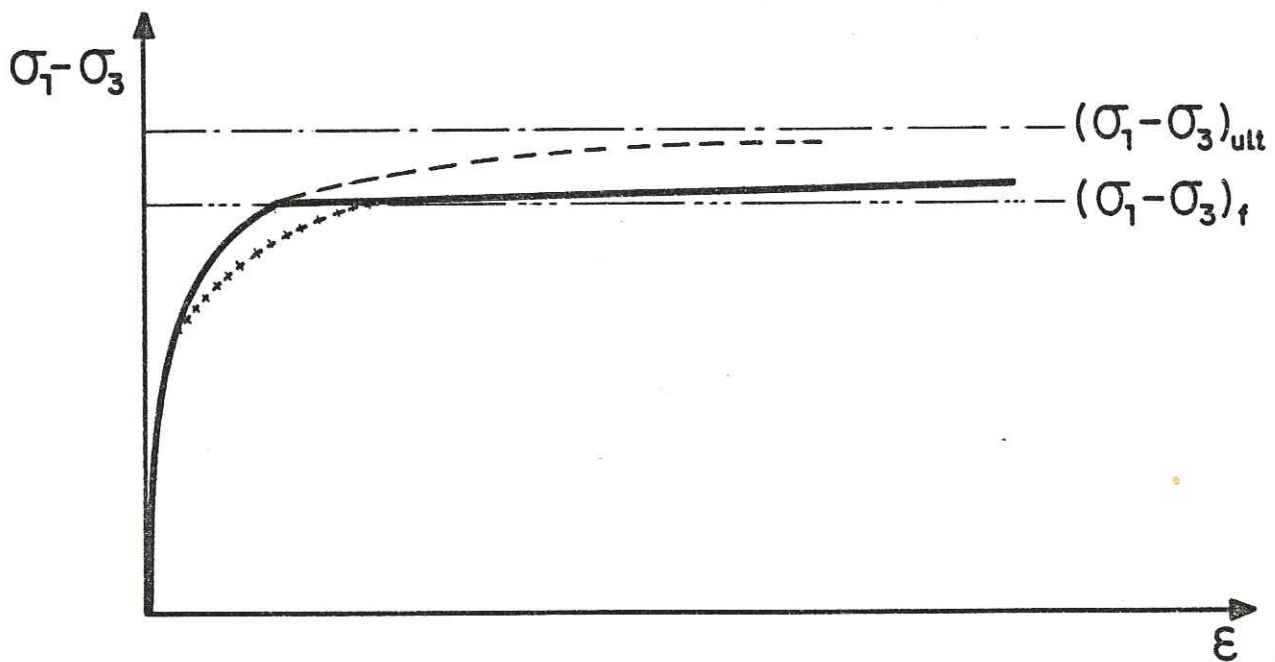


Fig. 23 LOI DE COMPORTEMENT COMPLETE

- ++++++ Loi réelle du matériau
- Hyperbole d'asymptote $(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$.
- Loi utilisée par TECTO, composée de:
 - Une partie de l'hyperbole, pour $(\sigma_1 - \sigma_3) < (\sigma_1 - \sigma_3)_f$
 - Une droite de faible pente (représentant la plasticité), pour $(\sigma_1 - \sigma_3) > (\sigma_1 - \sigma_3)_f$

On ajuste l'hyperbole en jouant sur le rapport $R_f = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)_f}{(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}}$

(Ici $R_f = 85\%$)

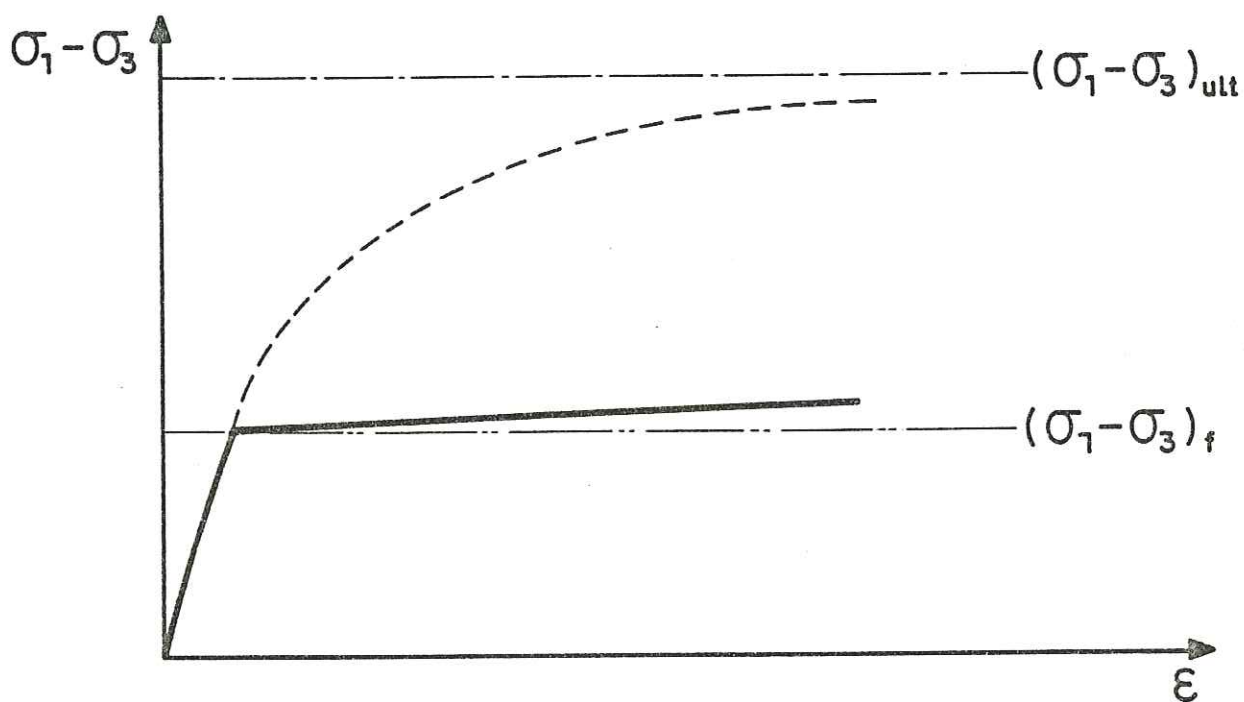


Fig.24 COURBE $\sigma - \epsilon$ PRESENTANT UN POINT ANGULEUX
(Obtenue en prenant $R_f = 39\%$)

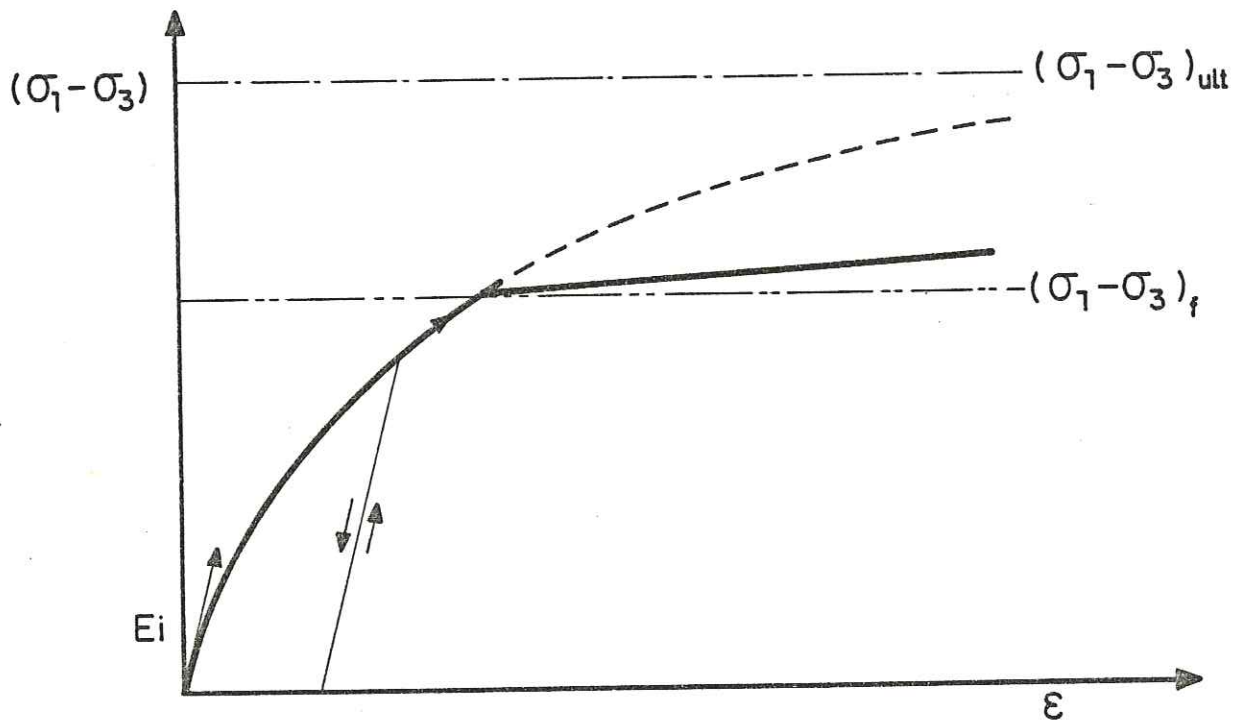


Fig. 25 COMPORTEMENT EN CYCLE DE DECHARGEMENT RECHARGEMENT (TECTO utilise alors le module initial)

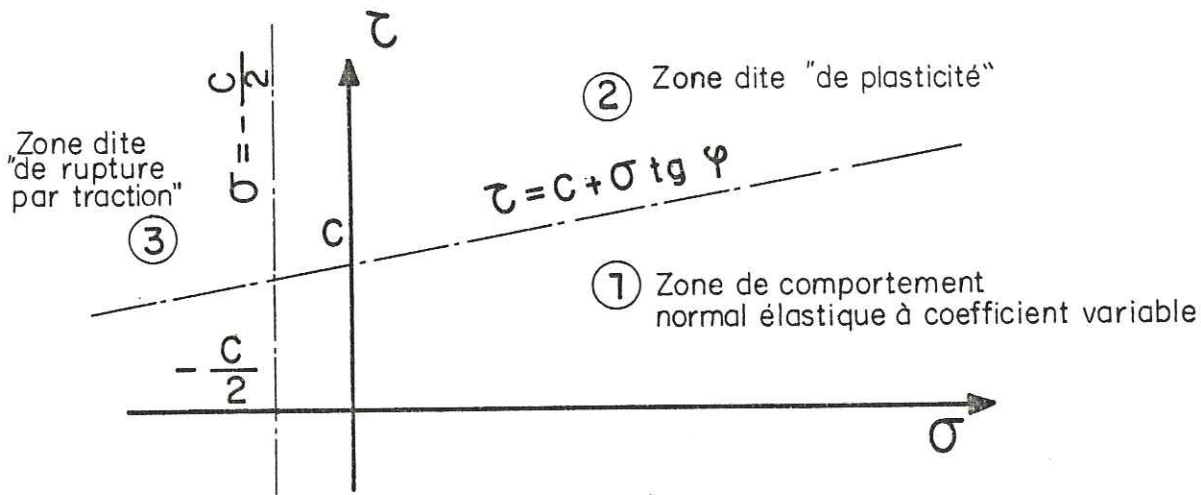


Fig. 26 LA COURBE INTRINSEQUE ADOPTEE PAR TECTO PARTAGE LE PLAN DE MOHR EN TROIS ZONES

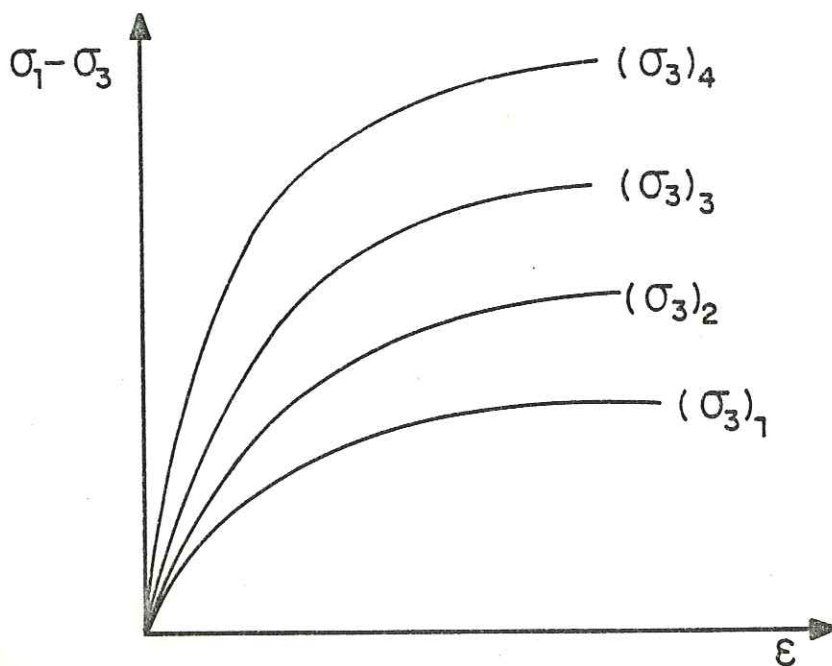


Fig. 27 POUR MODELISER CORRECTEMENT LE COMPORTEMENT D'UN MATERIAU IL EST NECESSAIRE DE CONNAITRE UN EVENTAIL DE COURBES

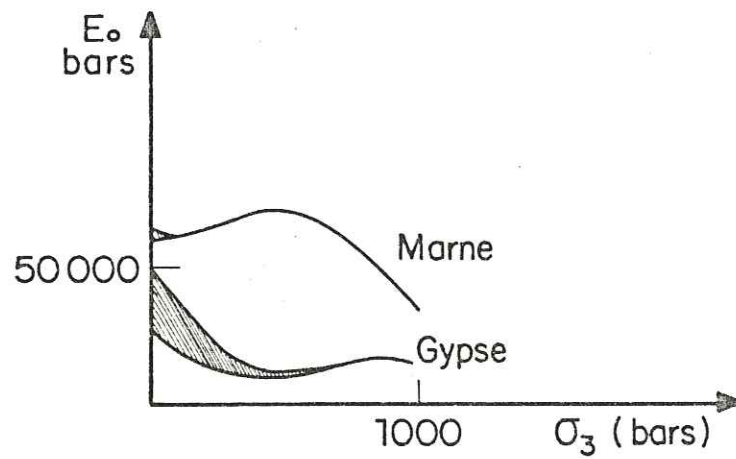


Fig.28 EXEMPLE DE ROCHES DONT LE MODULE INITIAL
 NE VARIE PAS DE FACON MONOTONE AVEC σ_3
 (d'après Morlier,1964)

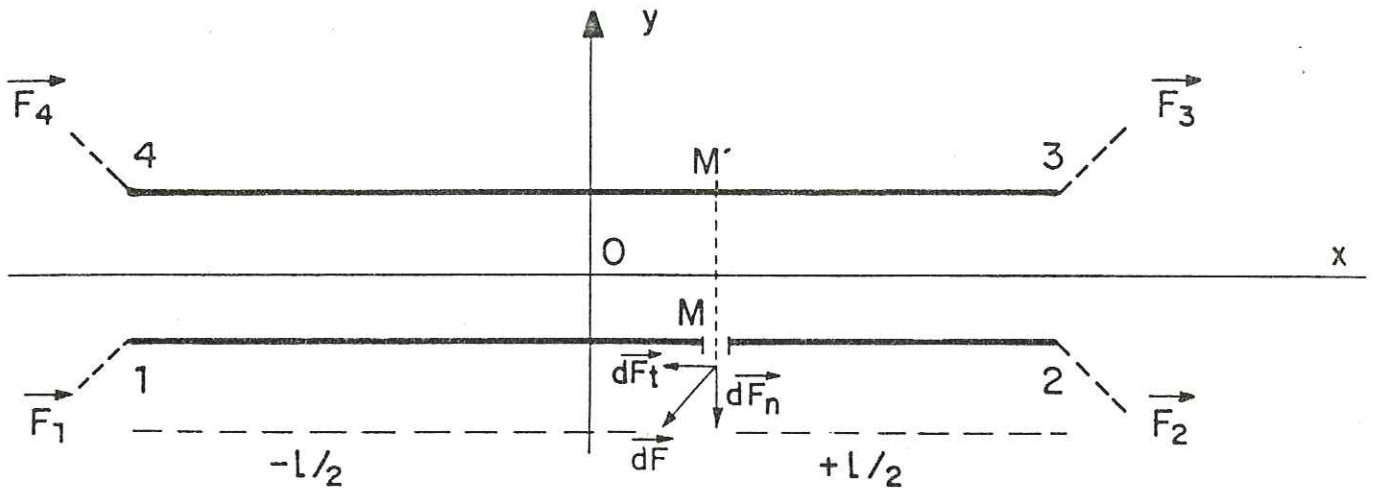


Fig. 29 ELEMENT-JOINT (épaisseur exagérée)

La force exercée par l'éponte supérieure sur la longueur élémentaire entourant M est $d\vec{F}$.

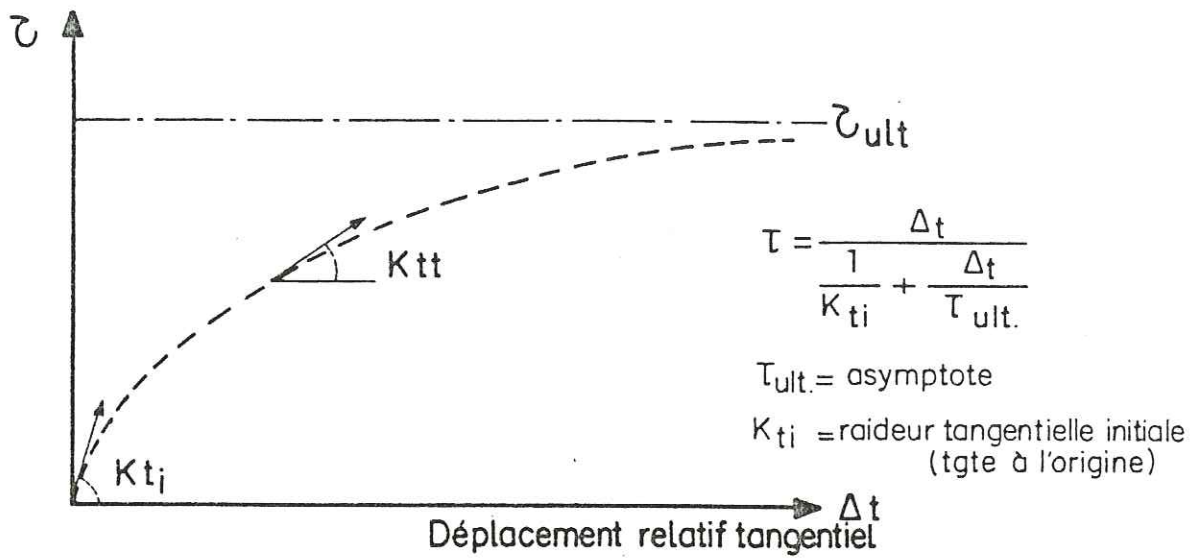


Fig. 30 COMPORTEMENT HYPERBOLIQUE DES JOINTS

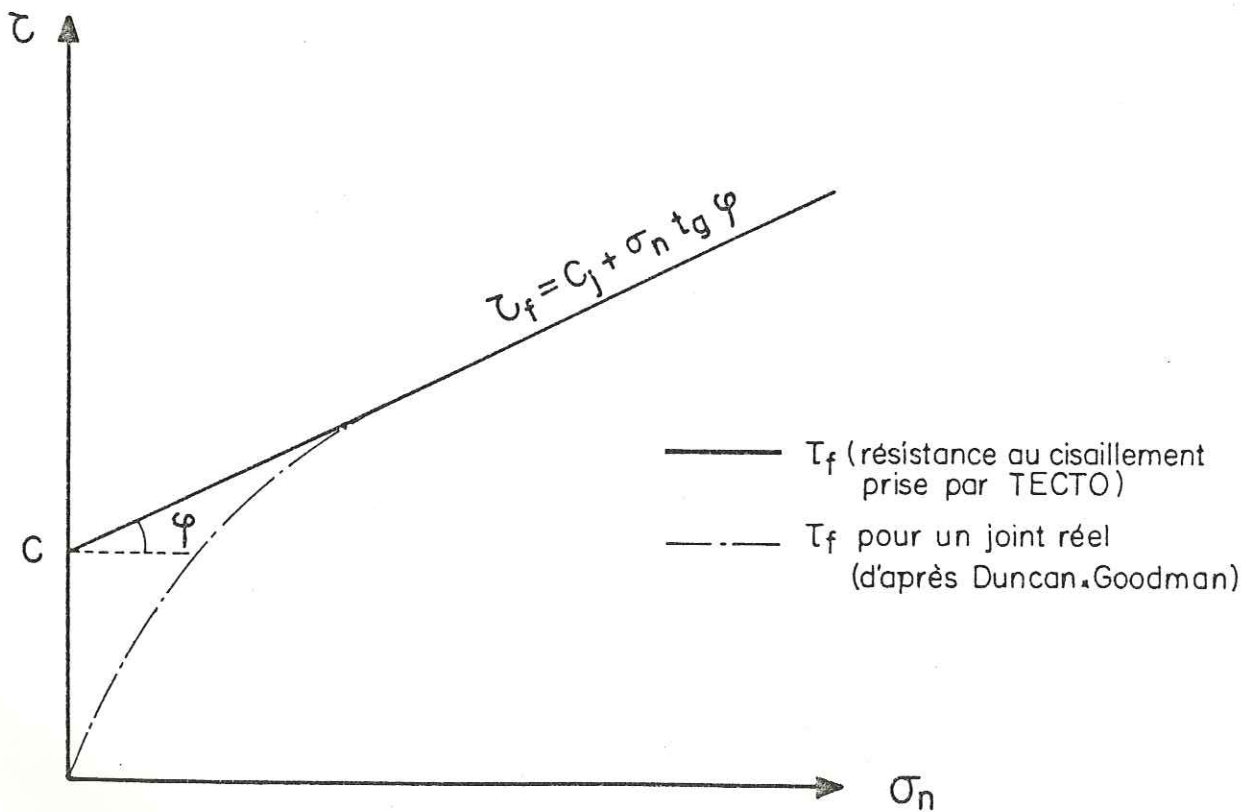


Fig. 31 RESISTANCE AU CISAILLEMENT DES JOINTS

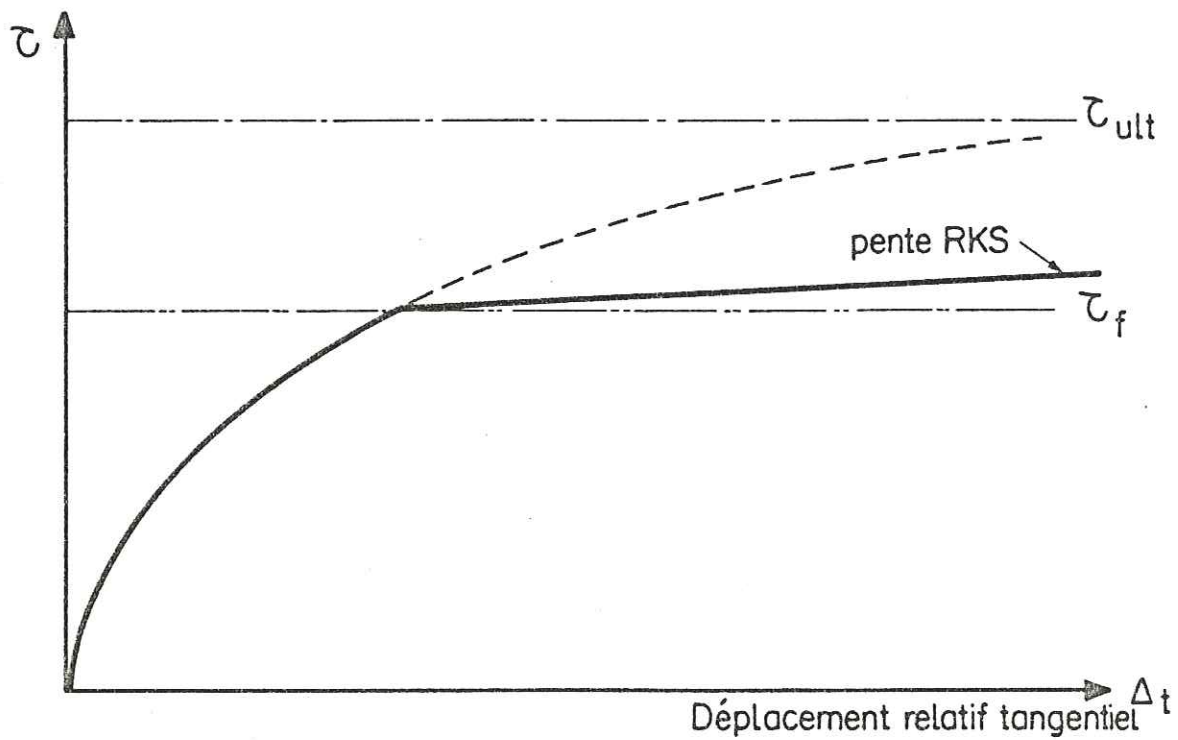


Fig.32 COMPORTEMENT COMPLET DES JOINTS

- Selon l'hyperbole pour $\tau < \tau_f$ (résistance au cisaillement)
- Selon une droite de pente RKS pour $\tau > \tau_f$ ("grand glissement")

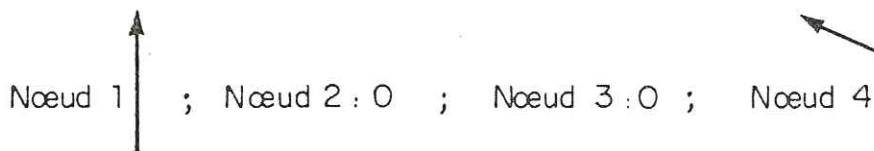
ETAT n-1

(fin de l'incrément n-1)



Direction de glissement du joint (définie par l'orientation de la base)

DEPLACEMENTS résultant de l'incrément n :



d'où le déplacement relatif des deux épontes :

$$\vec{U}_4 + \vec{U}_3 - \vec{U}_2 - \vec{U}_1 = \leftarrow$$

qui est parallèle à la direction de glissement.

Donc, théoriquement, pas d'interpénétration.

En fait :

ETAT n

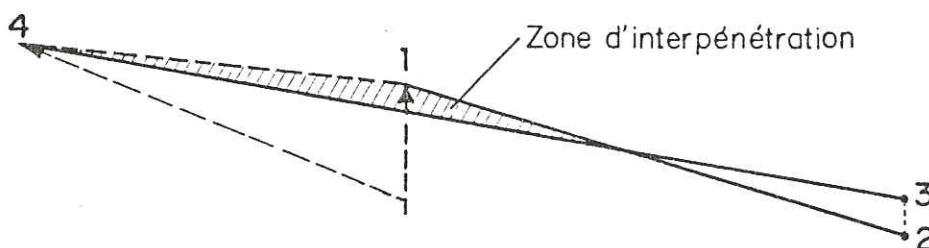


Fig. 33. EXEMPLE D'INTERPENETRATION PAR ROTATION (exemple exagéré)

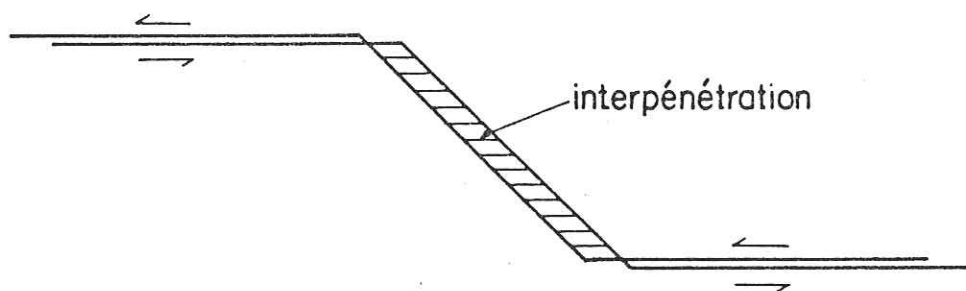


Fig.34 DIFFICULTES LIEES A L'UTILISATION D'UNE LIGNE DE JOINTS NON-RECTILIGNE

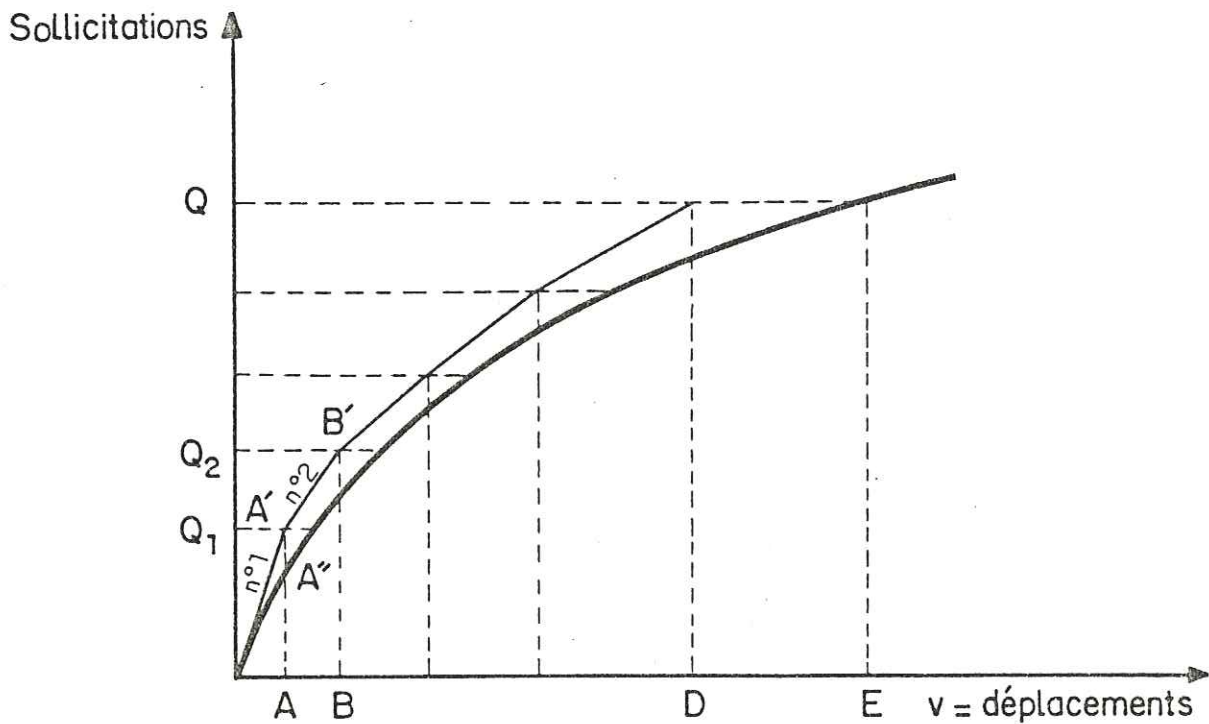


Fig. 35. PRINCIPE DE LA METHODE INCREMENTALE

- On applique la charge Q_1 en donnant aux matériaux les caractéristiques initiales (droite N°1).
- On obtient un état de déplacement A ; l'état mécanique correspondant est donné par la tangente à la courbe en A'.
- En partant de A', avec ces caractéristiques mécaniques (donc parallèlement à la tangente en A''), on applique la charge suivante ($Q_2 - Q_1$) pour obtenir Q_2 .
- D'où l'état de déplacement B.
- Et ainsi de suite jusqu'à la charge totale
- On remarque que l'état obtenu en appliquant toute la charge par incréments successifs (D) est différent de celui qu'on obtiendrait si on pouvait rigoureusement appliquer la loi non-linéaire (E).

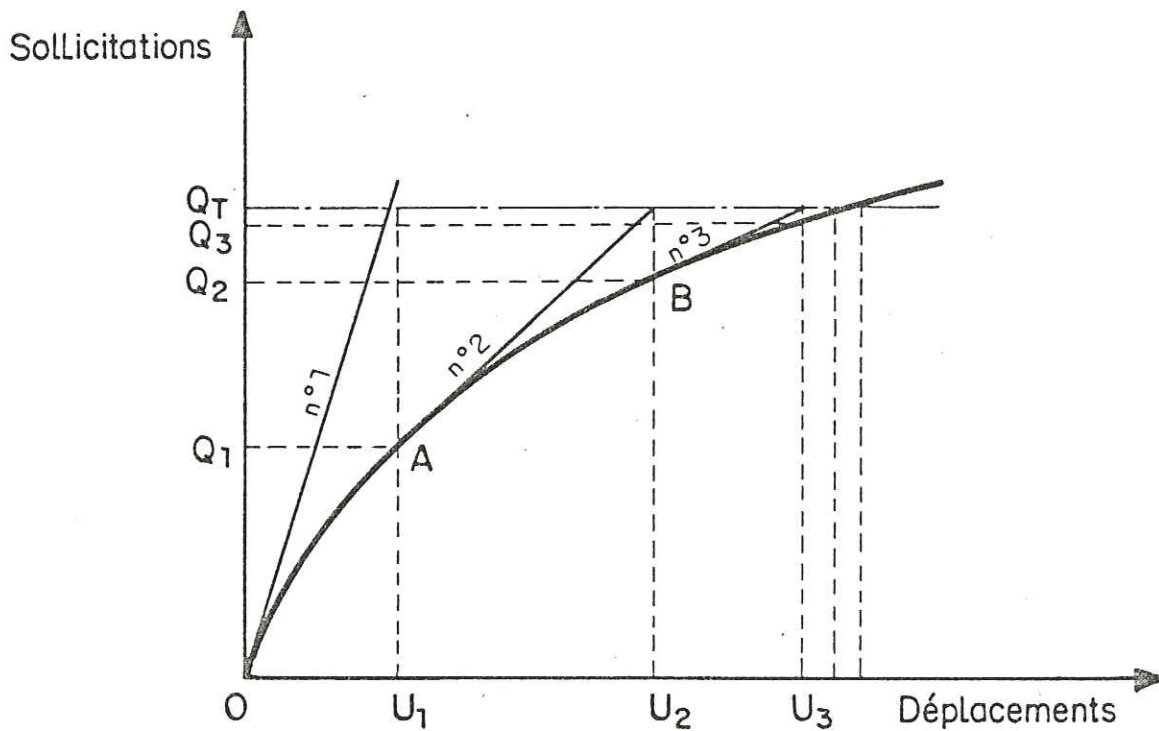


Fig.36 PRINCIPE DE LA METHODE ITERATIVE

- On applique la totalité de la charge (Q_T) en donnant aux matériaux des caractéristiques correspondant à la tangente à l'origine (droite N°1)
- On obtient l'état de déplacement u_1 , pour lequel les sollicitations devraient être Q_1 , et pour lequel les caractéristiques mécaniques devraient donner la tangente N°2.
- On refait le calcul en partant du point A, en appliquant comme charge ($Q_T - Q_1$) et en suivant la droite N°2.
- On obtient l'état de déplacement u_2 . Et ainsi de suite jusqu'à ce que la différence entre Q_T et Q_n soit négligeable.

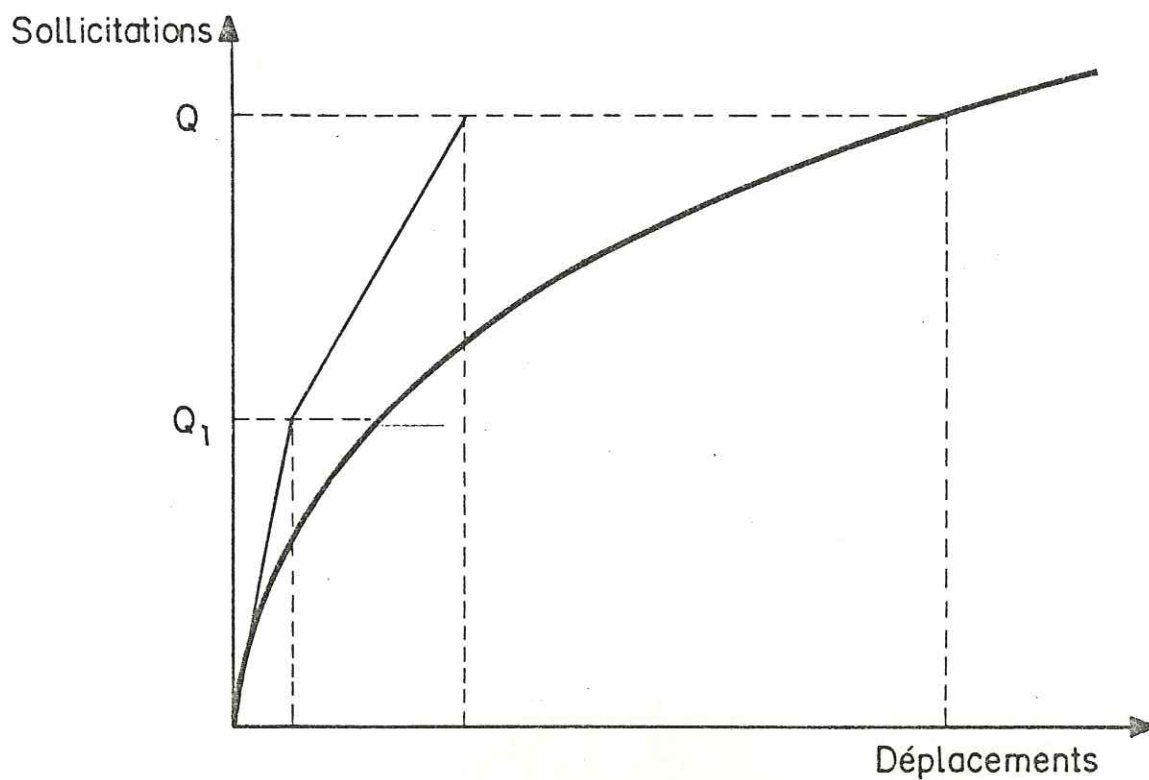


Fig. 37 UTILISATION D'INCREMENTS TROP GRANDS

Si on utilise des incréments trop grands, on suit une courbe sollicitations-déplacements très différente de la réalité.

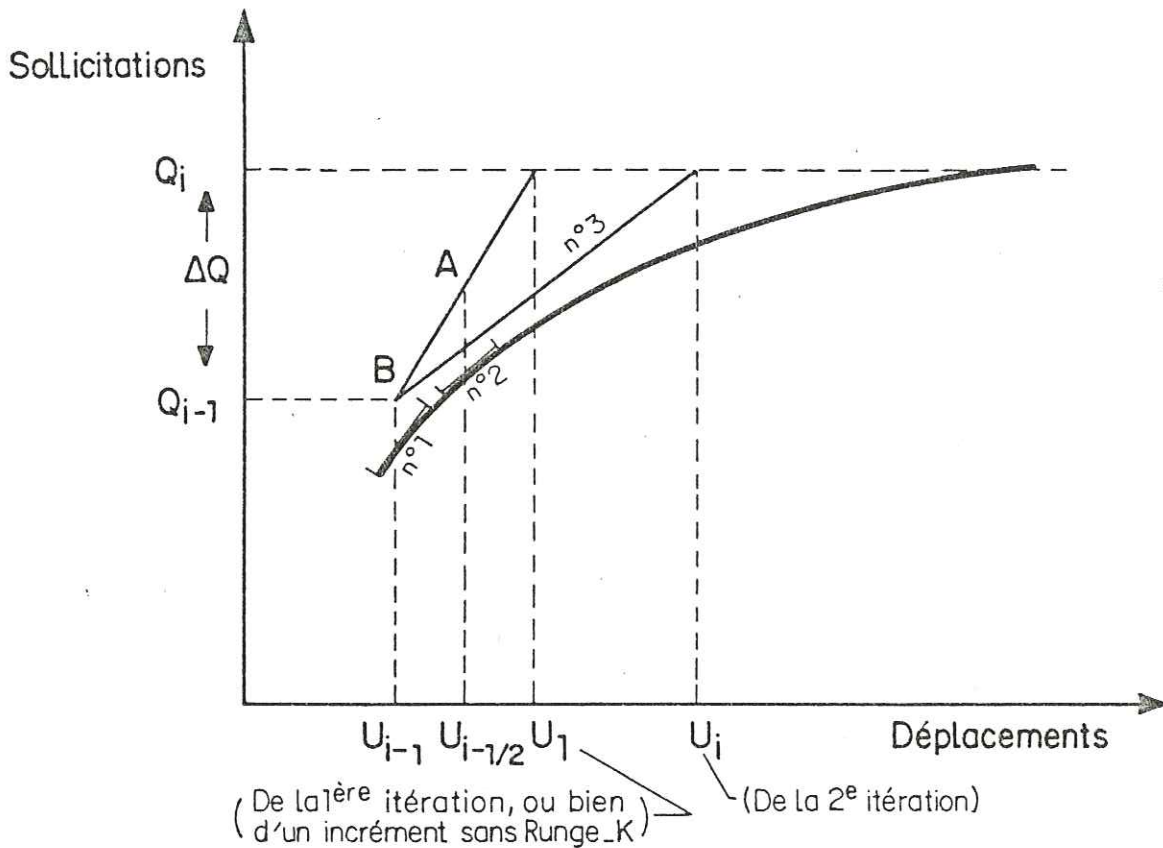


Fig. 38 TECHNIQUE DE RUNGE-KUTTA

On effectue deux calculs par incrément, en partant de B (résultat de l'incrément précédent).

- 1^{er} calcul (1^{ère} itération) : on applique ΔQ , en utilisant les caractéristiques mécaniques de l'état représenté par B (tangente N°1). On détermine alors un état de déplacement u_1 (celui qu'on aurait obtenu par la méthode incrémentale normale). Ce premier calcul n'a pour but que de déterminer le point-milieu de cet incrément (A) et de déterminer la rigidité correspondant à cet état (tangente N°2)
- 2^e calcul (2^e itération) : on repart de B en appliquant ΔQ , mais avec les caractéristiques mécaniques du point A (3^e droite // 2^e tangente)
- On constate une nette amélioration de la précision (exagérée sur le schéma par le choix d'un incrément très grand).

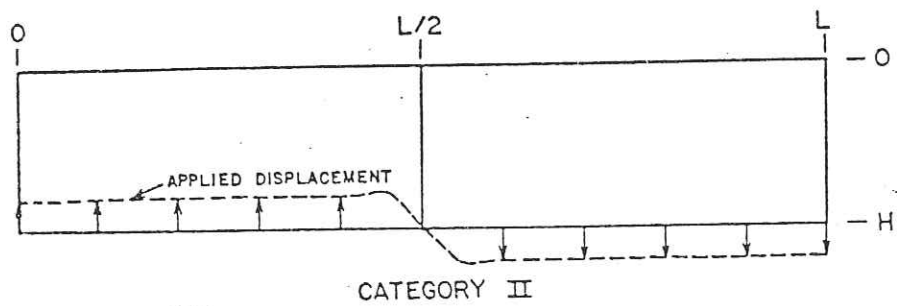
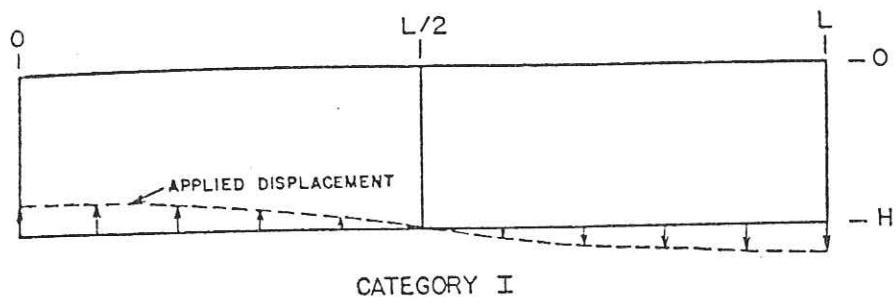


Fig. 39. Formes de poinçon utilisées par SANFORD.

CALCUL DE SANFORD (1953) - POINÇON SINUSOÏDAL.

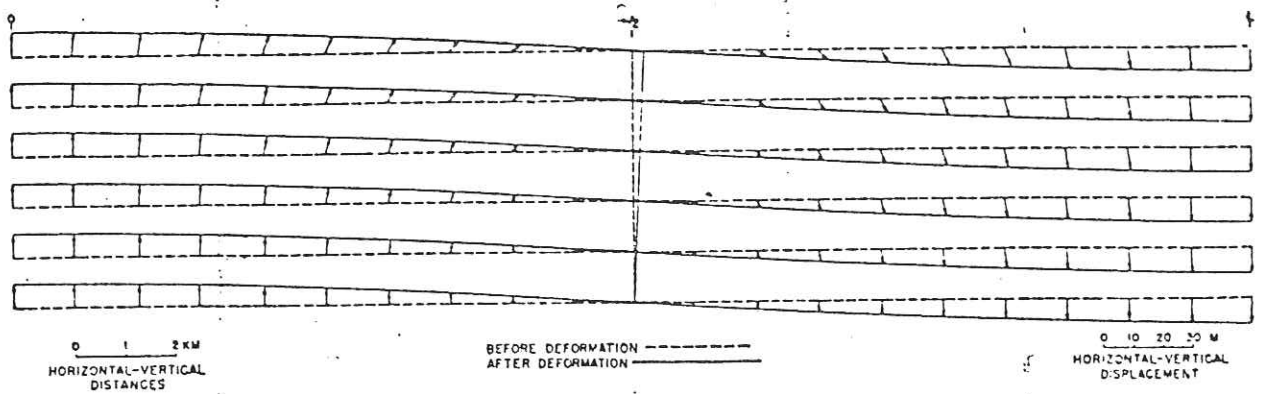


Fig. 40. Déplacements.

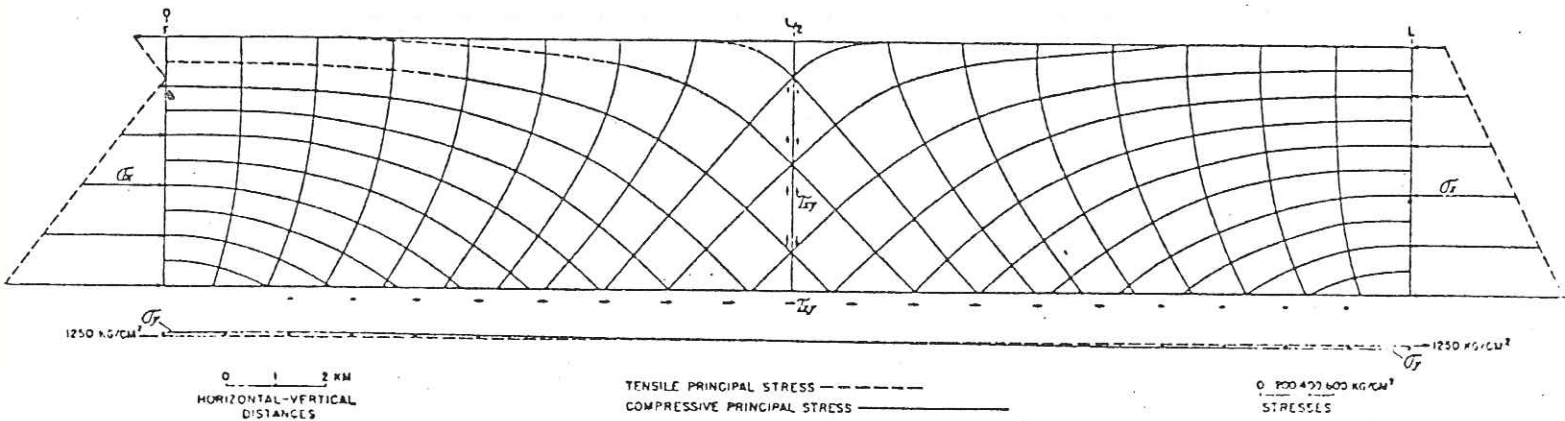


Fig. 42. Trajectoires de contrainte (... Traction)

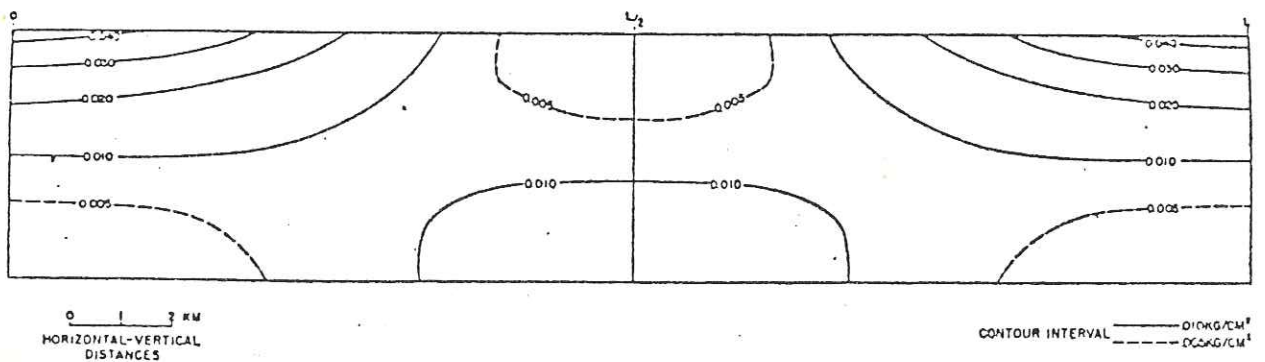


Fig. 44. Courbes de densité d'énergie de déformation.

$$E_d = \frac{1}{12G} \left\{ [\sigma_x - \sigma_y]^2 + [\sigma_y - \nu(\sigma_x + \sigma_y)]^2 + [\nu(\sigma_x + \sigma_y) - \sigma_x]^2 + 6\tau_{xy}^2 \right\}$$

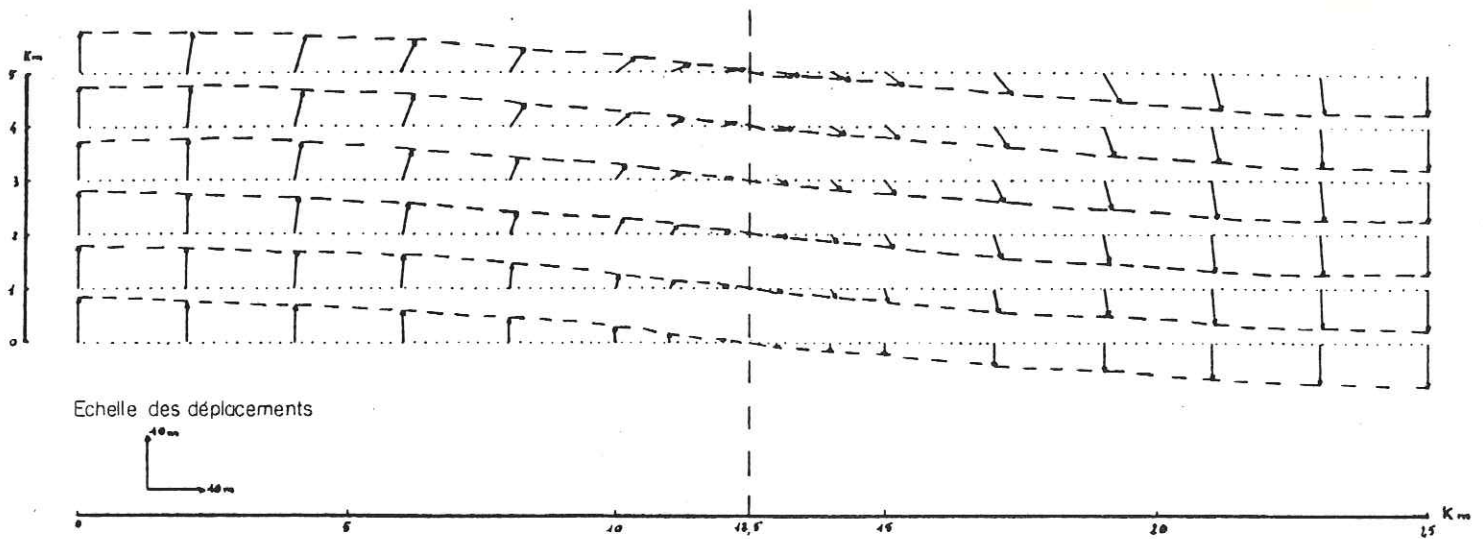


Fig. 41. CALCUL DE TECTO SUR LES DONNEES DE SANFORD
Poinçon sinusoïdal Vecteurs déplacements

CONTRAINTES PRINCIPALES

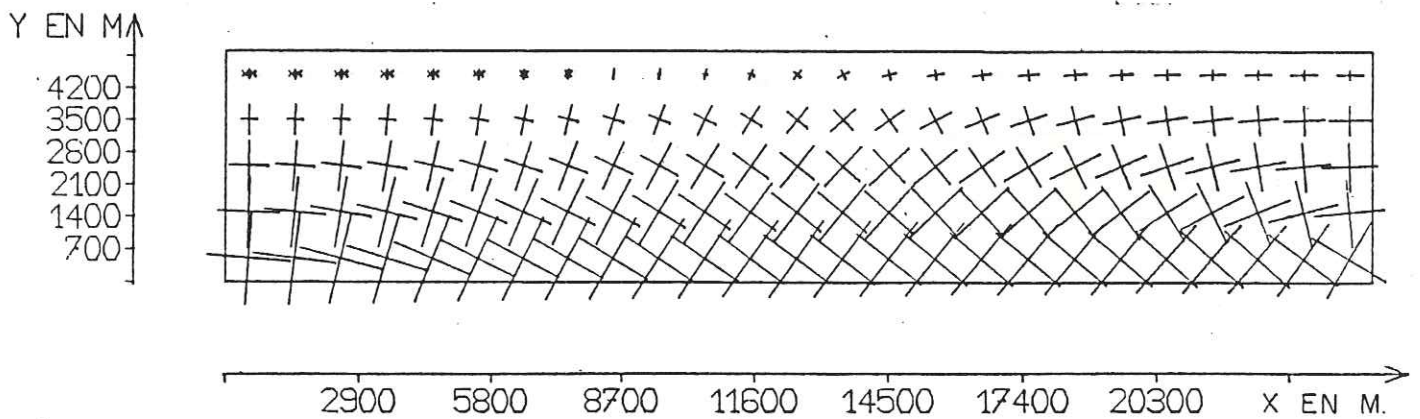


Fig. 43. RESULTATS DE TECTO SUR LES DONNEES DE SANFORD
Poinçon sinusoïdal

RESULTATS DE TECTO SUR LES DONNEES DE SANFORD - Poinçon sinusoïdal.

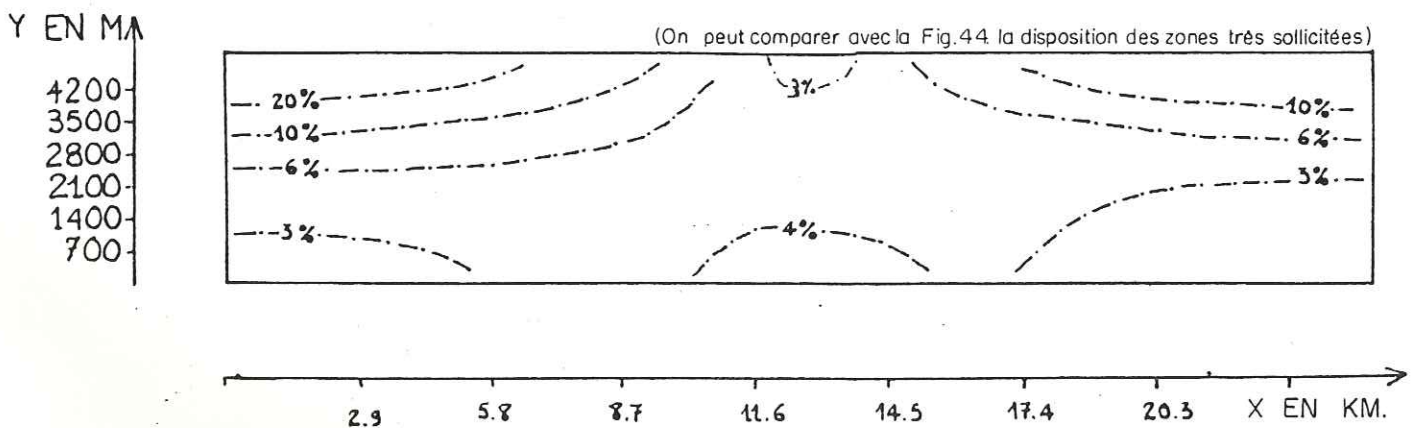


Fig. 45. COURBES D'EGAL RISQUE SELON MOHR-COULOMB
(= Valeur de $(\sigma_1 - \sigma_3) / (\sigma_1 - \sigma_3)_f$)

CALCUL DE SANFORD (1959). POINÇON EN MARCHE D'ESCALIER.

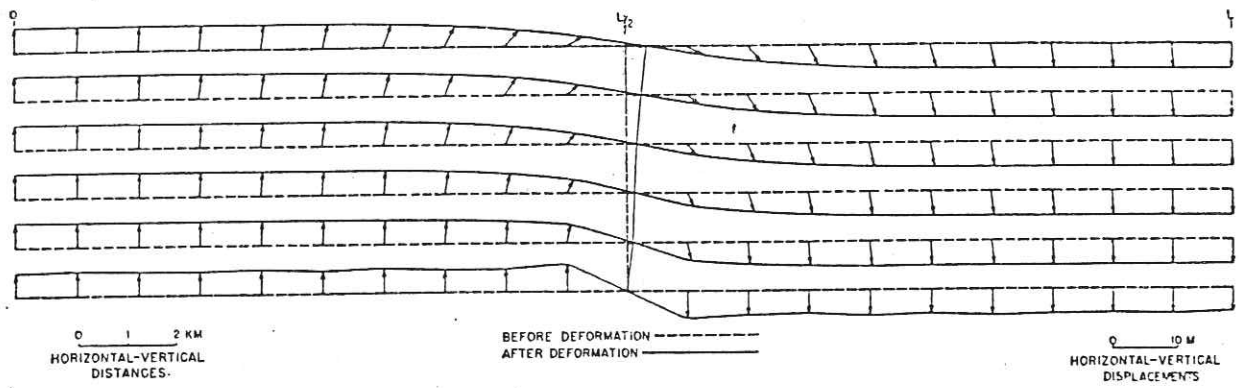


Fig. 46. Déplacements.

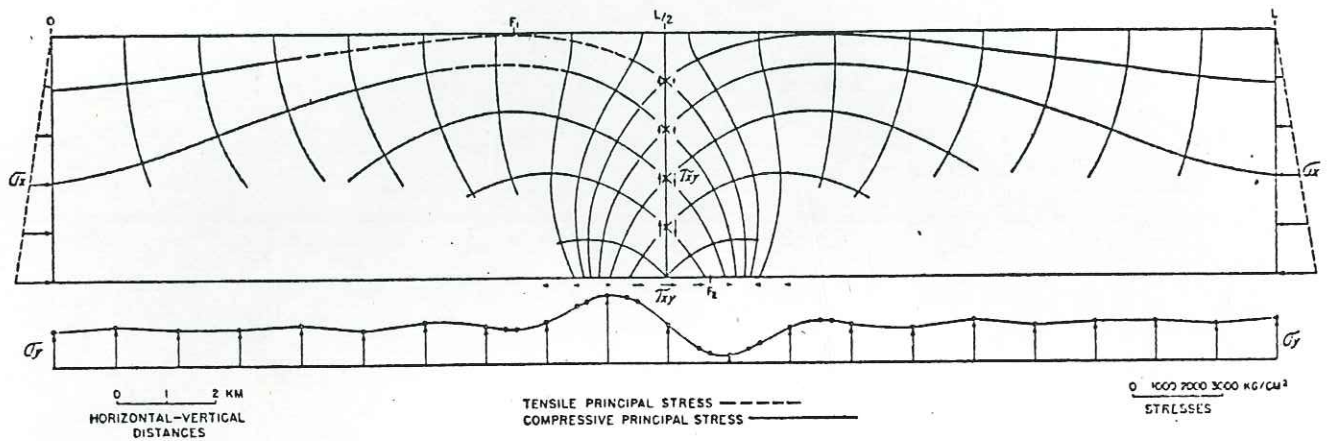


Fig. 48. Trajectoires de contrainte (... Traction).

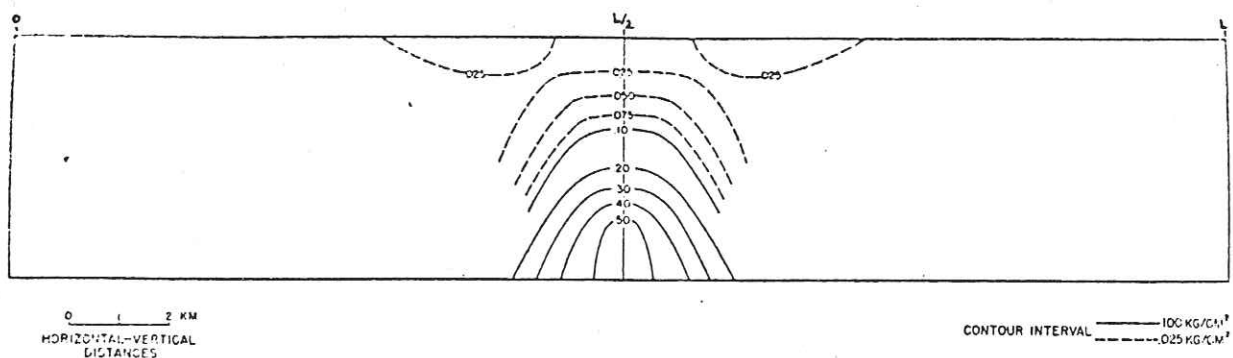


Fig. 50. Courbes de densité d'énergie de déformation

$$E_d = \frac{1}{12G} \left\{ [\sigma_x - \sigma_y]^2 + [\sigma_y - \nu(\sigma_x + \sigma_y)]^2 + [\nu(\sigma_x + \sigma_y) - \sigma_x]^2 + 6\tau_{xy}^2 \right\}$$

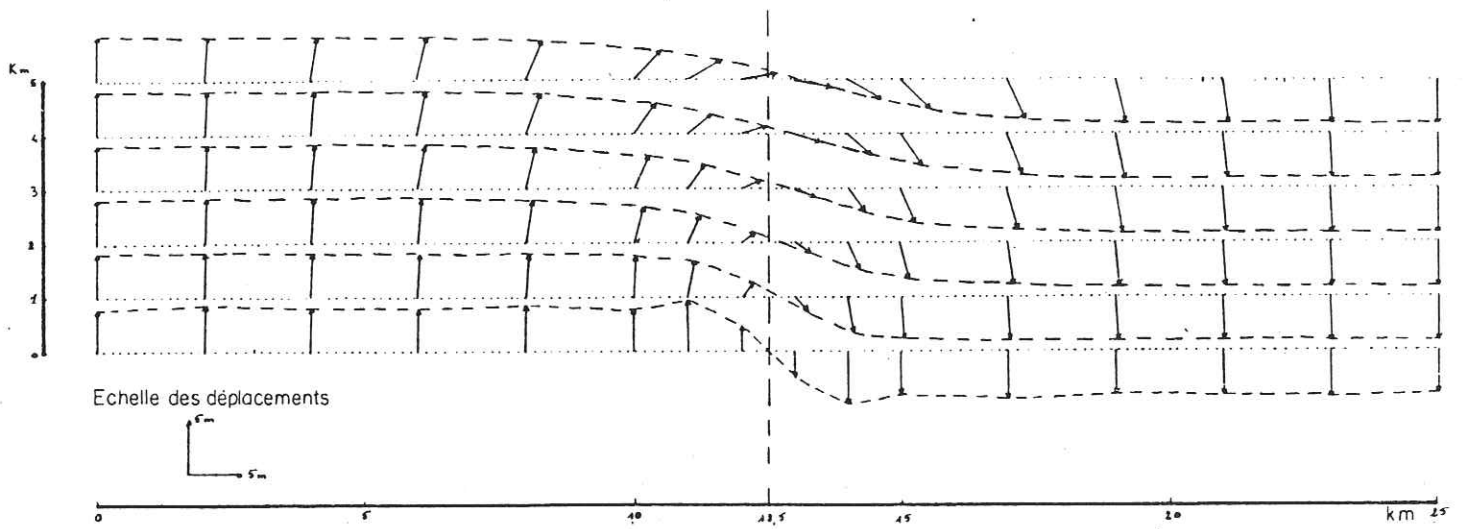


Fig.47. CALCUL DE TECTO SUR LES DONNEES SANFORD
Poinçon en marche d'escalier Vecteurs déplacements

CONTRAINTES PRINCIPALES

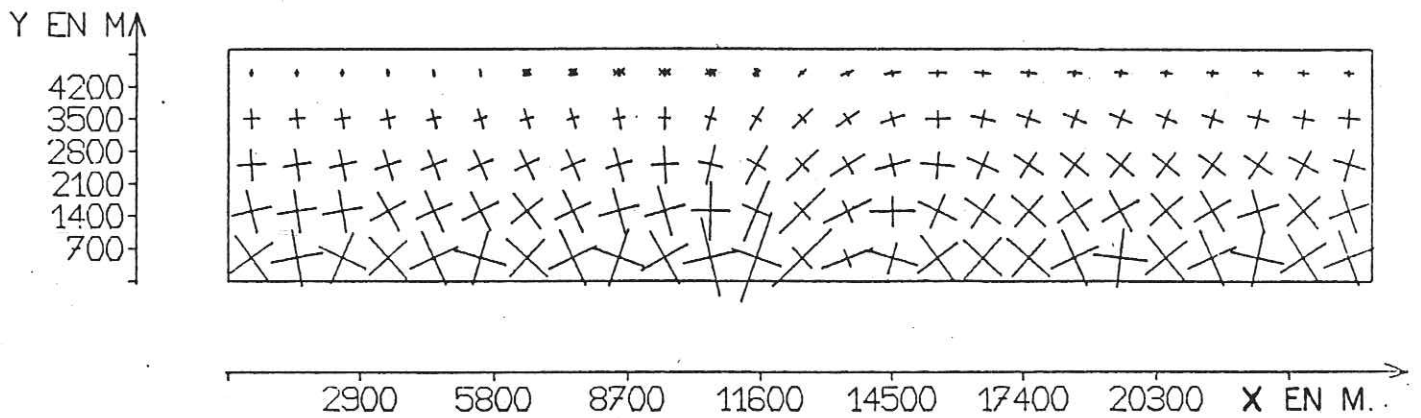
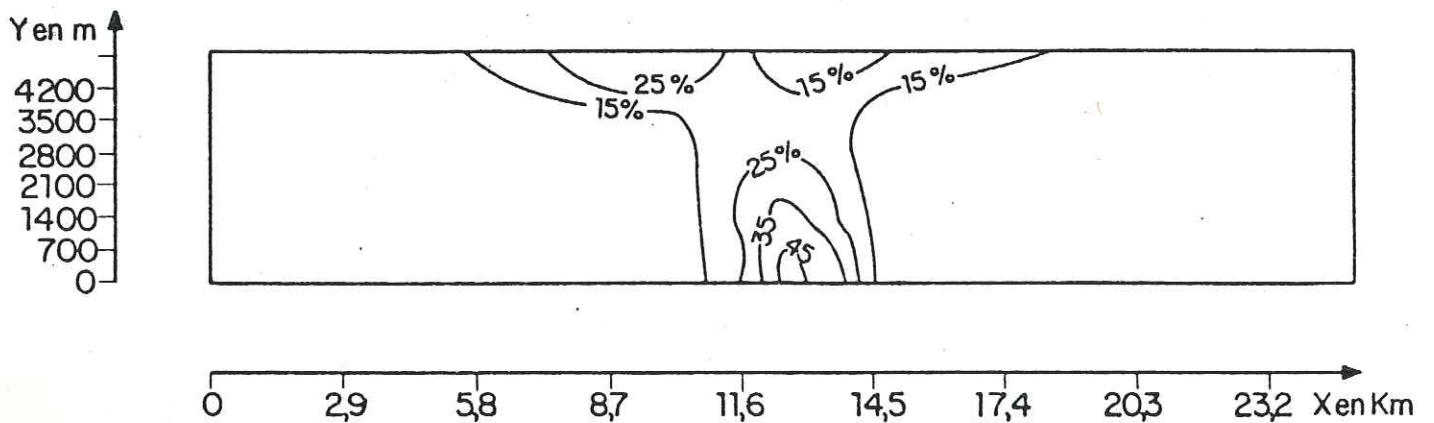


Fig.49. RESULTATS DE TECTO SUR LES DONNEES DE SANFORD
Poinçon en marche d'escalier



Résultats de TECTO sur les données de SANFORD , poinçon en marche d'escalier
(on peut comparer avec la fig. 50 la disposition des zones très sollicitées)

Fig. 51. COURBES D'EGAL RISQUE SELON MOHR-COULOMB (=valeur de $(\sigma_1 - \sigma_3) / (\sigma_1 - \sigma_3)_f$)

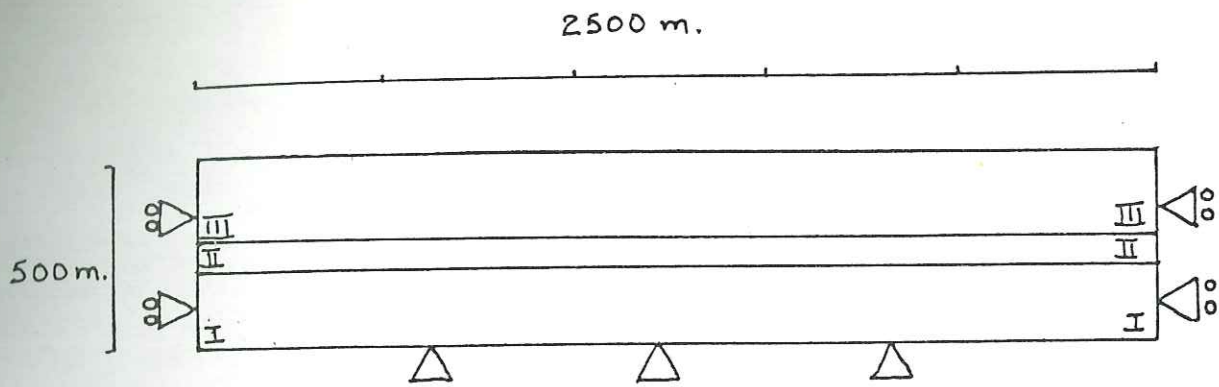


FIG. 52 - CONDITIONS AUX LIMITES INITIALES.

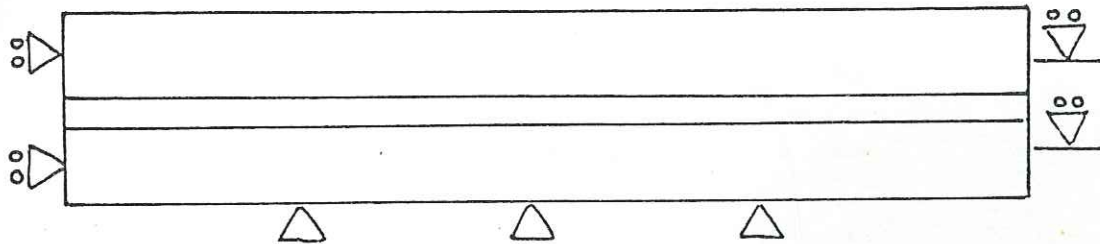


FIG. 53 - CONDITIONS AUX LIMITES NO 1.

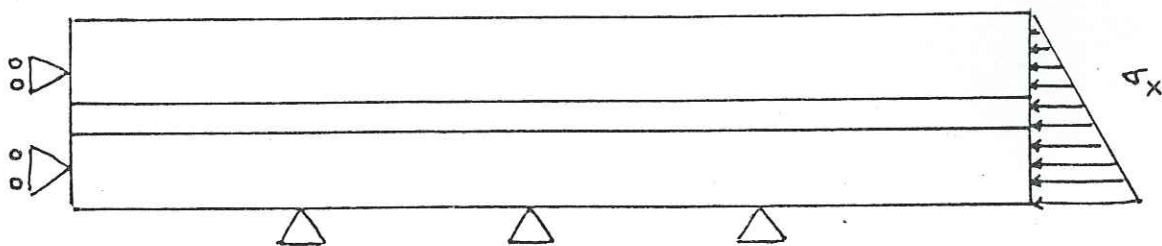


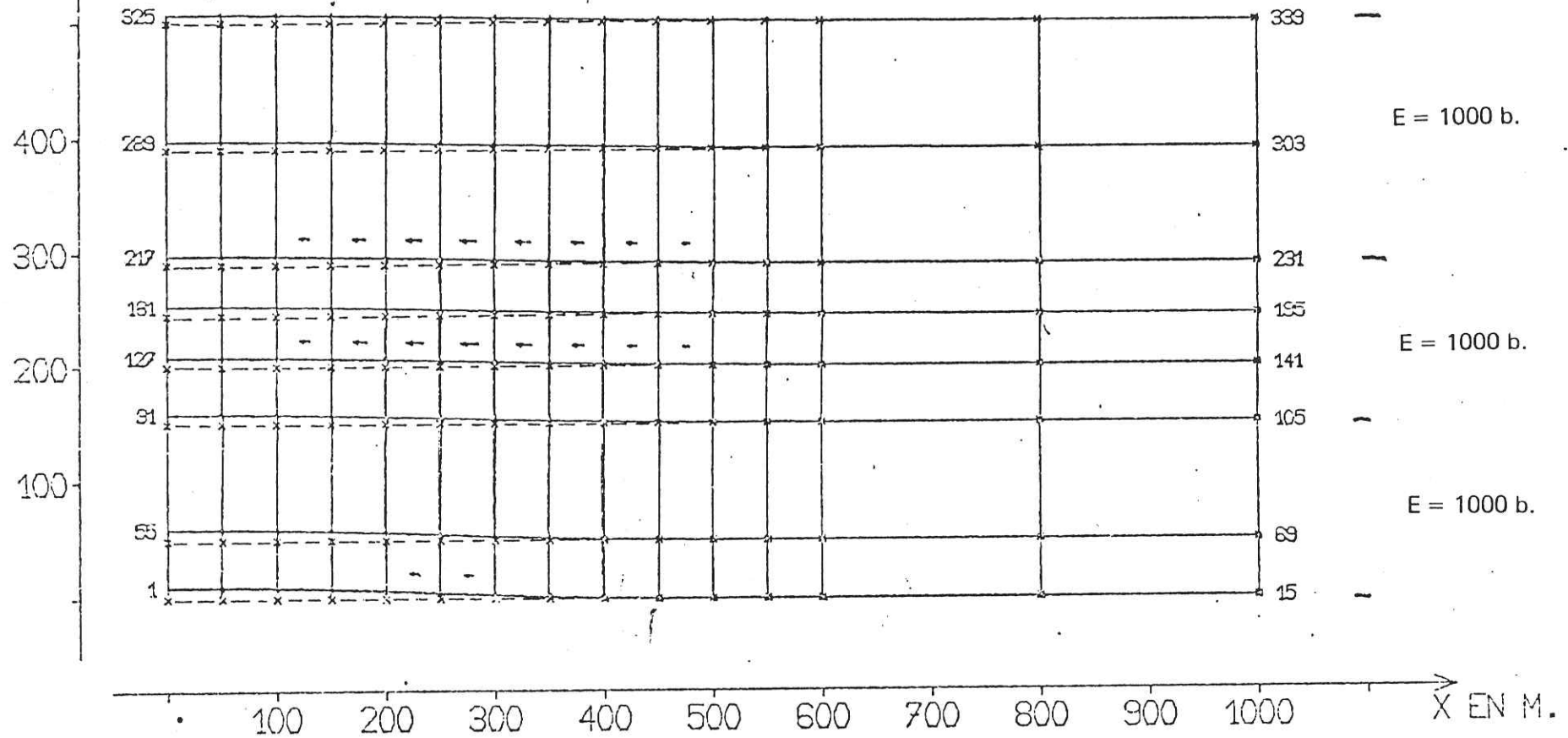
FIG. 54. CONDITIONS AUX LIMITES NO 2..

MAILLAGE DEFORME

CALCUL NO. 11 INCREMENT NO. 1

TRICOUCHE
POINÇON SINUSOÏDAL
COURSE = 10 m.

Y EN MA



N.B. Glissements des joints x 10.

Fig. 55

MAILLAGE DEFORME

CALCUL NO. 11 - INCREMENT NO. 5

TRICOUCHE HOMOGENE ($E = 1000 b$).
POINÇON SINUSOÏDAL, COURSE = 50 m

Y EN MA

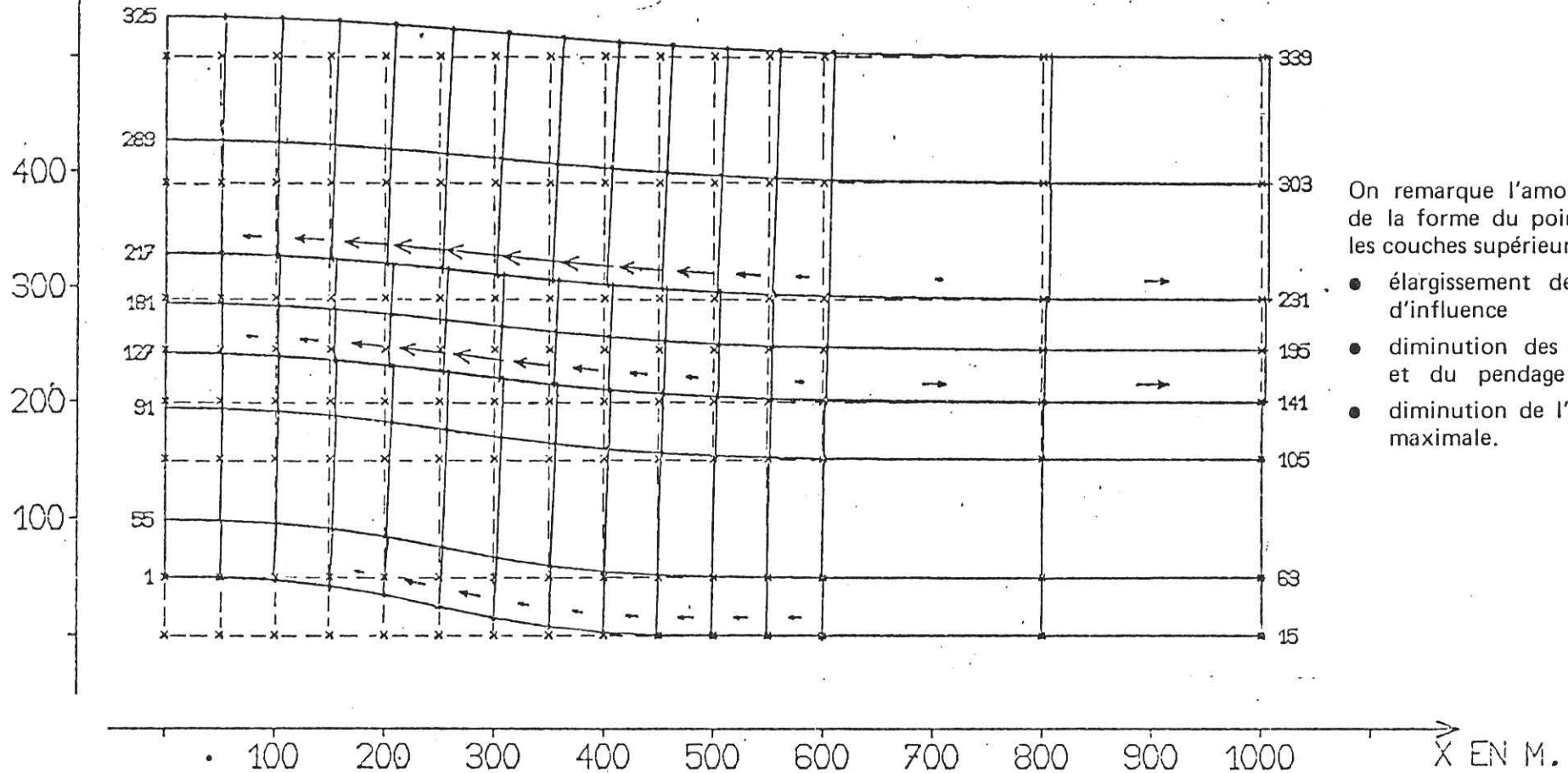


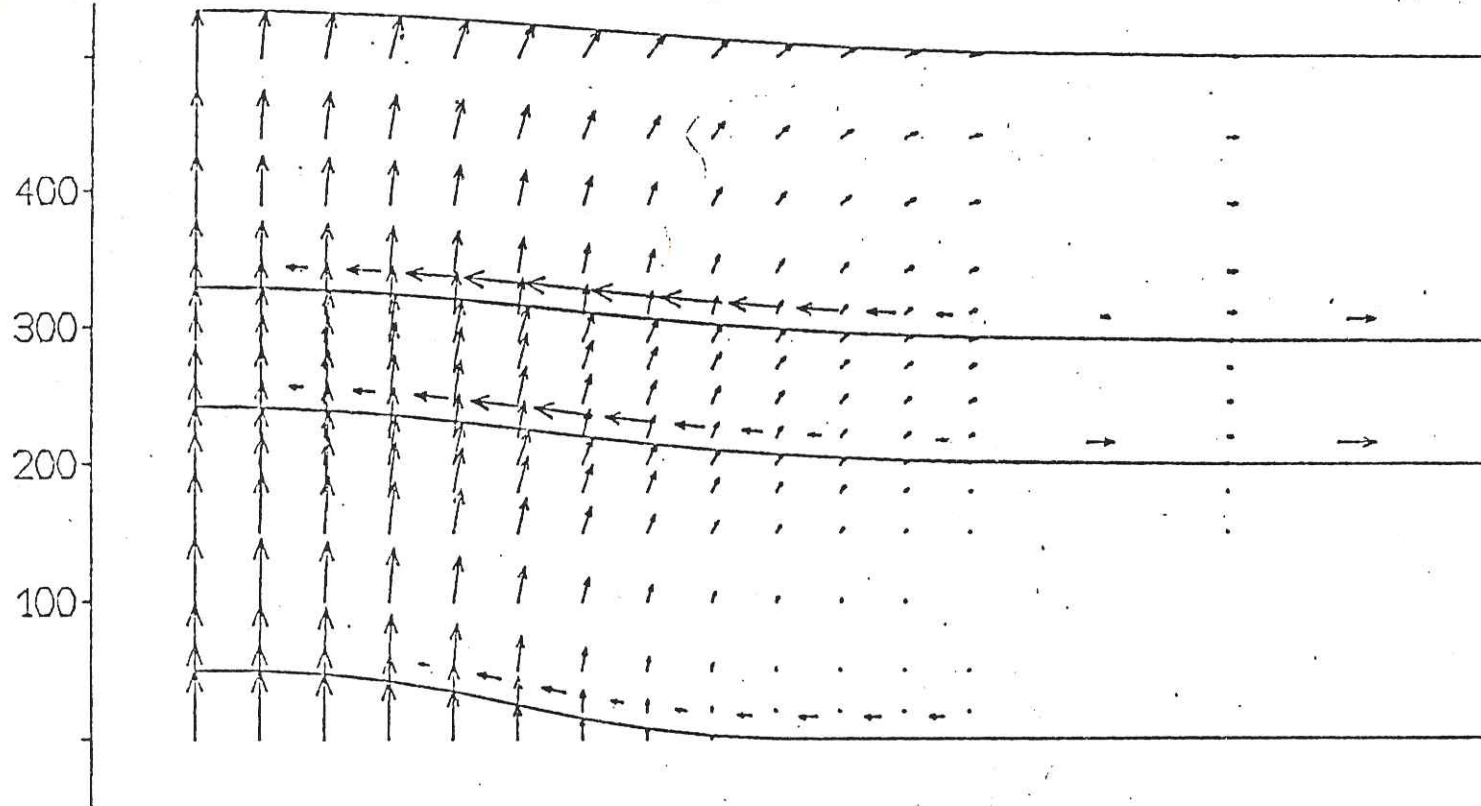
Fig. 56

VECTEURS - DEPLACEMENTS

CALCUL NO. 11 INCREMENT NO. 5

TRICOUCHE HOMOGENE (E = 1000 b.)
COURSE DU POINÇON = 50 m

Y EN MA



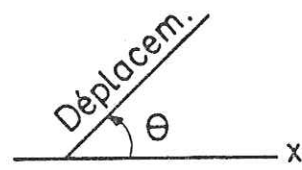
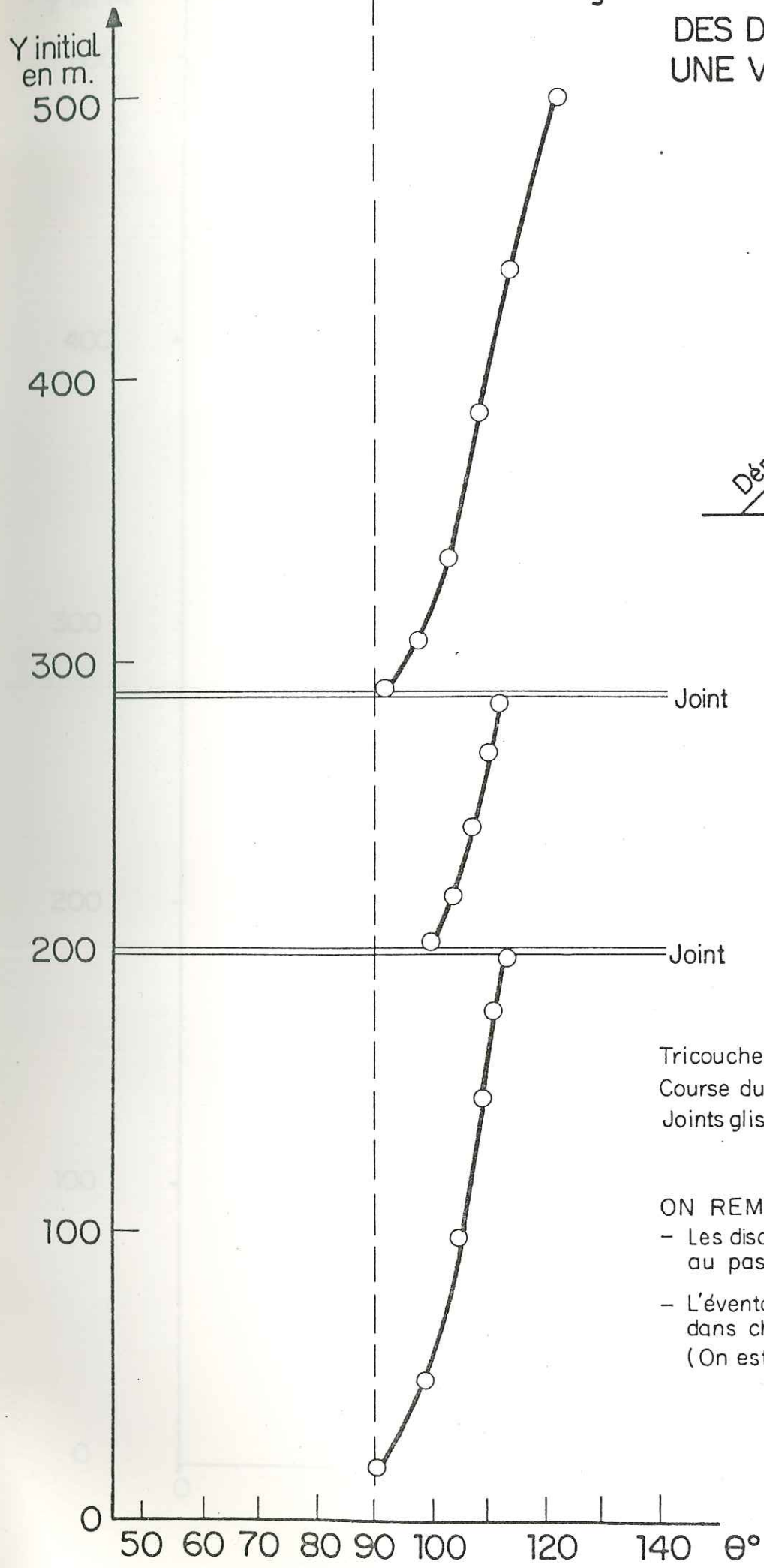
On remarque :

- l'éventail des déplacements,
- des déplacements horizontaux vers $X = 800$ et au-delà,
- le décalage angulaire au passage de lignes de joints.

N.B. Les glissements des joints sont $\times 10$.

Fig. 57

Fig.58 VARIATION DE L'ORIENTATION DES DEPLACEMENTS SUR UNE VERTICALE (x = 300m)



Tricouche homogène ($E = 1000 \text{ b.}$)
 Course du poinçon = 50m (calcul 11)
 Joints glissants

- ON REMARQUE :
- Les discontinuités d'orientation au passage des joints.
 - L'éventail "normal" des déplacements dans chaque couche (On est ici à 300m de l'axe du poinçon)

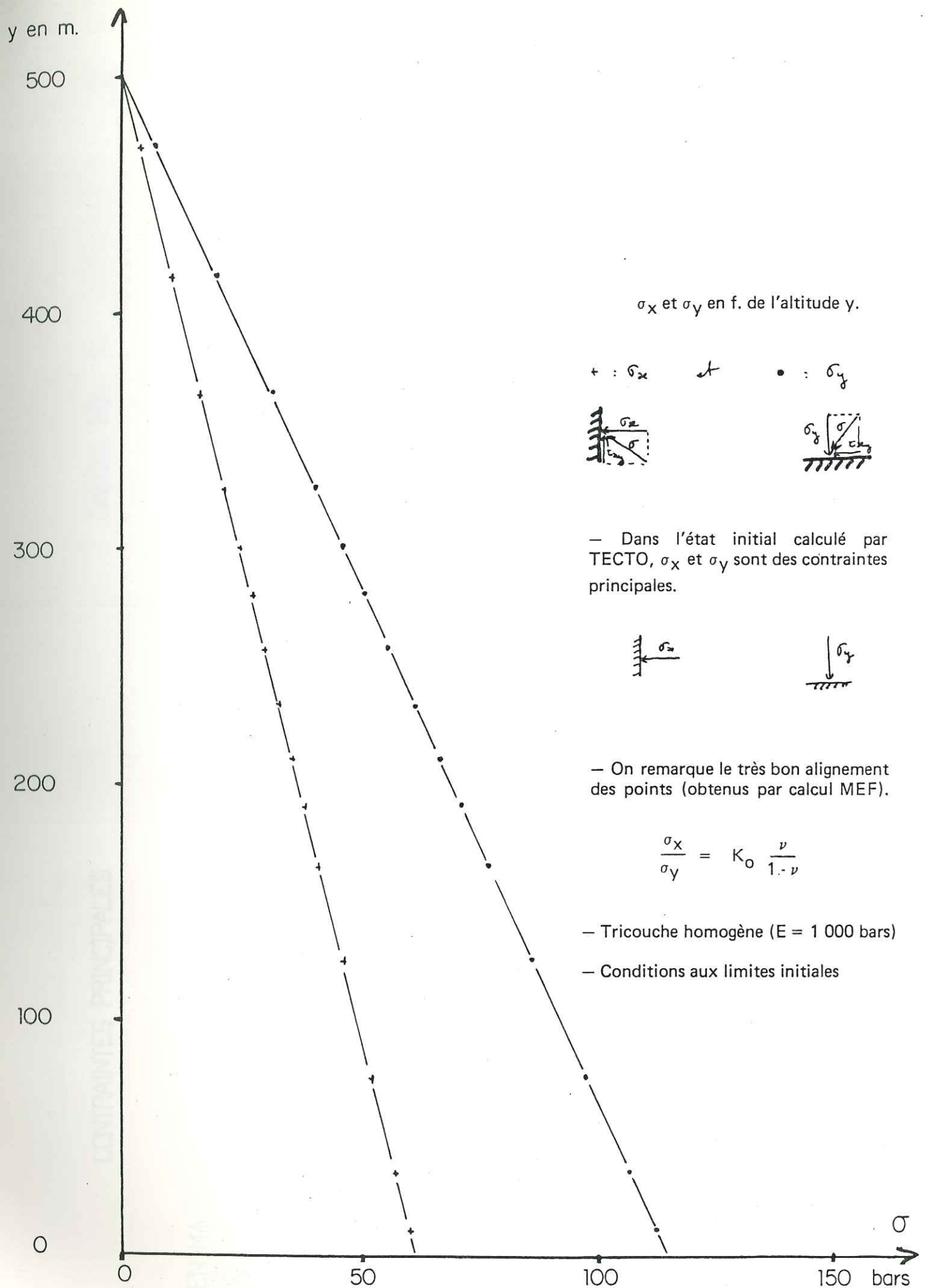


Fig. 59 - 60 ETAT DE CONTRAINTE INITIAL

CONTRAINTES PRINCIPALES

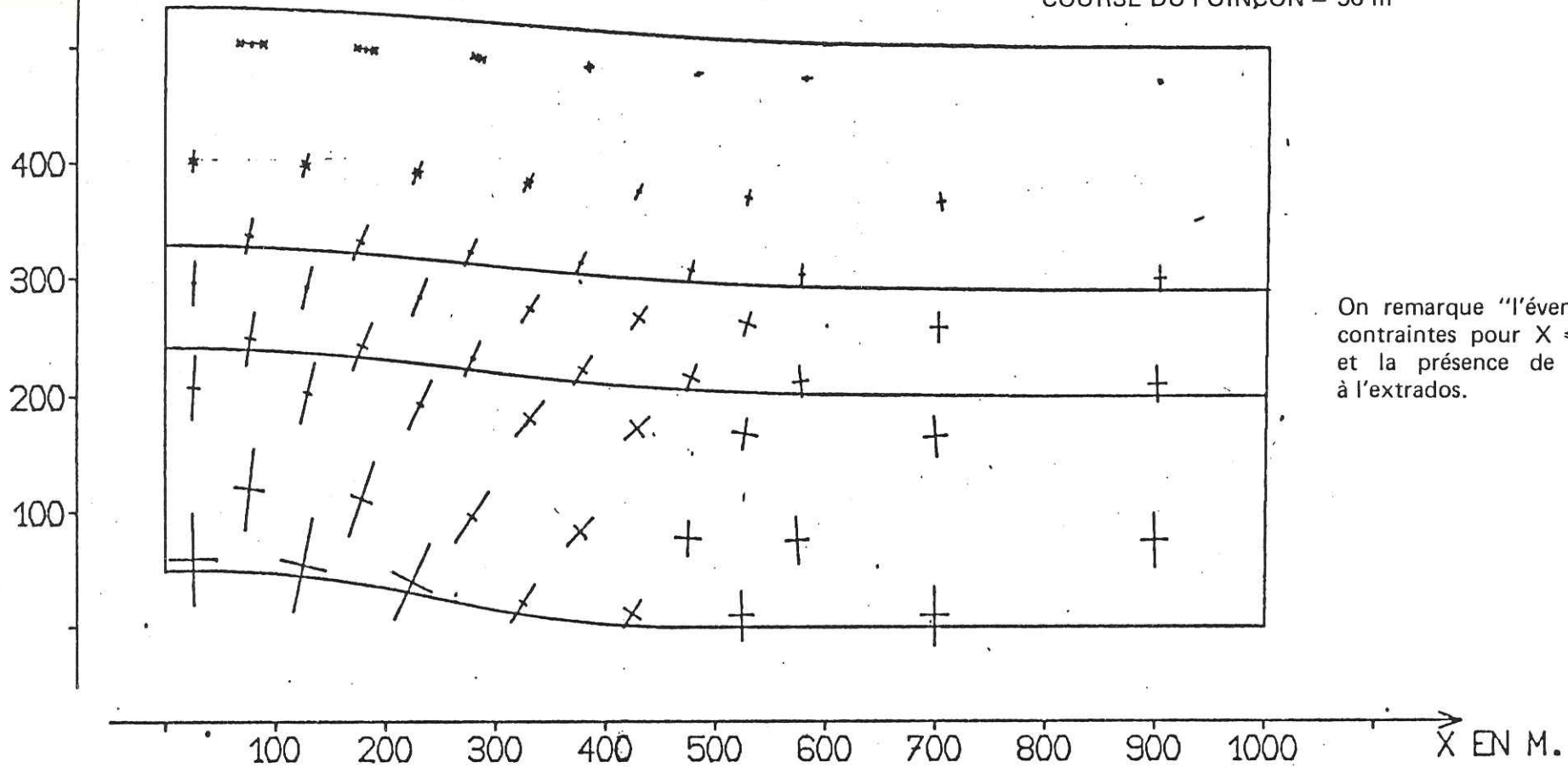
CALCUL NO. 11

INCREMENT NO. 5
ECHELLE DES CONTRAINTES

1000 T/M² = —

TRICOUCHE HOMOGENE (E = 1000 bars)
COURSE DU POINÇON = 50 m

Y EN MA



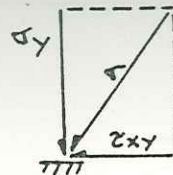
On remarque "l'éventail" des
contraintes pour $X \leq 400$ m
et la présence de tractions
à l'extrados.

Fig. 61

FIG. 62 - COURBES D'EGALE CONTRAINTE VERTICALE.

- TRICOUCHE HOMOGENE - $E = 1000b$.
- COURSE DU POINÇON = 50 m.

NOTA = ON REMARQUE L'EXISTENCE D'UN "PUITS DE CONTRAINTE" AU PIED DU POINÇON, ET DES DISCONTINUITÉS DU CHAMP DE CONTRAINTE AU PASSAGE DES JOINTS.



σ_y = "CONTRAÎNTE VERTICALE"

= COMPOSANTE NORMALE DE LA CONTRAINTE AGISSANT SUR UNE FACETTE HORIZONTALE

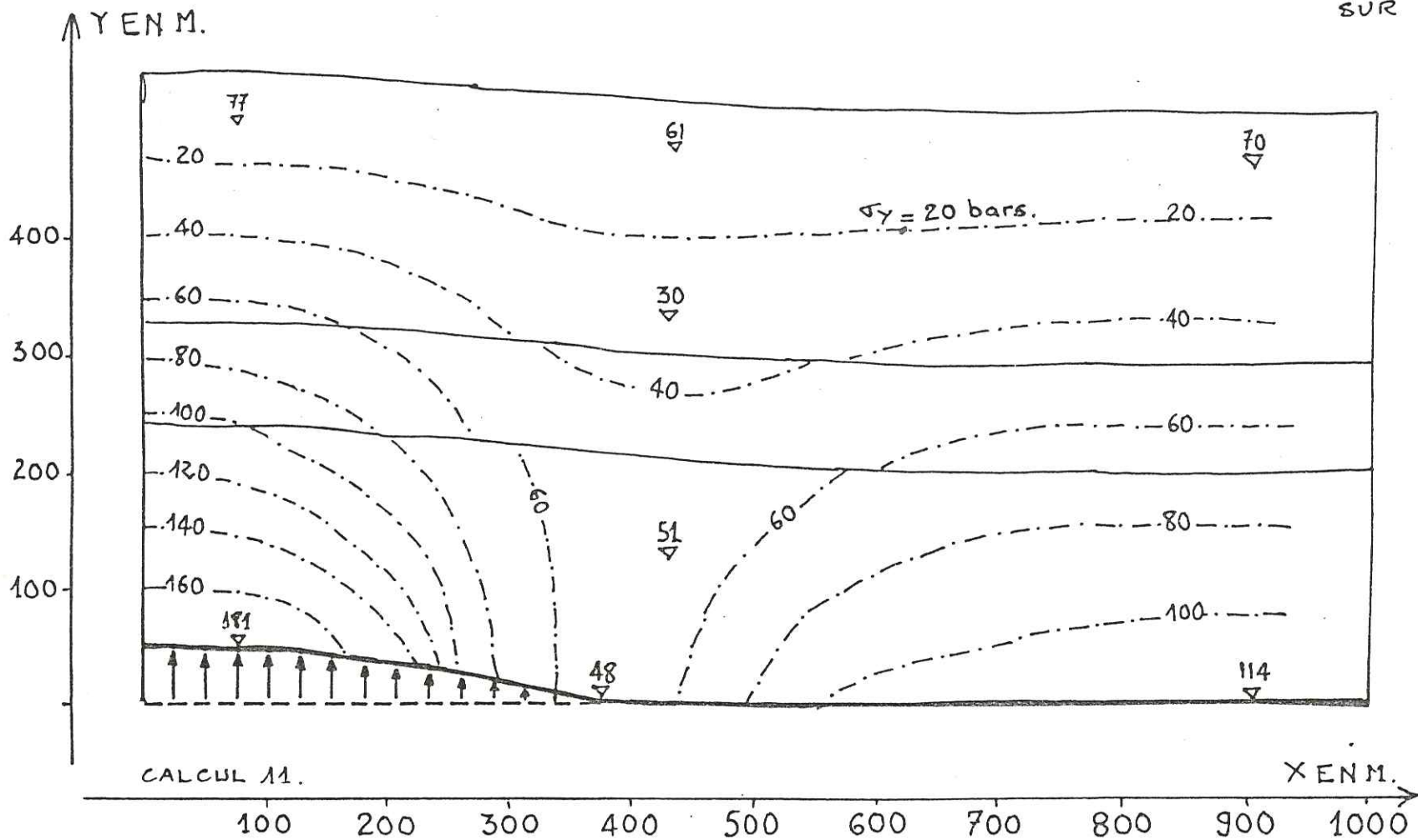
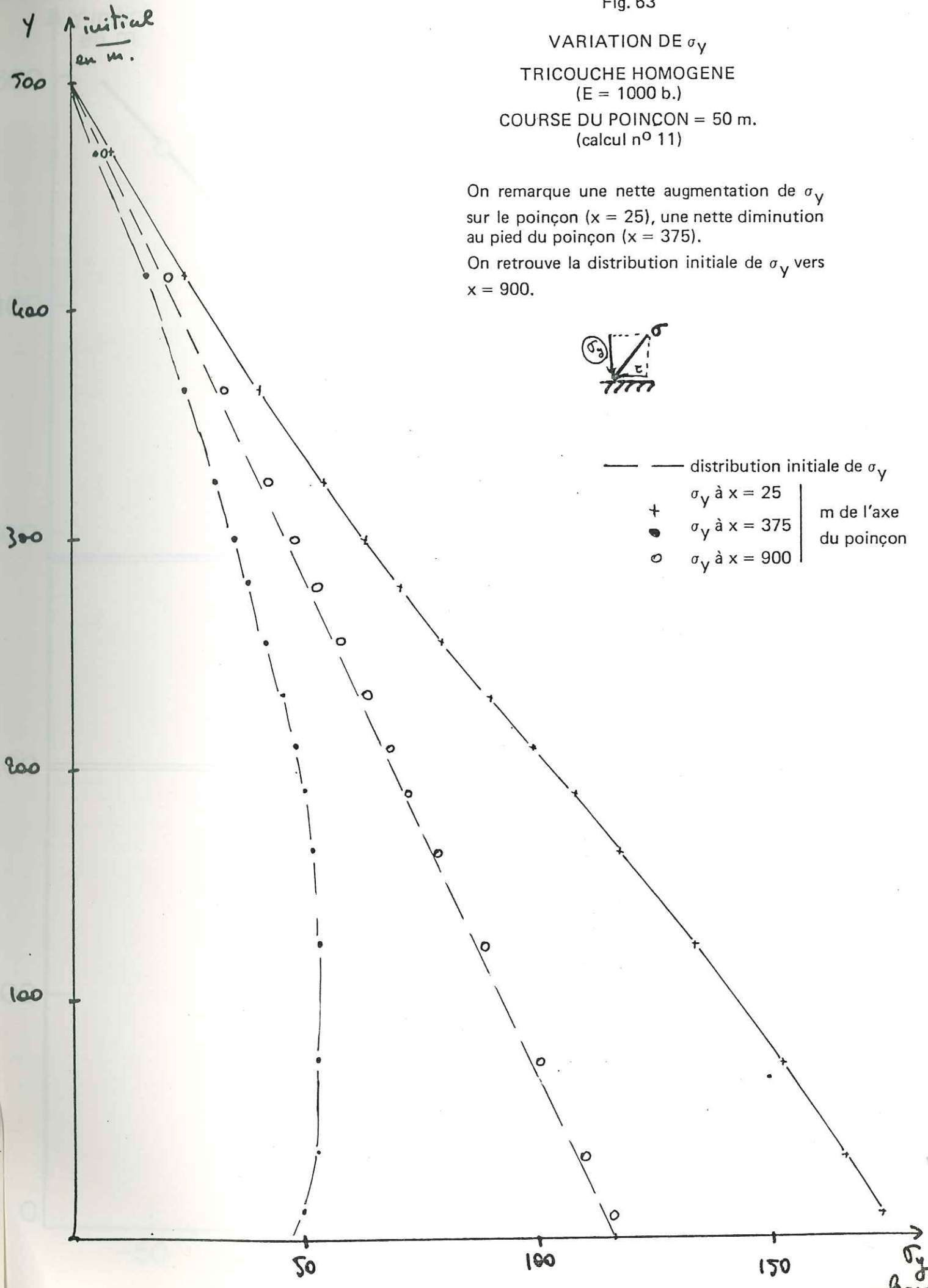
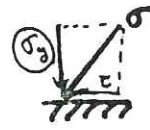


Fig. 63

VARIATION DE σ_y
 TRICOUUCHE HOMOGENE
 ($E = 1000 \text{ b.}$)
 COURSE DU POINÇON = 50 m.
 (calcul n° 11)

On remarque une nette augmentation de σ_y sur le poinçon ($x = 25$), une nette diminution au pied du poinçon ($x = 375$).

On retrouve la distribution initiale de σ_y vers $x = 900$.

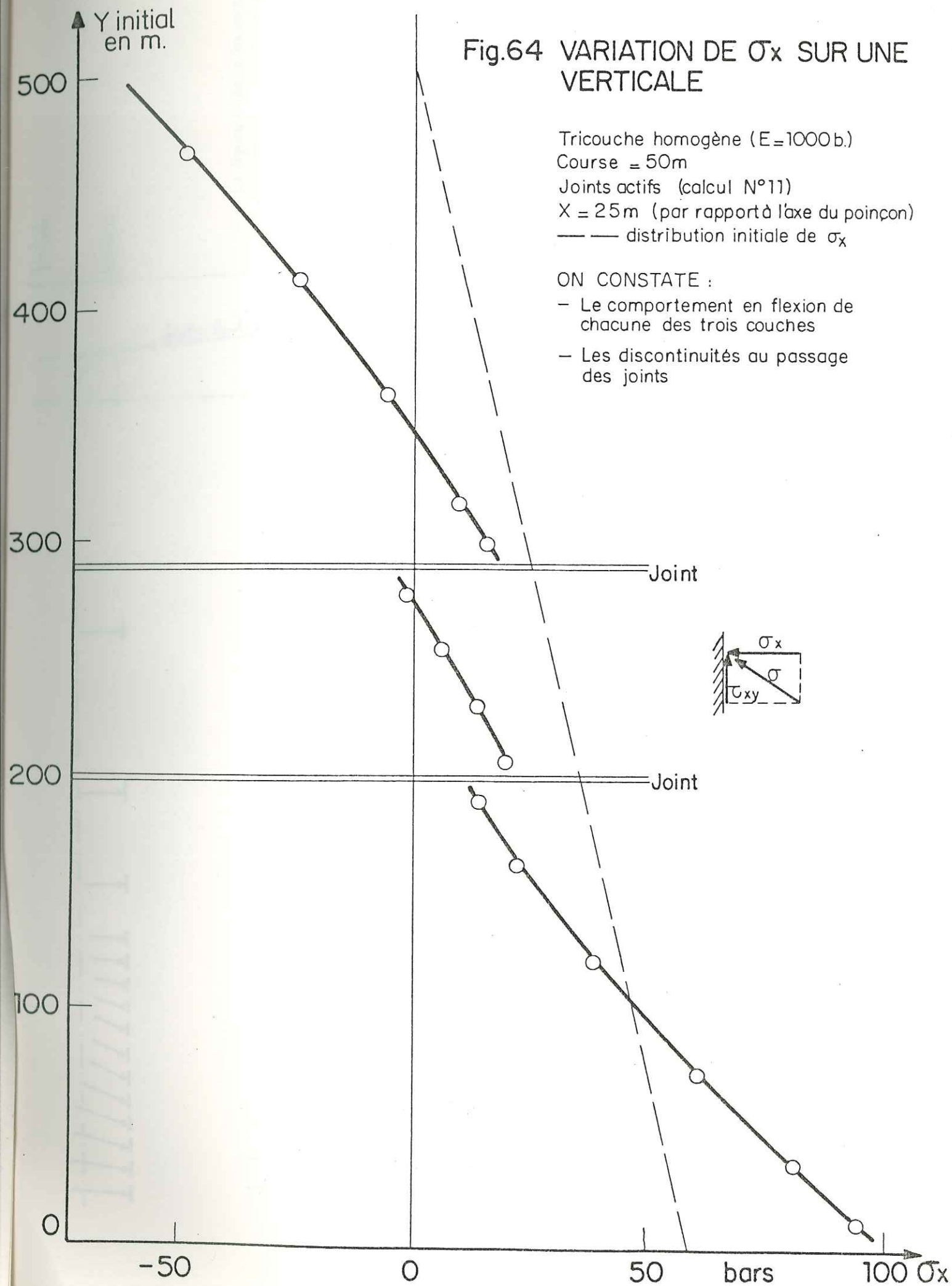


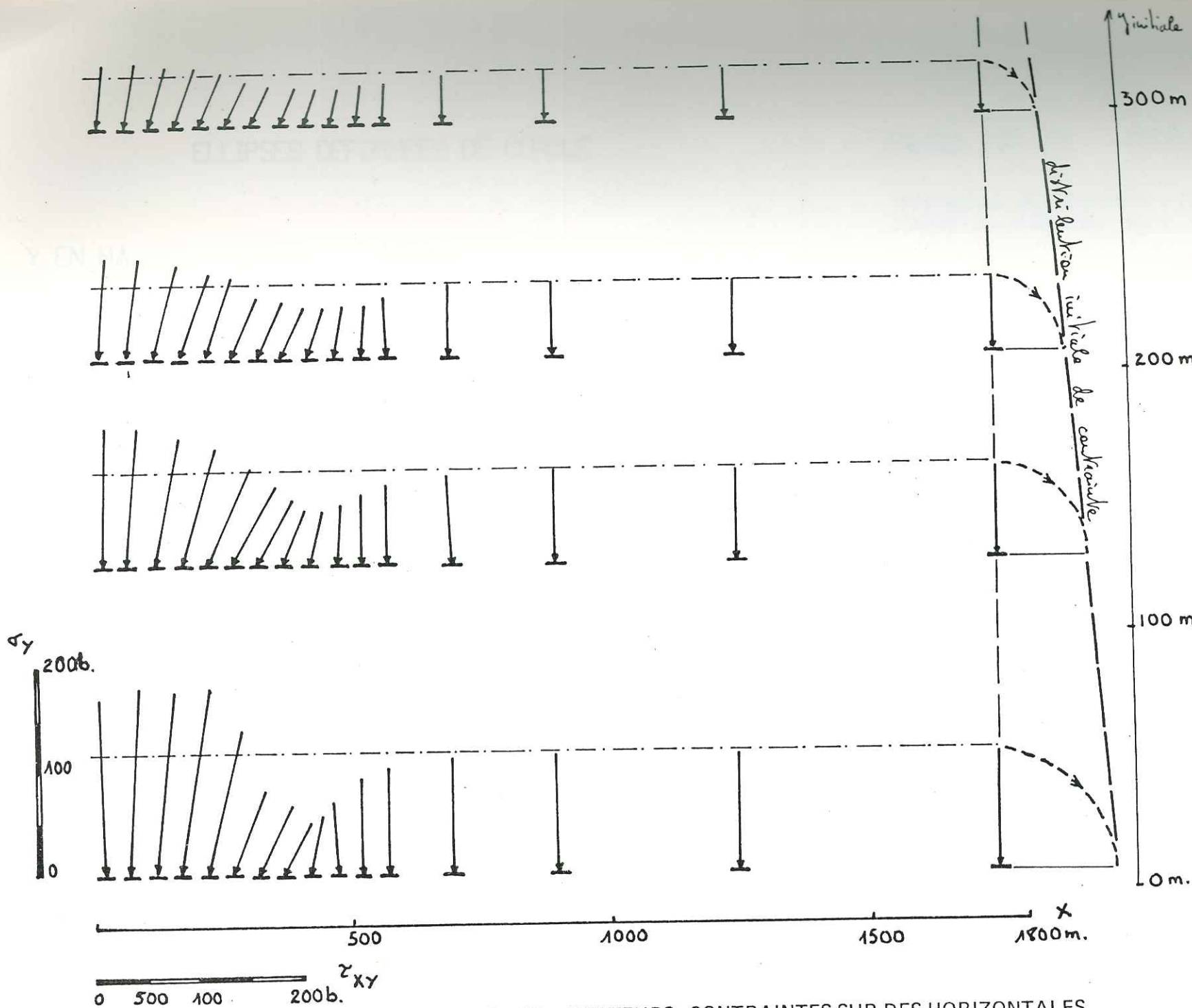
— — — distribution initiale de σ_y
 + σ_y à $x = 25$
 ● σ_y à $x = 375$
 ○ σ_y à $x = 900$ | m de l'axe du poinçon

Fig.64 VARIATION DE σ_x SUR UNE VERTICALE

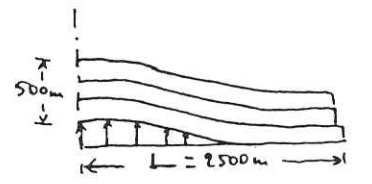
Tricouche homogène ($E=1000b.$)
 Course = 50m
 Joints actifs (calcul N°11)
 X = 25m (par rapport à l'axe du poinçon)
 — — — distribution initiale de σ_x

ON CONSTATE :
 - Le comportement en flexion de chacune des trois couches
 - Les discontinuités au passage des joints





La figure indique les vecteurs - contraintes agissant sur des facettes horizontales dans des couches, initialement horizontales, déformées par un poinçon.



Tricouche homogène
($E = 1\ 000\ b$)
Course du poinçon = 50 m
(calcul 11)

On constate qu'on ne retrouve l'état "géostatique" initial qu'à 800 m de l'axe du poinçon.

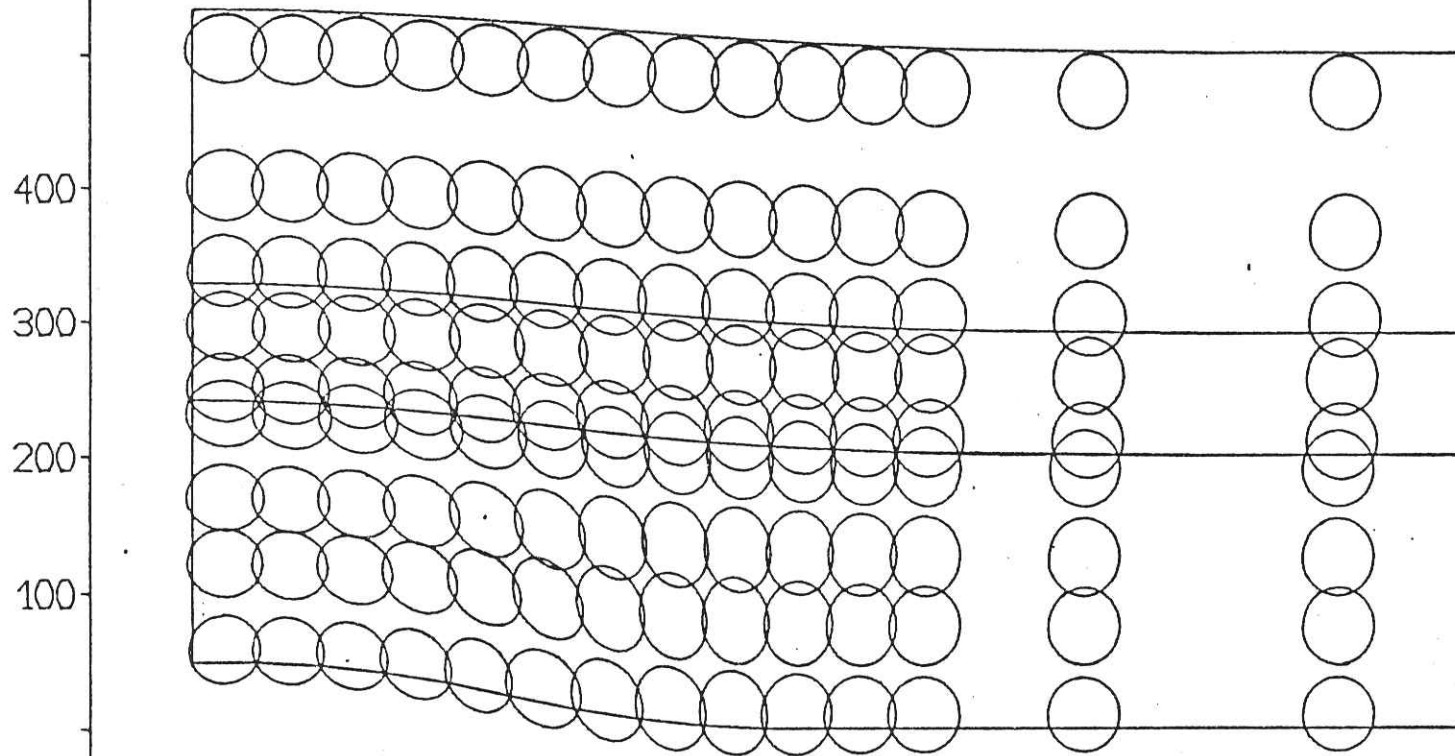
Fig. 65 – VECTEURS-CONSTRAINTES SUR DES HORIZONTALES

ELLIPSES DEFORMEES DE CERCLE

CALCUL NO. 11 INCREMENT NO. 5

TRICOUCHE HOMOGENE (E = 1000 bars)
COURSE DU POINÇON = 50 m

Y EN MM



100 200 300 400 500 600 700 800 900 1000 X EN M.

Fig. 66

MAILLAGE DEFORME

CALCUL NO. 3 INCREMENT NO. 5

TRICOUCHE ; COURSE = 50 m

Y EN MM

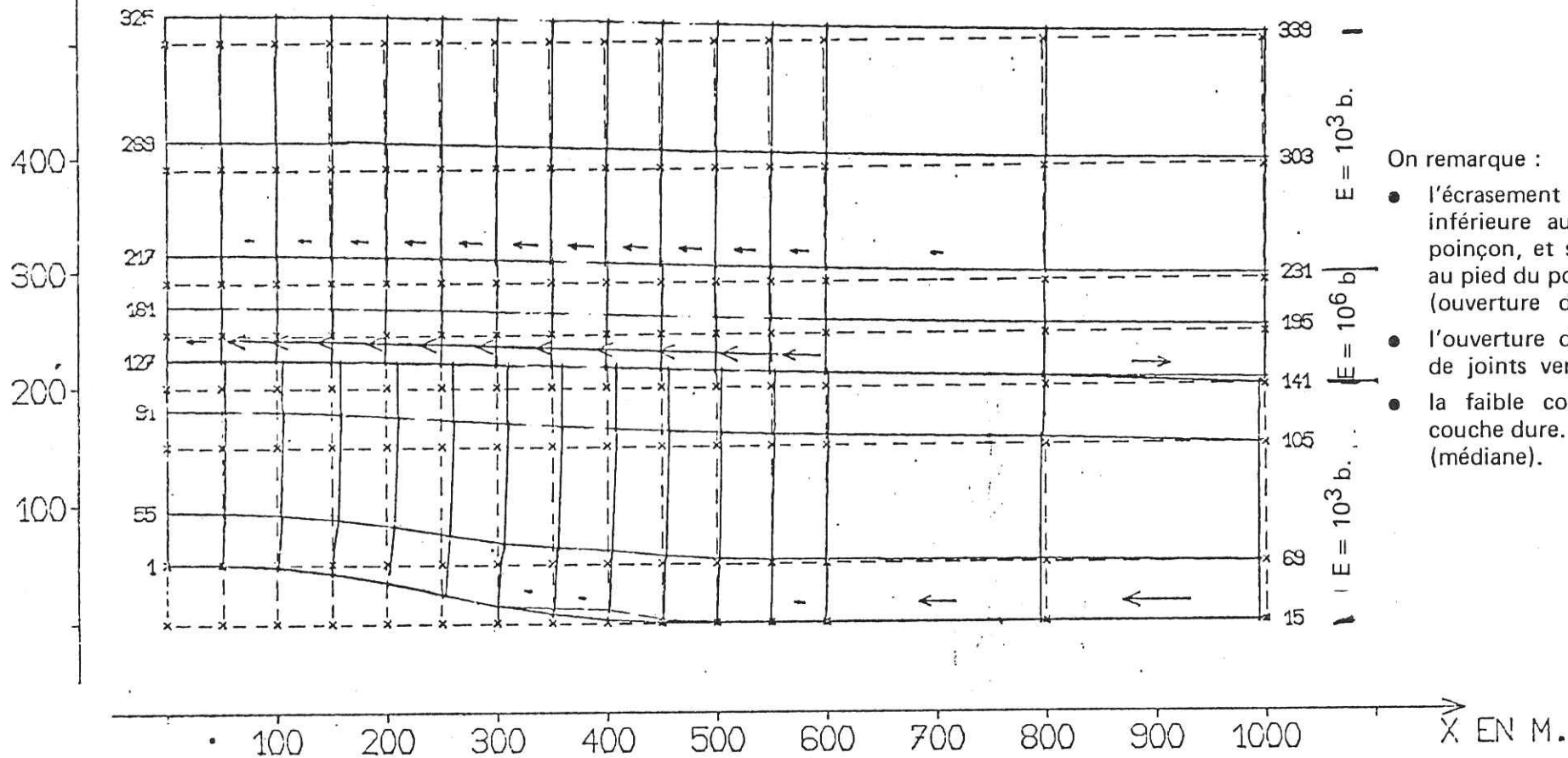


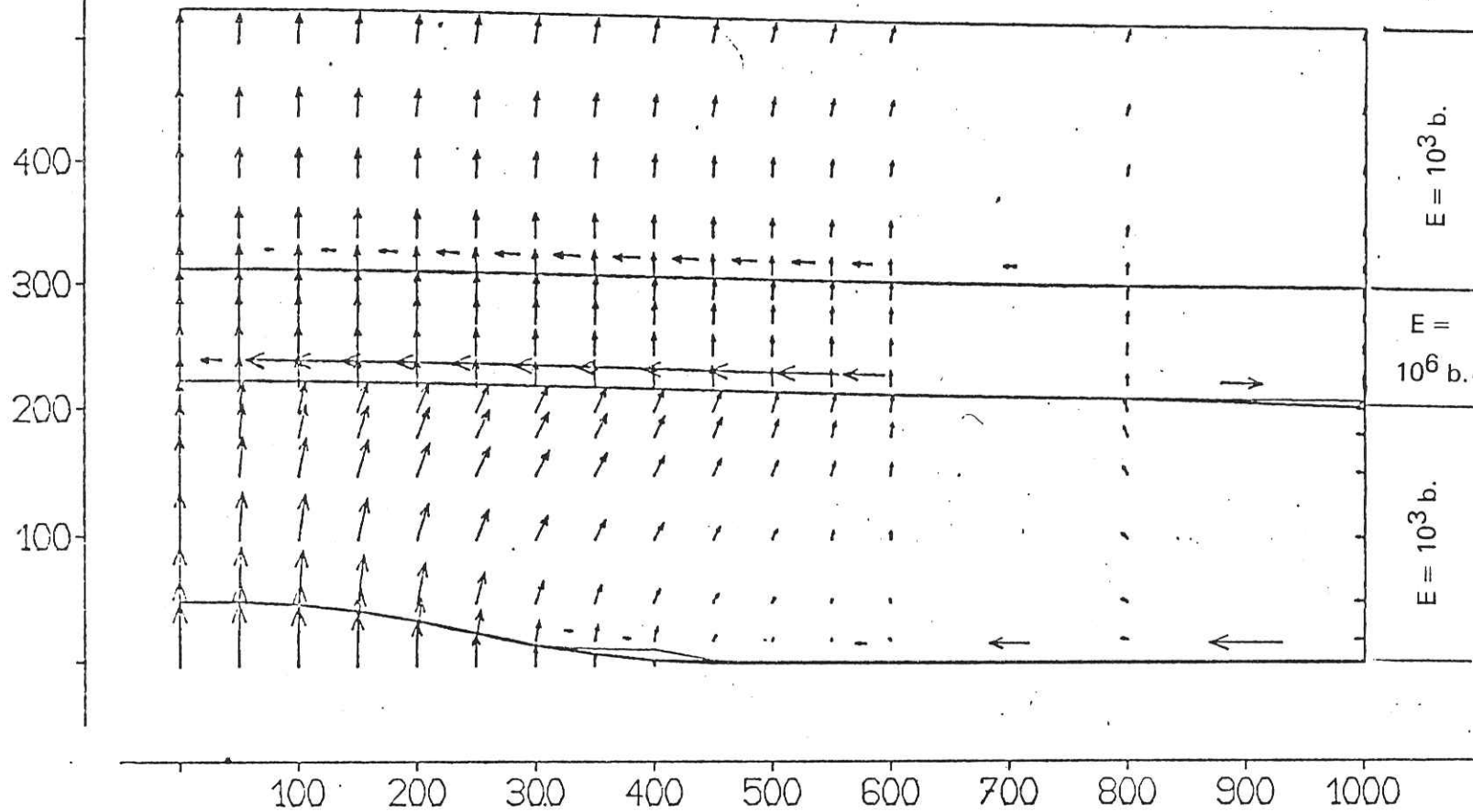
Fig. 67

VECTEURS - DEPLACEMENTS

CALCUL NO. 3 INCREMENT NO. 5

TRICOUCHE, COURSE = 50 m

Y EN M.



On remarque la structure particulière du champ de déplacement dans la couche inférieure :

- éventail normal pour $X < 500$.
- éventail inverse pour $X > 700$.

N.B. Déplacements des joints x 10.

Fig. 68

CONTRAINTES PRINCIPALES

CALCUL NO. 3

INCREMENT NO. 5
ECHELLE DES CONTRAINTES

1000 T/M² = -

TRICOUCHE, COURSE = 50 m

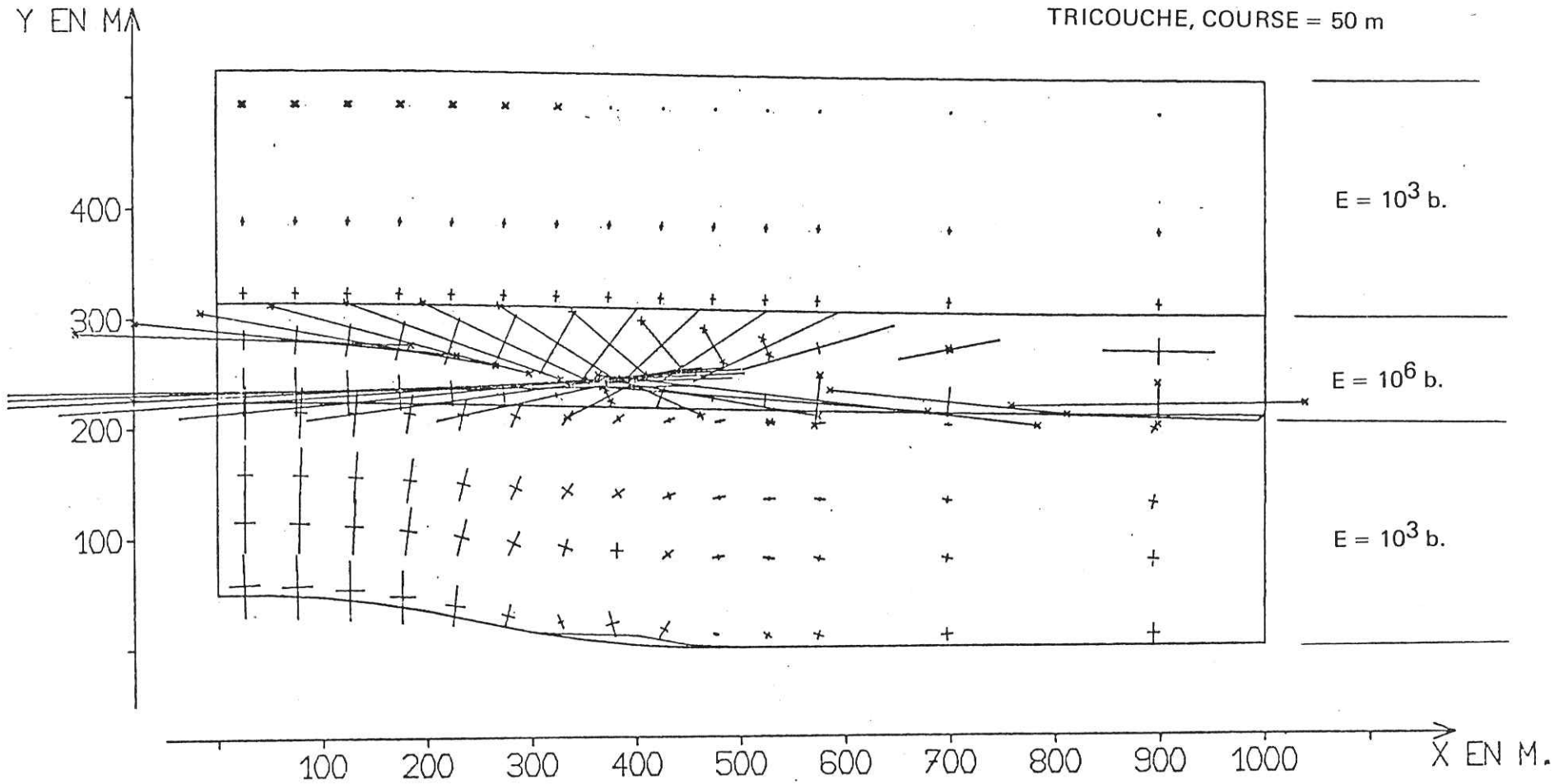


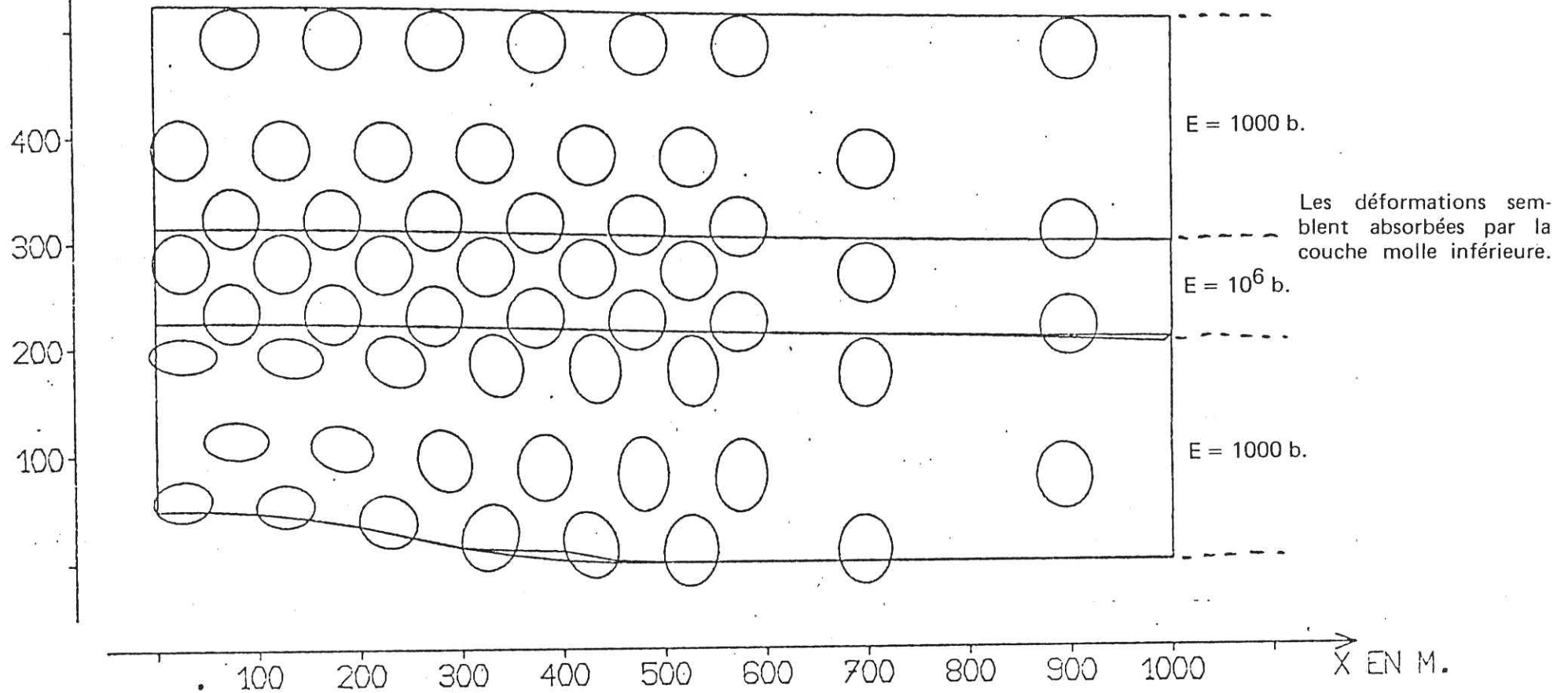
Fig. 69

ELLIPSES DEFORMEES DE CERCLE

CALCUL NO. 3 INCREMENT NO. 5

TRICOUCHE, COURSE DU POINÇON = 50 m

Y EN MA



N.B. Déformation x 3.

Fig. 70

MAILLAGE DEFORME

CALCUL NO. 38 INCREMENT NO. 5

TRICOUCHE - COURSE DU POINÇON = 50 m

Y EN MM

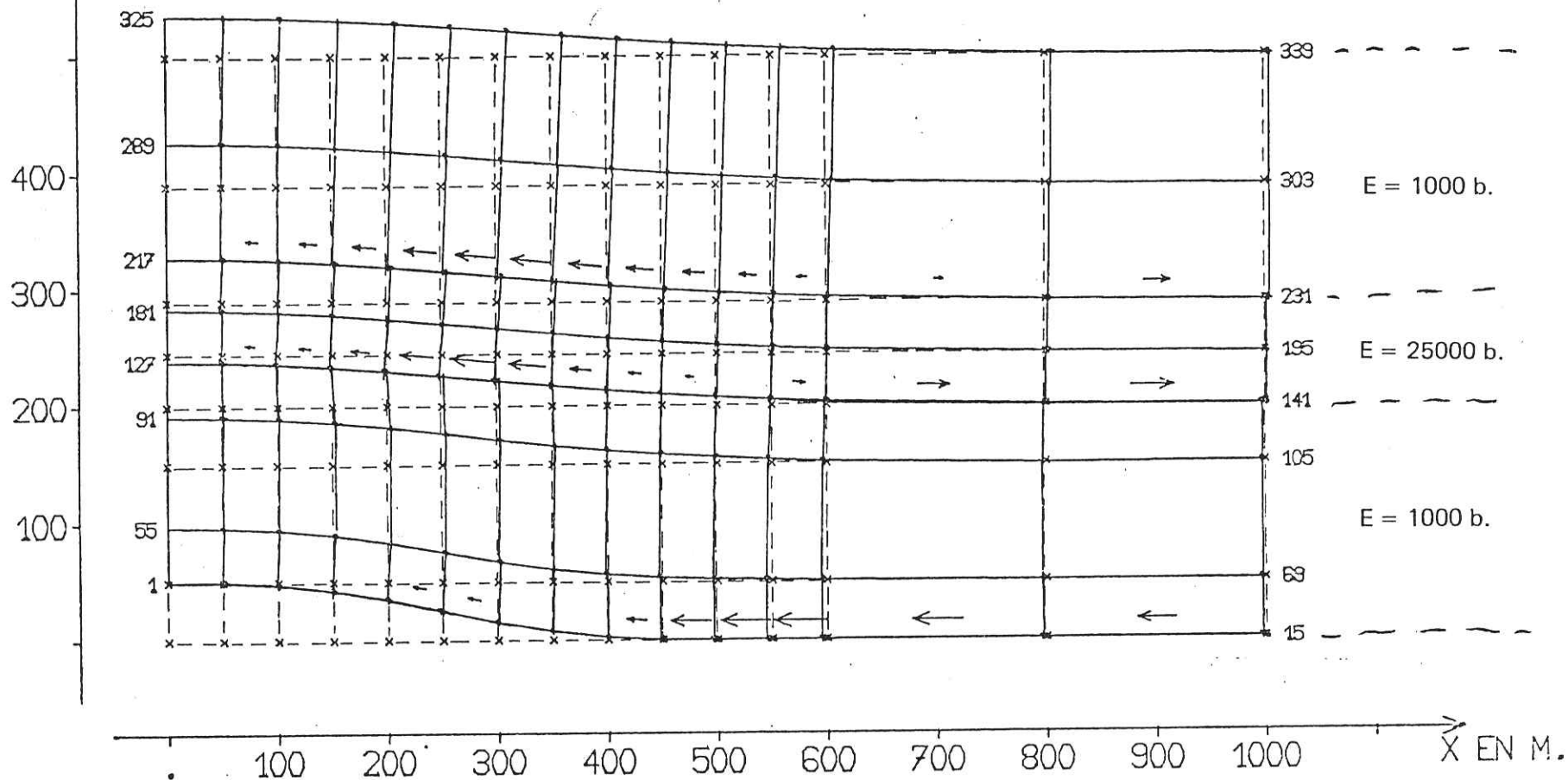
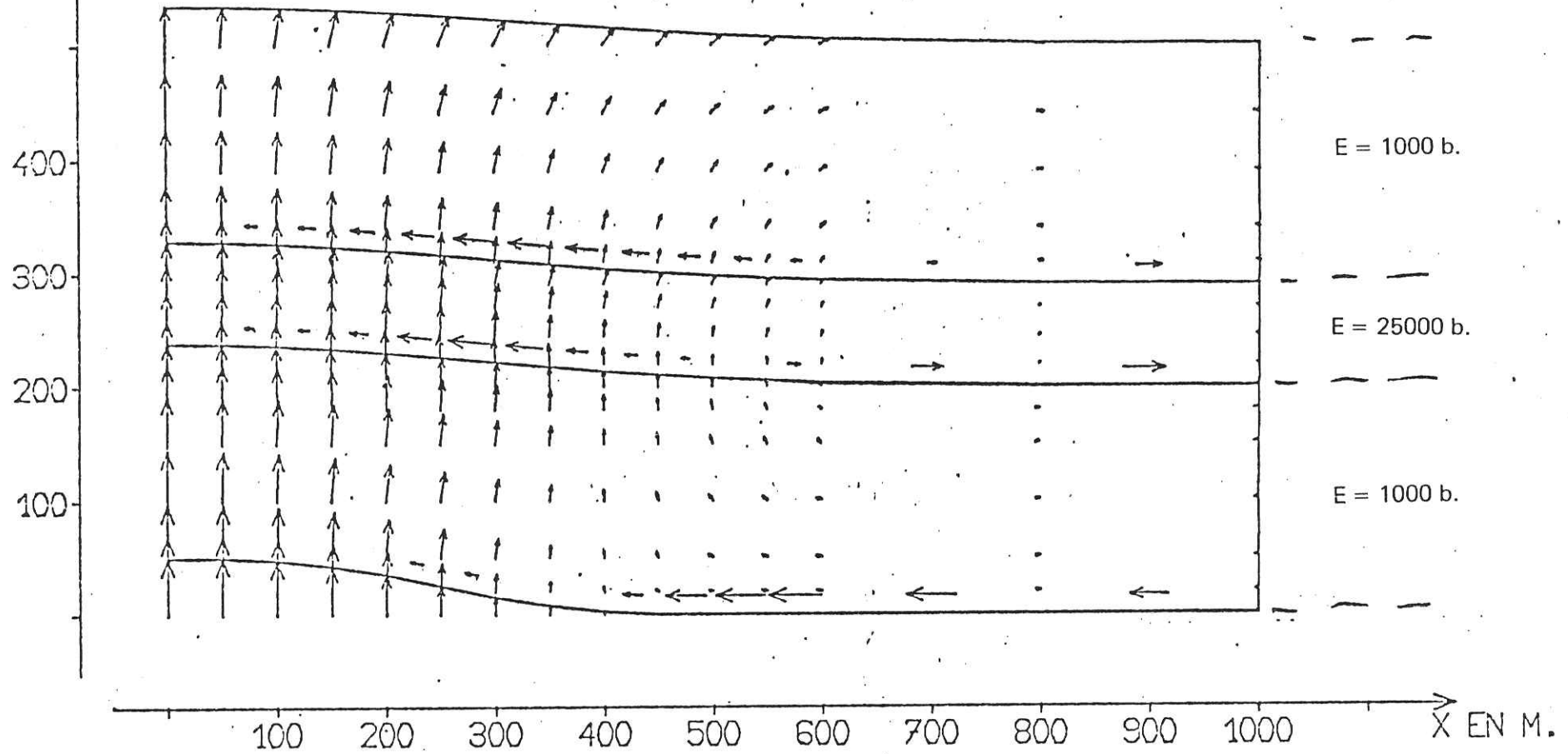


Fig. 71

TRICOUCHE - COURSE DU POINCON = 50 m

Y EN MA



Glissements des joints $\times 10$

- éventail normal puis inverse dans la couche inférieure.
- éventail normal dans les 2 autres couches.
- impression globale de "Tourbillon".

Fig. 72

CONTRAINTES PRINCIPALES

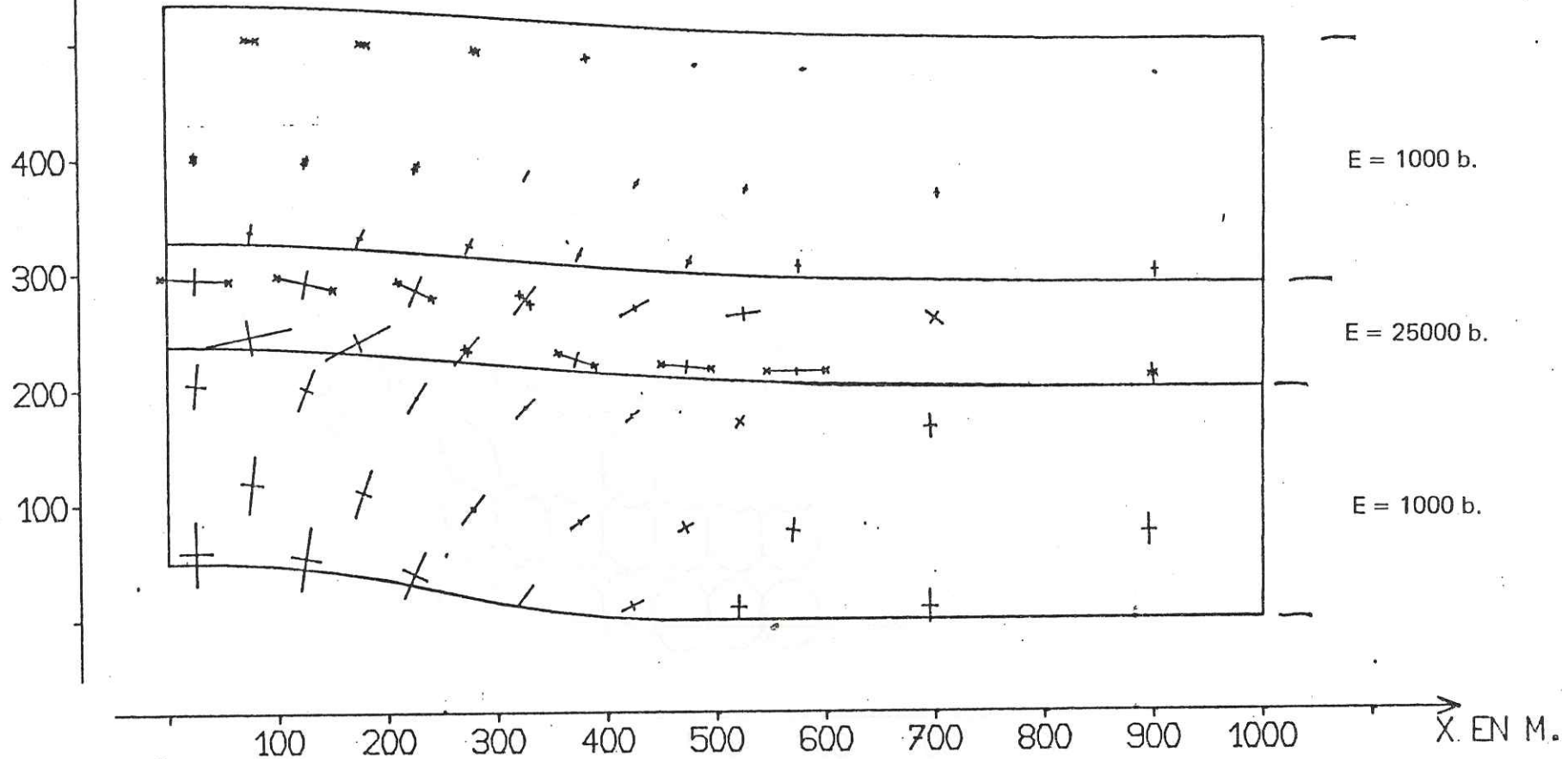
CALCUL NO. 38

INCREMENT NO. 5
ECHELLE DES CONTRAINTES

1000 T/M² = -

TRICOUCHE - COURSE DU POINÇON = 50 m

Y EN MM



Les contraintes sont plus fortes dans la couche médiane
qui a un comportement de poutre en flexion.

Fig. 73

ELLIPSES DEFORMEES DE CERCLE

CALCUL NO. 38 INCREMENT NO. 5

TRICOUCHE - COURSE DU POINÇON = 50 m

Y EN MM

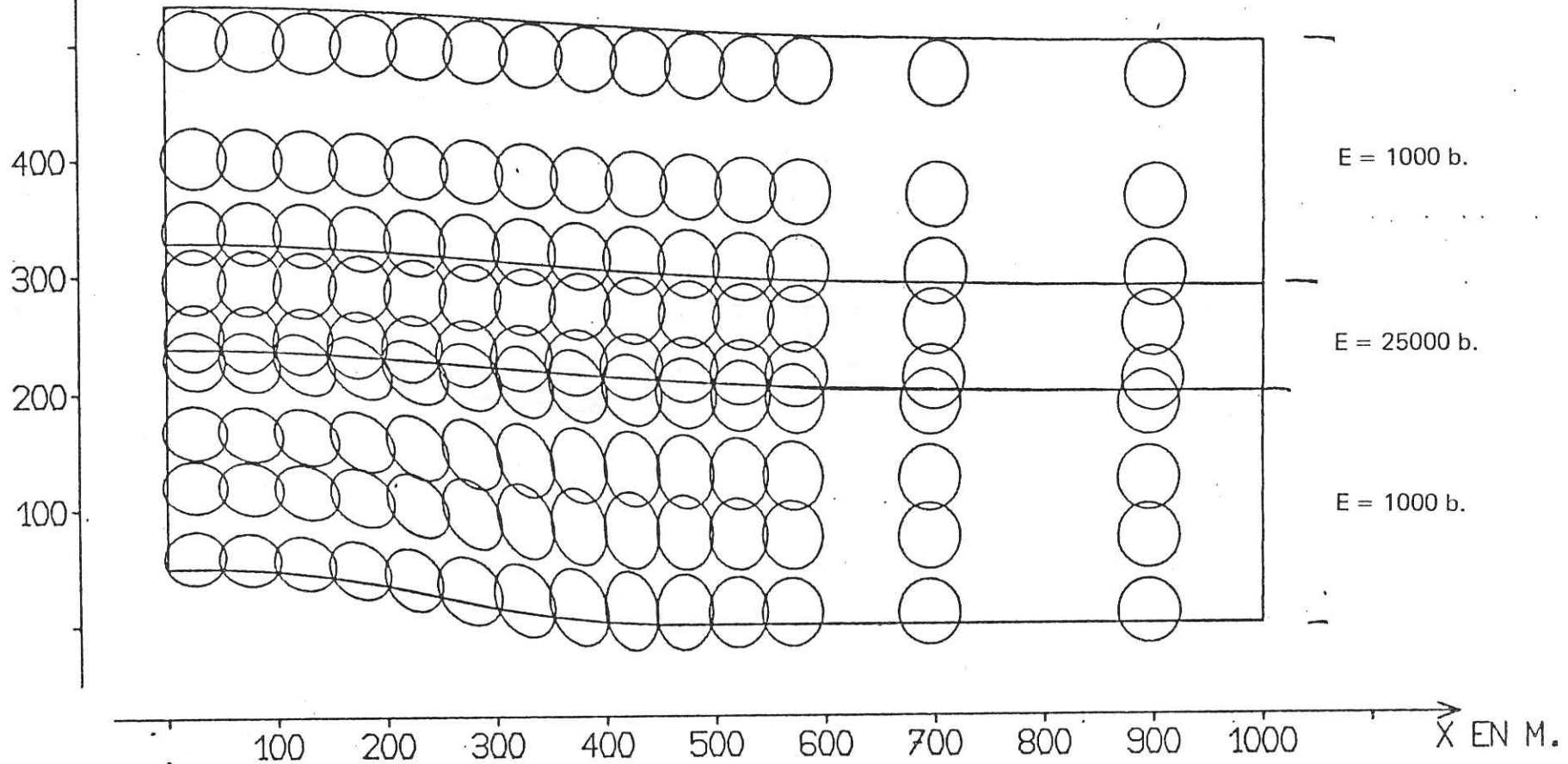


Fig. 74

MAILLAGE DEFORME

CALCUL NO. 40 INCREMENT NO. 5

TRICOUCHE - COURSE = 50 m

Y EN M

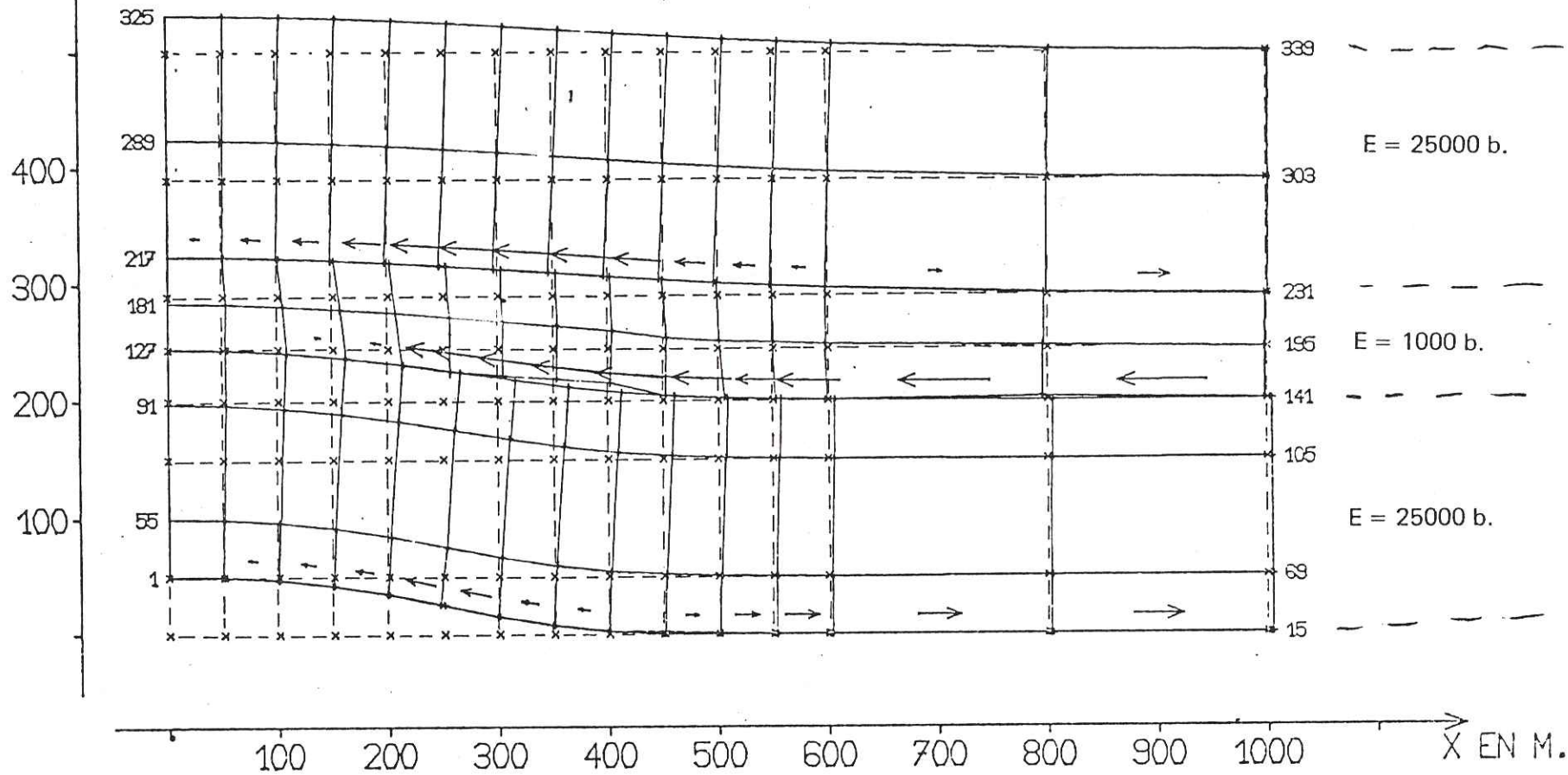
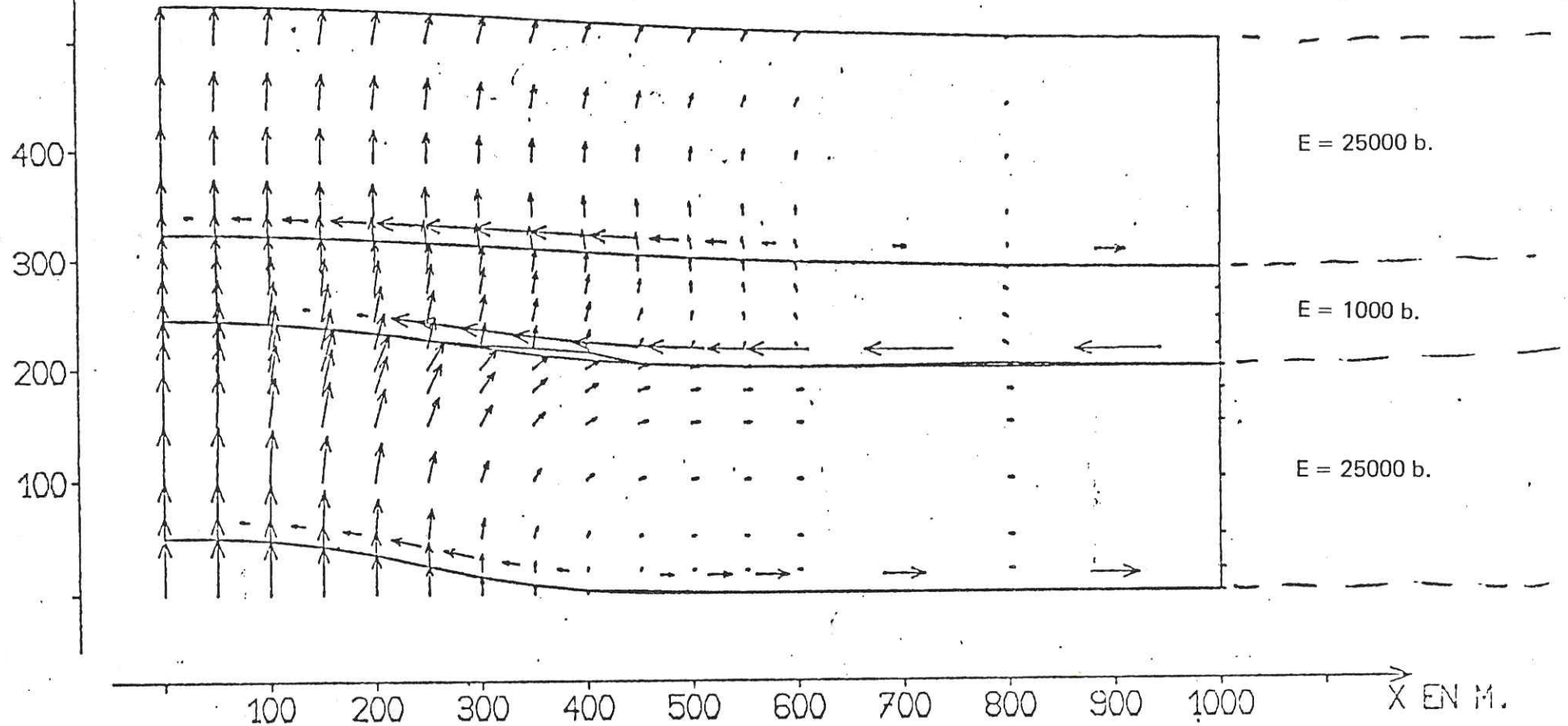


Fig. 75

TRICOUCHE - COURSE DU POINÇON = 50 m

Y EN MA

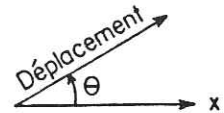
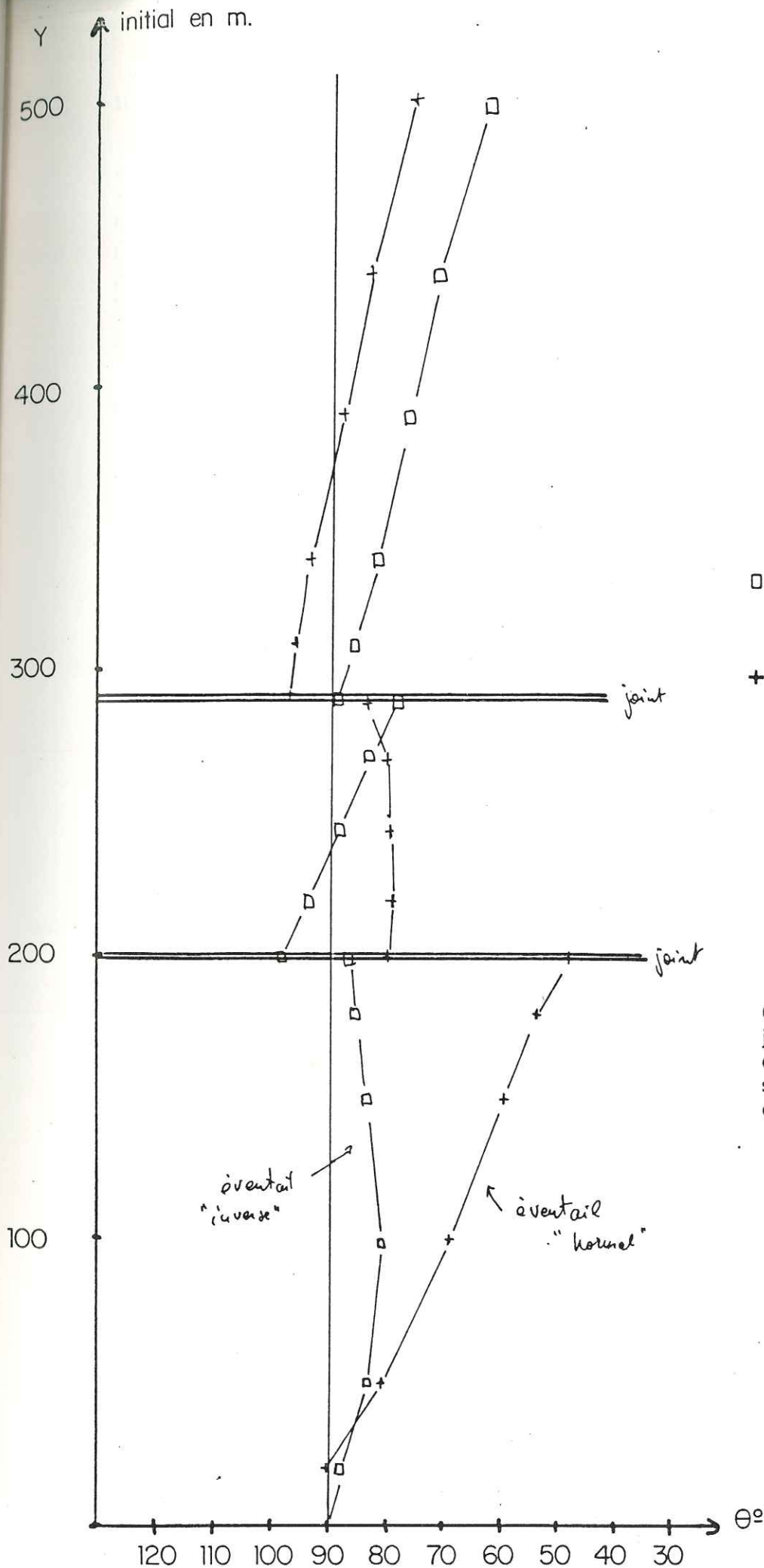


Glissements des joints $\times 10$.

On remarque la disposition particulière des déplacements :

- éventail accentué dans la couche inférieure, tendance à l'éventail inverse dans la couche médiane, et éventail normal dans la couche supérieure.

Fig. 76



- | | |
|------------------|-------------|
| - E = 1000 b. | } calcul 38 |
| □ - E = 25000 b. | |
| - E = 1000 b. | |
| - E = 25000 b. | } calcul 40 |
| + - E = 1000 b. | |
| - E = 25000 b. | |

Pour les 2 calculs :

- joints actifs
- course du poinçon = 50 m.

Mesure sur une verticale à X = 300

Outre les discontinuités au passage des joints, on constate, dans les deux calculs, une structure en "éventail inverse" dans une couche molle surmontée d'une couche dure.

Fig. 77

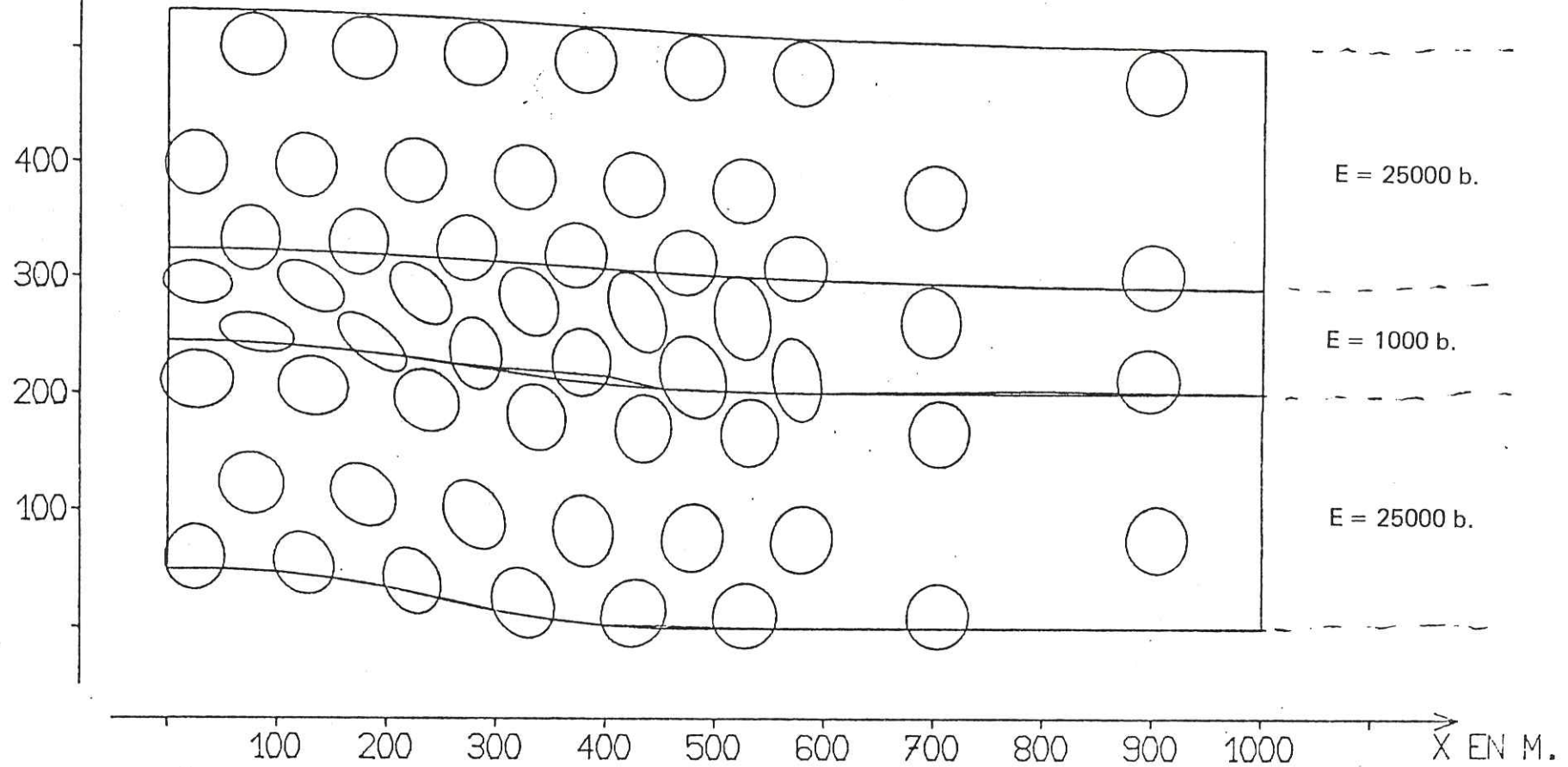
EVOLUTION DE L'ORIENTATION
DES DEPLACEMENTS DANS UN
TRICOUCHE NON - HOMOGENE

ELLIPSES DEFORMEES DE CERCLE

CALCUL NO. 40 INCREMENT NO. 3

TRICOUCHE - COURSE DU POINÇON = 50 m

Y EN MM



Déformations x 3

Fig. 78

Tricouche Homogène (E = 1000 bars)
 Course du poinçon = 50 m

- + Calcul n° 5 (joints bloqués)
- Calcul n° 11 (joints glissants)

— distribution initiale des contraintes



X = 25 m

Le blocage des joints augmente l'effet du poinçonnement c'est-à-dire l'augmentation de σ_y par rapport à la distribution initiale.

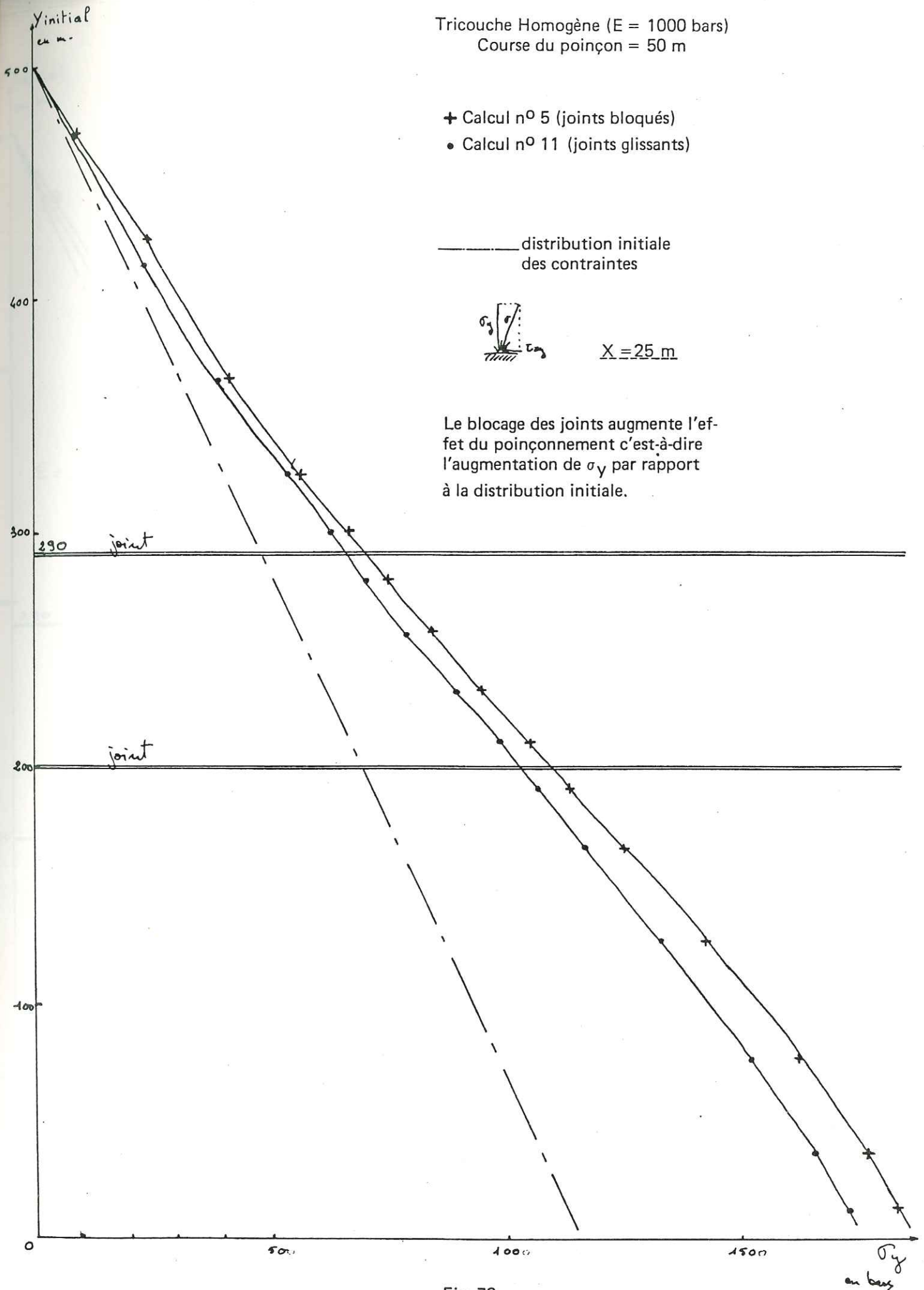


Fig. 79

INFLUENCE DU BLOCAGE DES JOINTS SUR LES CONTRAINTES

Fig. 80

INFLUENCE DU BLOCAGE DES JOINTS SUR LES CONTRAINTES

TRICOUCHE à COUCHE MEDIATE RAIDE
COURSE DU POINÇON = 50m

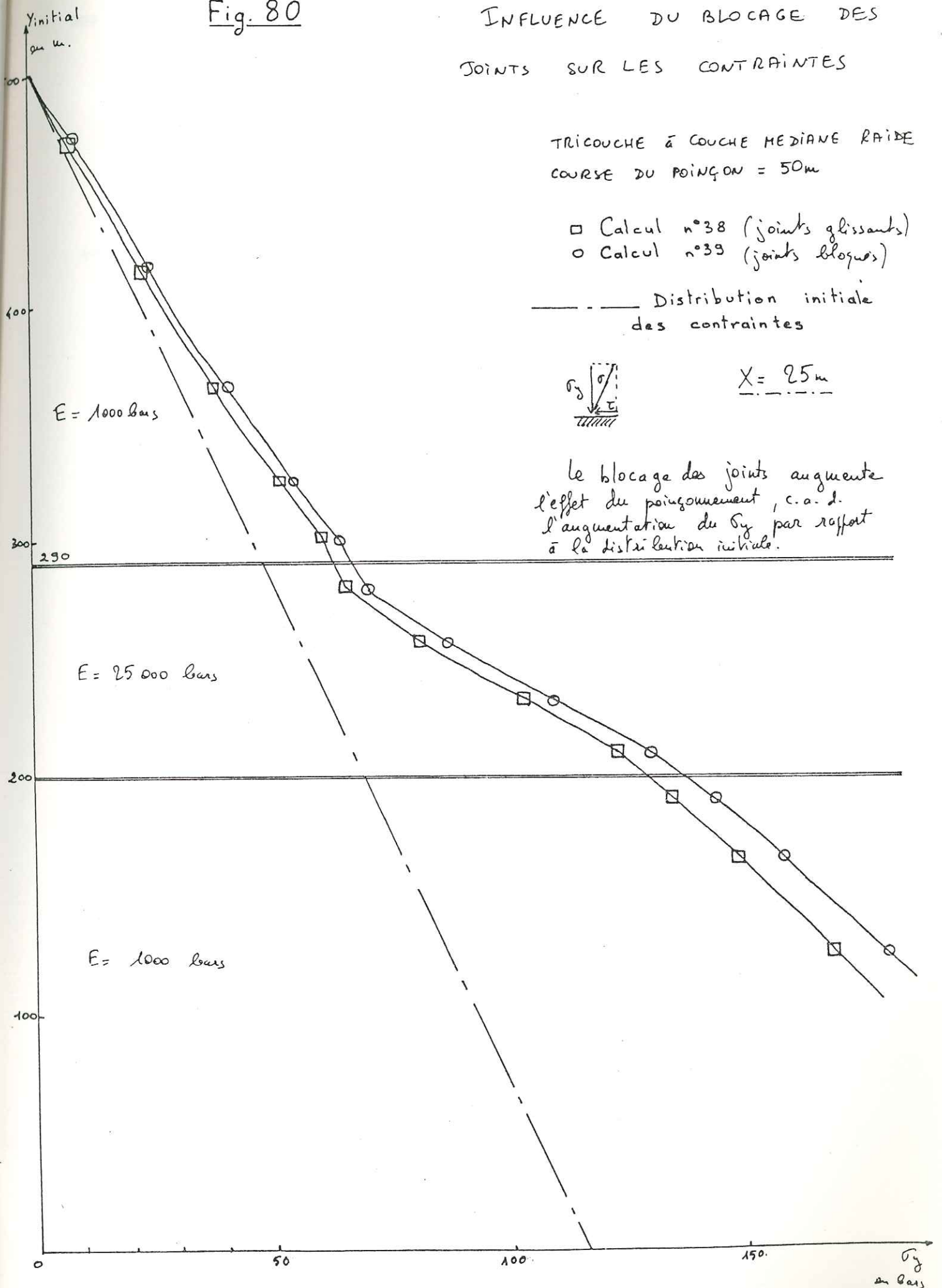
- Calcul n°38 (joints glissants)
- Calcul n°39 (joints bloqués)

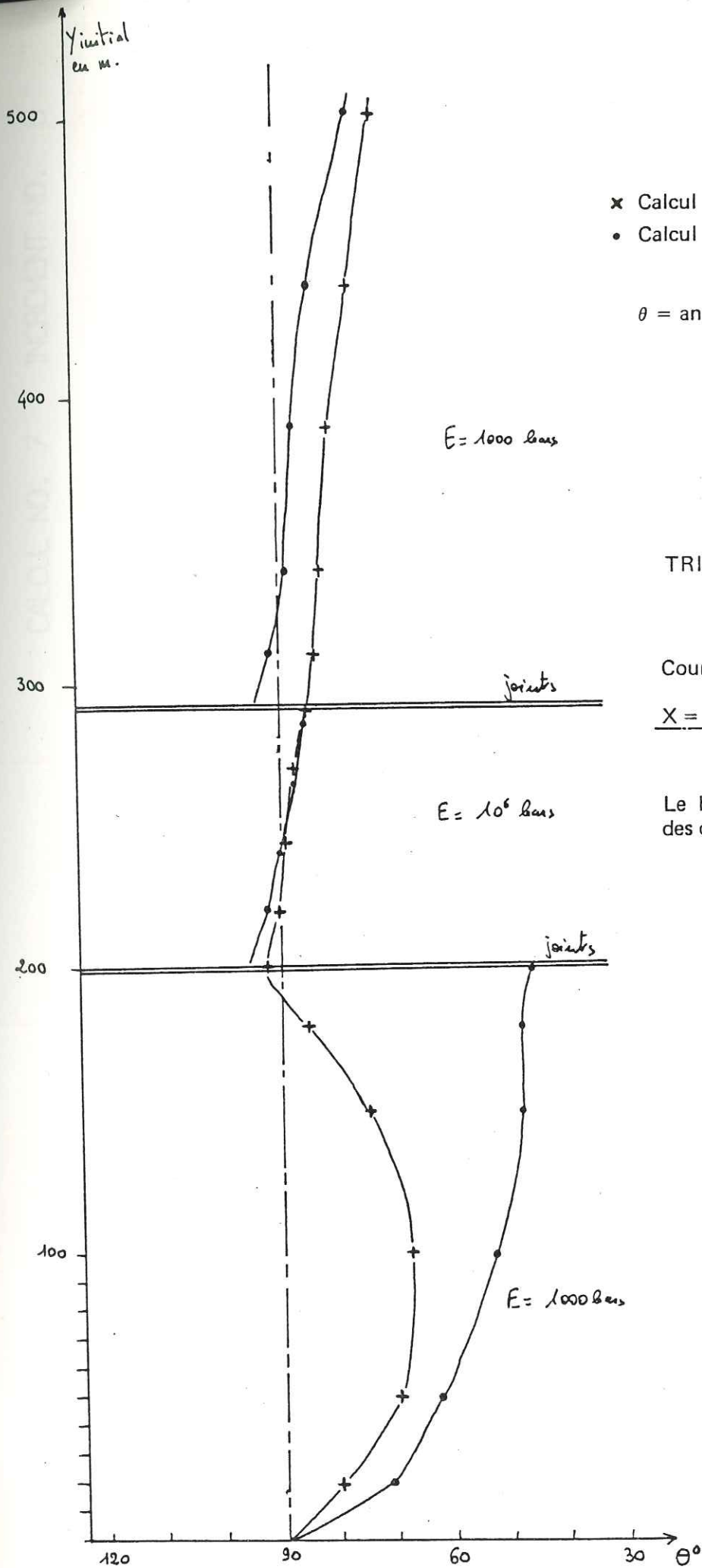
----- Distribution initiale des contraintes



$X = 25m$

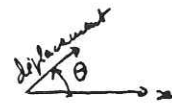
Le blocage des joints augmente l'effet du poinçonnement, c.à.d. l'augmentation de σ_y par rapport à la distribution initiale.





- x Calcul n° 4 A (joints bloqués)
- o Calcul n° 4 N (joints glissants)

θ = angle entre déplacement et axe des x



TRICOUCHE A COUCHE MEDIANE TRES RAIDE

Course du poinçon = 50 m

X = 350 m

Le blocage des joints rend le champ des déplacements continu.

Fig. 81 INFLUENCE DU BLOCAGE DES JOINTS SUR L'ORIENTATION DES DEPLACEMENTS

MAILLAGE DEFORME

CALCUL NO. 7

INCREMENT NO. 5

TRICOUCHE - POINÇON RAIDE - COURSE = 50 m

Y EN MM

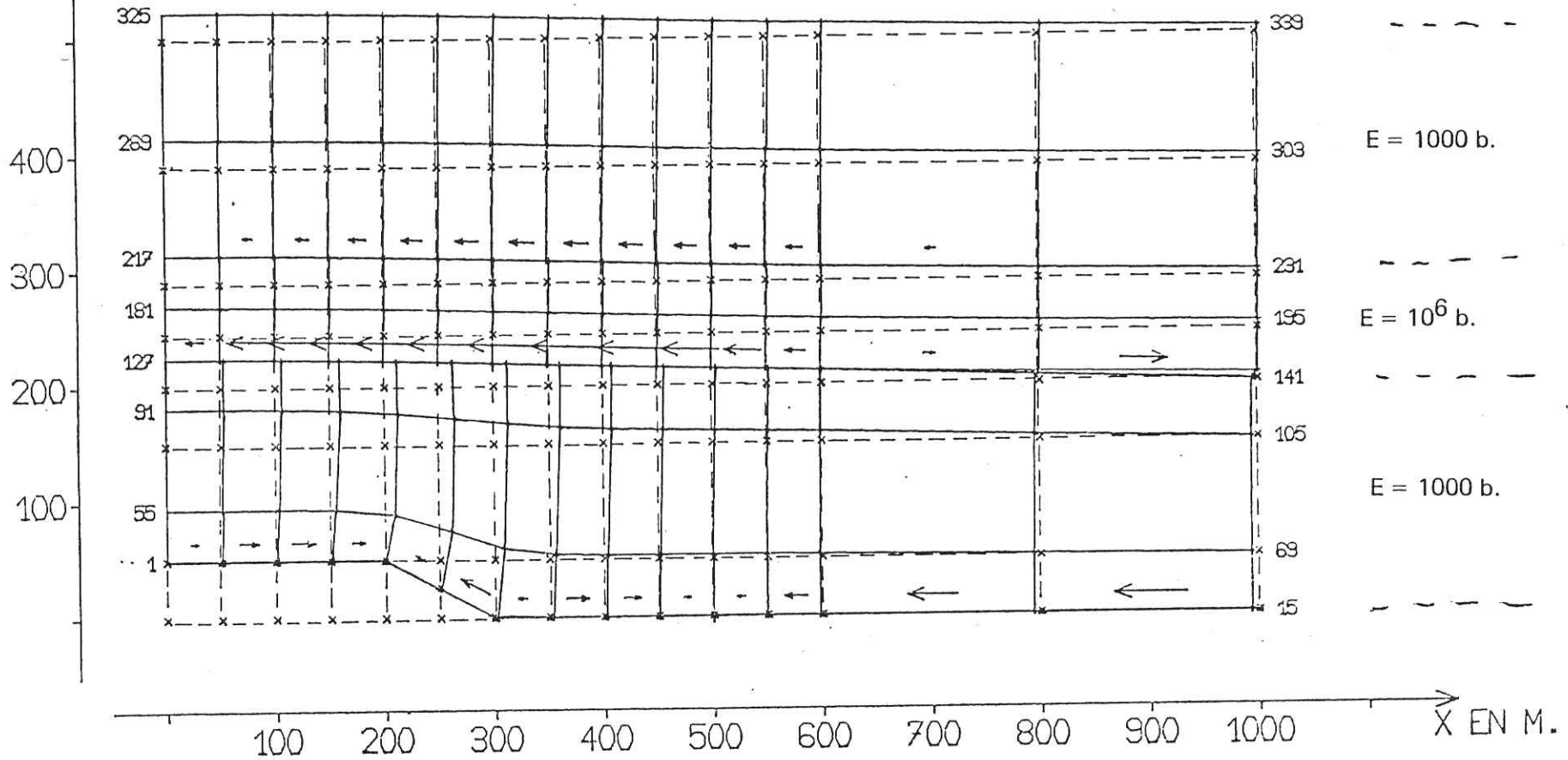
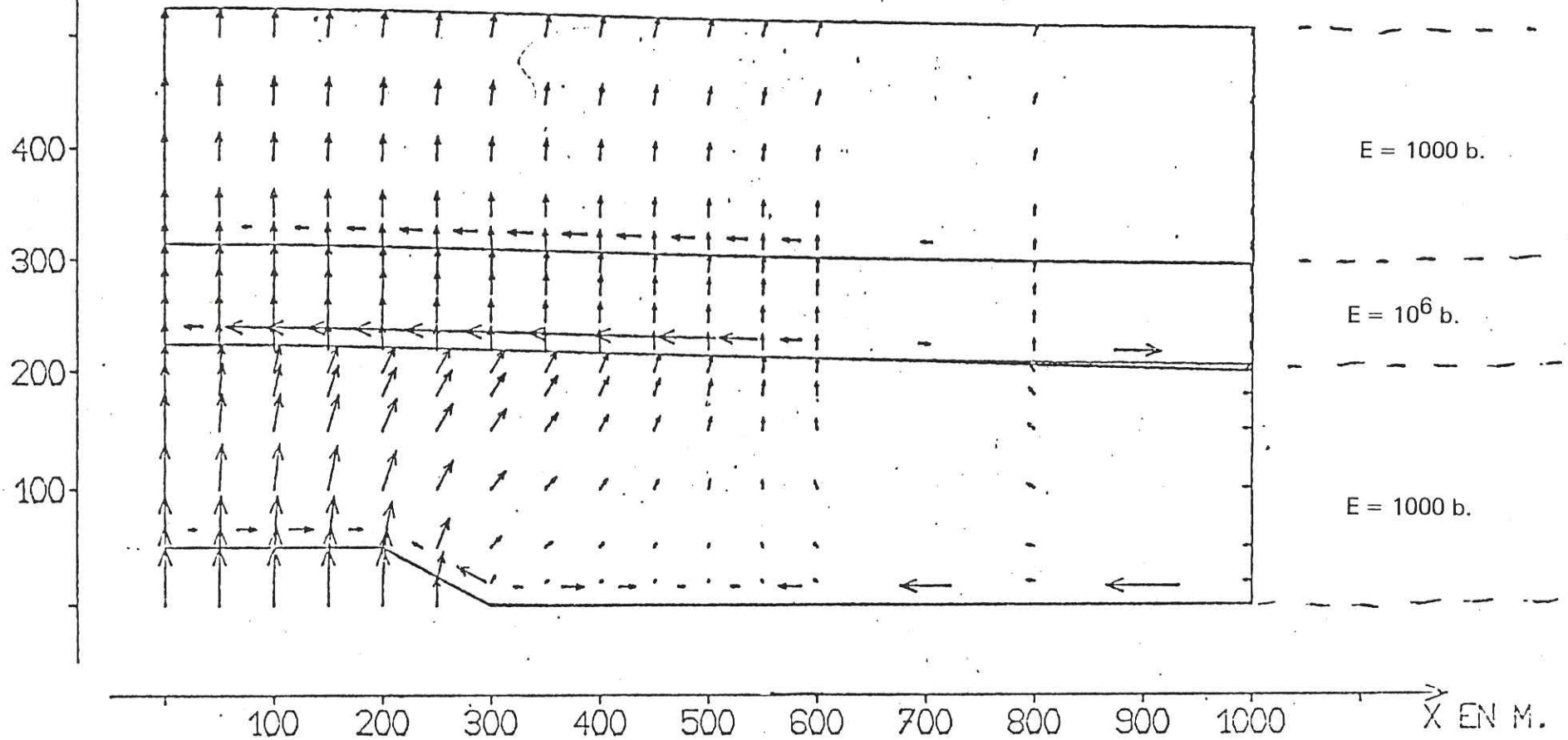


Fig. 82

TRICOUCHE - POINÇON RAIDE - COURSE = 50 m

Y EN MM



Glissements des joints x 10.

Dans la couche inférieure, les déplacements sont différents du cas - poinçon sinusoïdal (fig. 68).

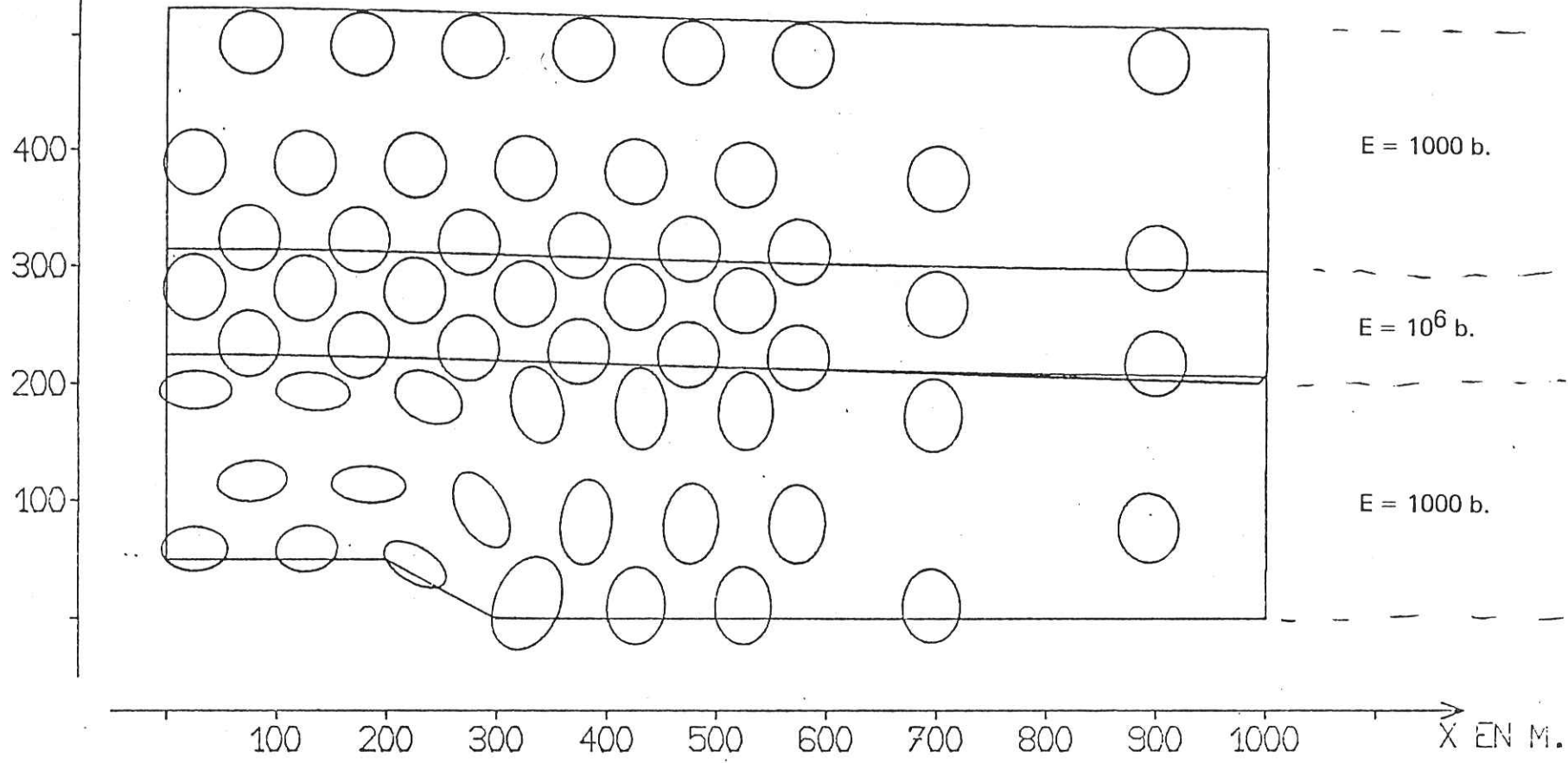
Fig. 83

ELLIPSES DEFORMEES DE CERCLE

CALCUL NO. 7 INCREMENT NO. 5

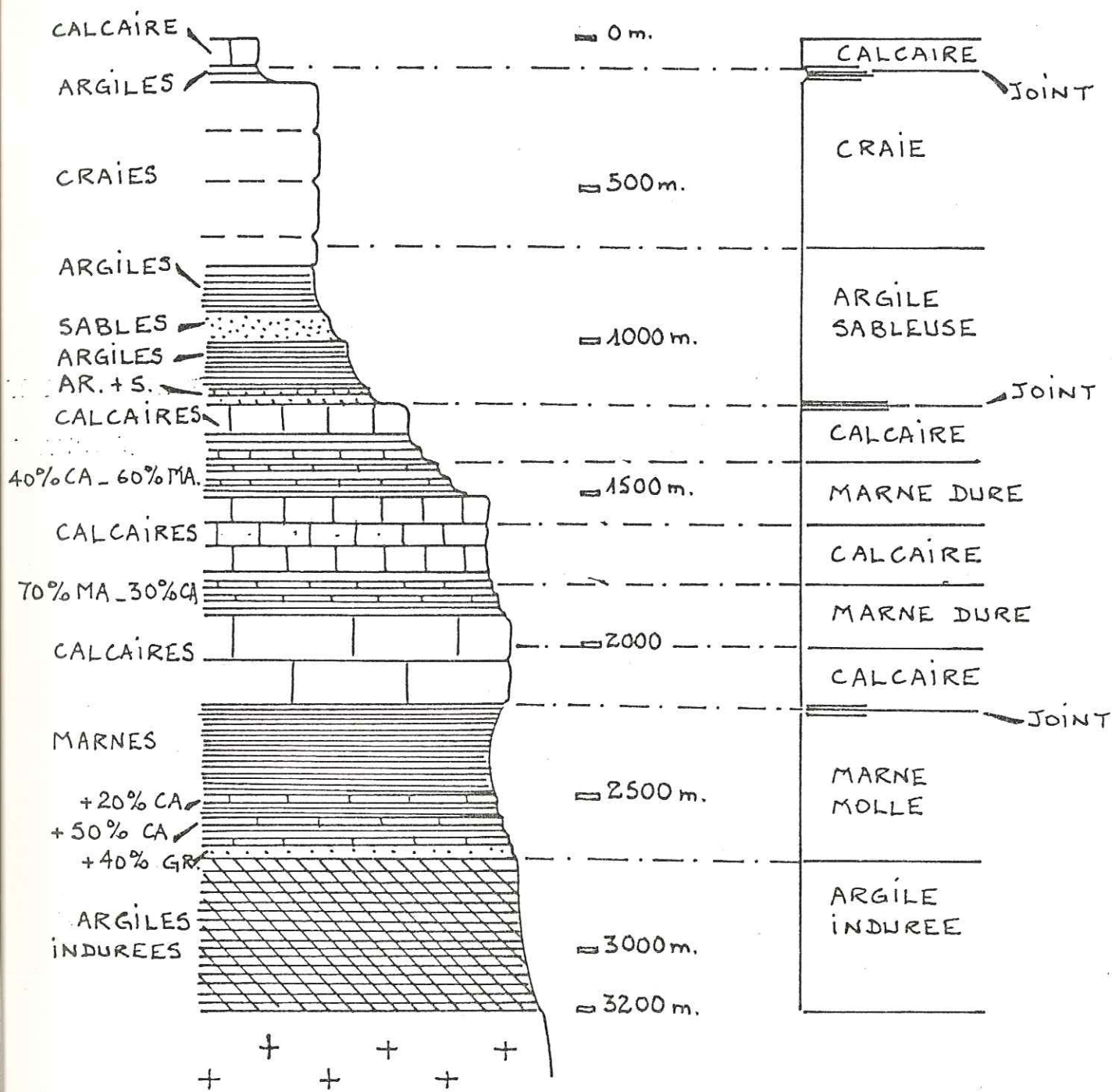
TRICOUCHE - POINÇON RAIDE - COURSE = 50 m

Y EN MM



Déformations x 3.

Fig. 84



SERIE SEDIMENTAIRE DE COURGINAUX.

(ET SA MODELISATION).

AR. = ARGILE.
 S. = SABLE.
 GR. = GRES.
 CA. = CALCAIRE.

FIG. 85.

(d'après Baron et al., 1963)

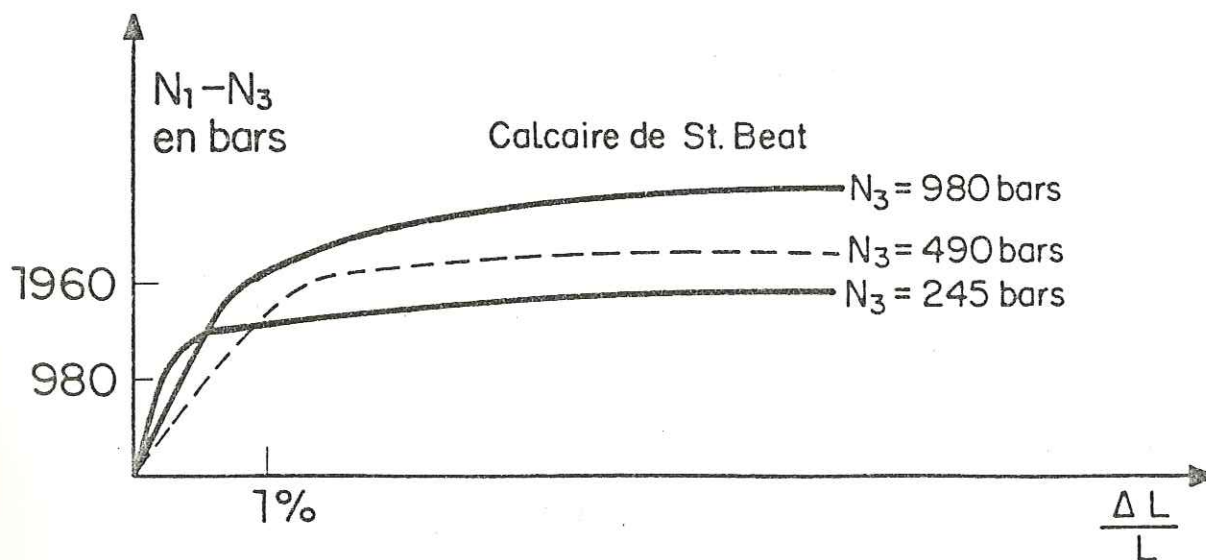
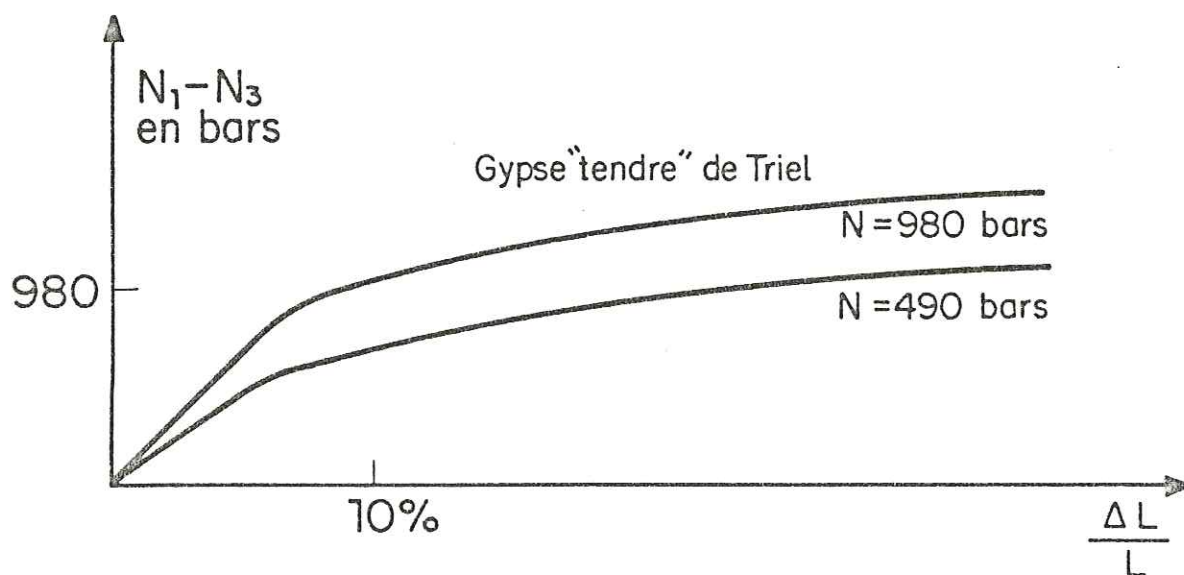
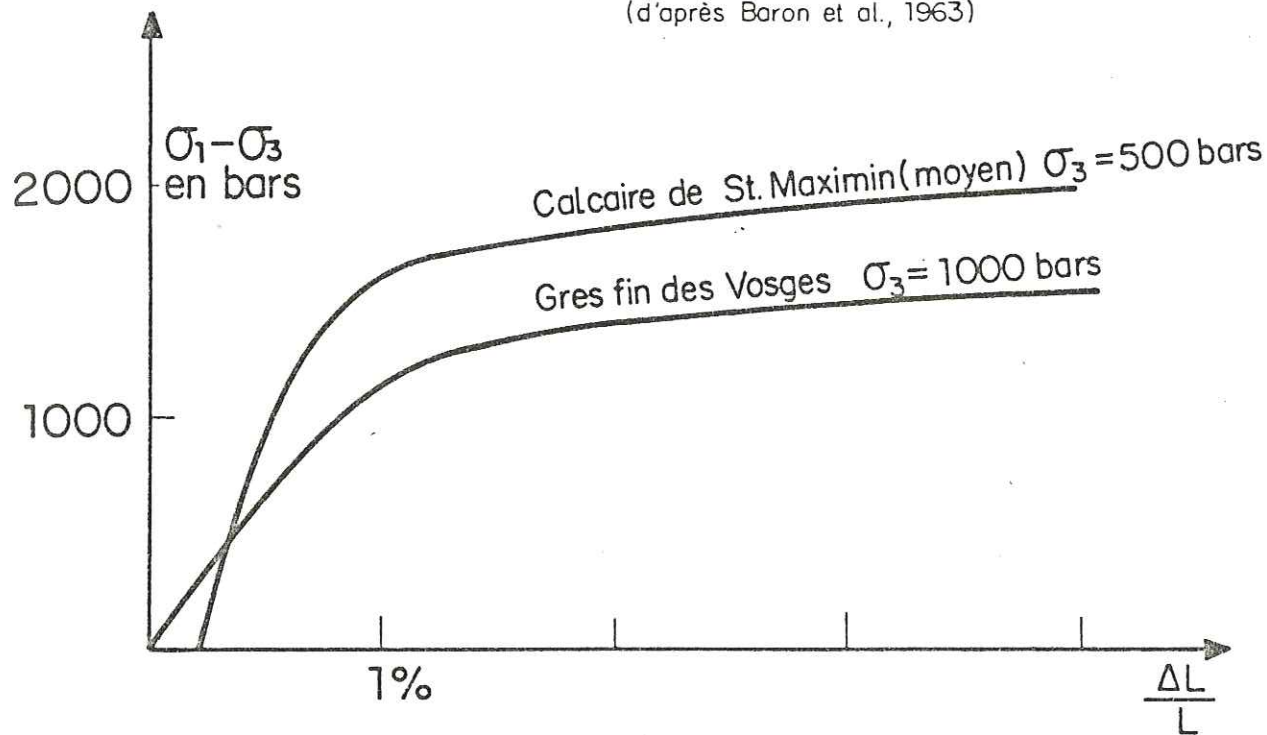
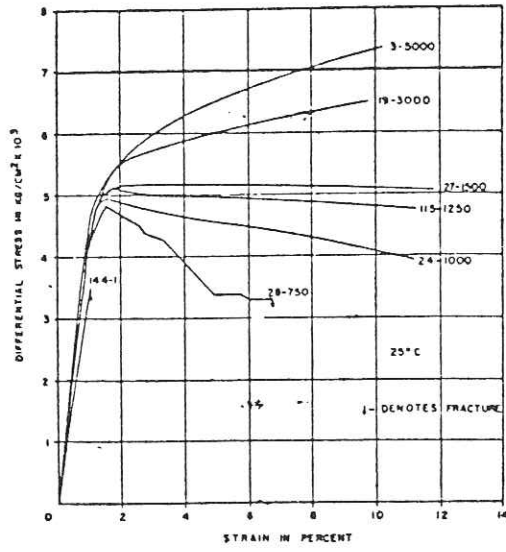


Fig. 86 QUELQUES EXEMPLES DE ROCHES DONT LES COURBES CONTRAINTES - DEFORMATION NE PRESENTENT PAS DE PIC



Sur chaque courbe
le 2^e nombre indique σ_3 .

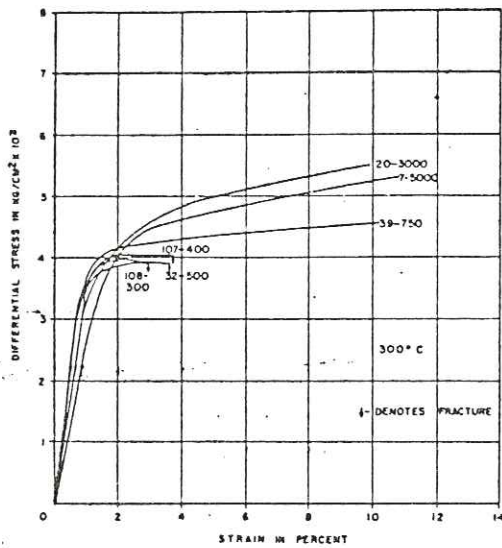


FIG. 87. COMPORTEMENT DU CALCAIRE DE SOLENHOFEN.

(D'après Heard, 1960)

On constate que le module initial varie peu avec σ_3 .

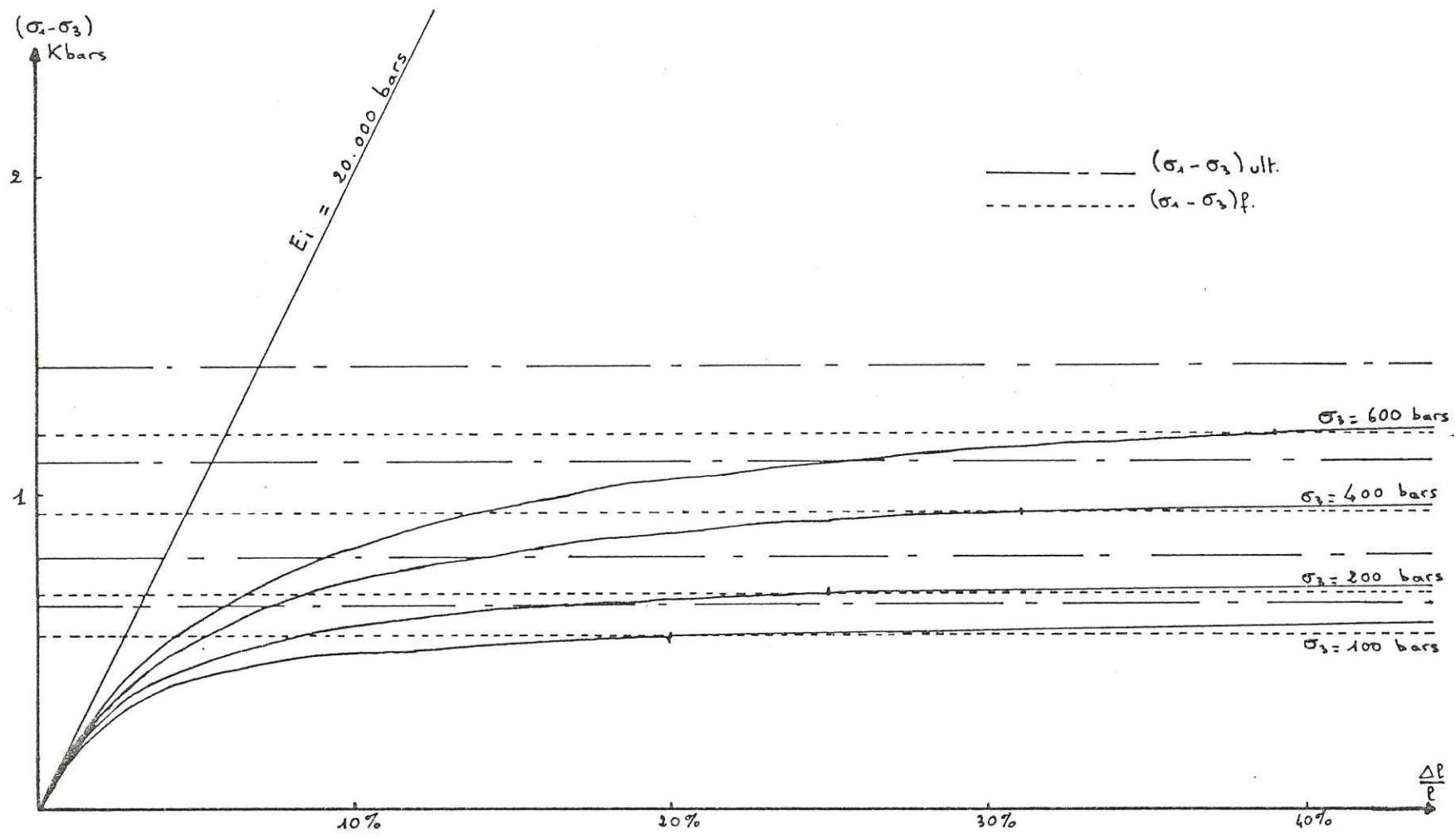


FIG. 88. Quelques courbes contraintes-déformations calculées par TECTO pour le matériau 2: marne molle.

FIG. 89. Quelques courbes contraintes-déformations calculées par TECTO pour le matériau 3: Calcaire.

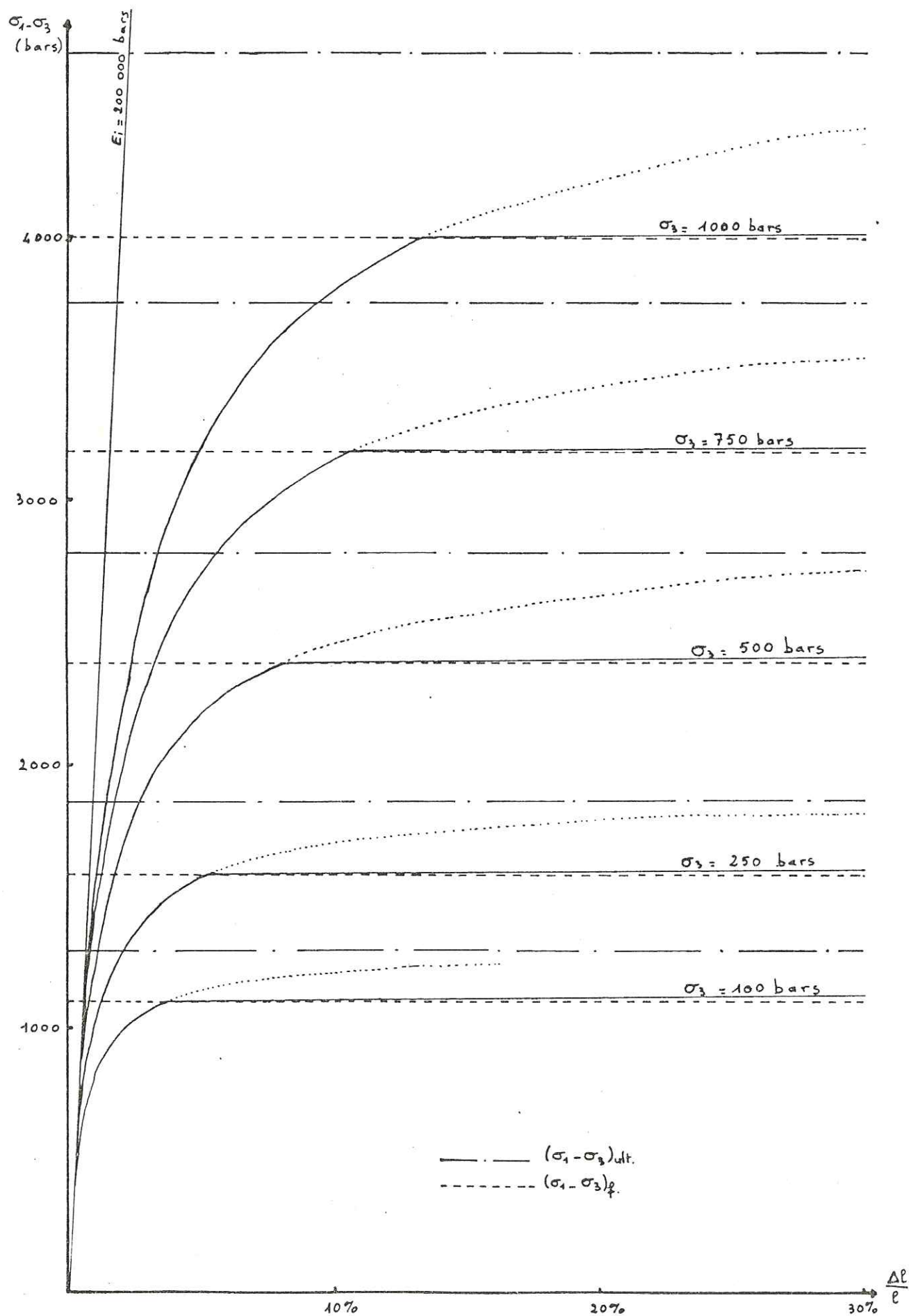
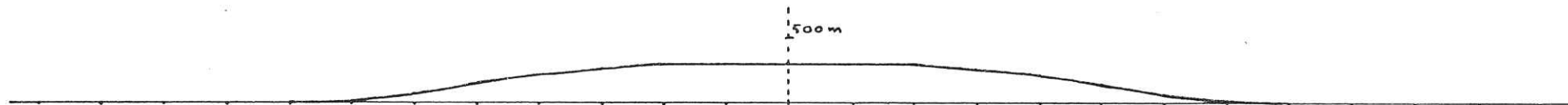
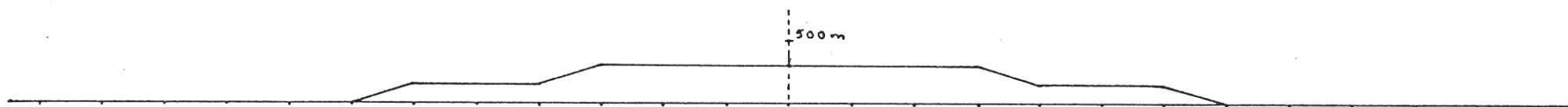


FIG. 90. Types de poinçons appliqués.

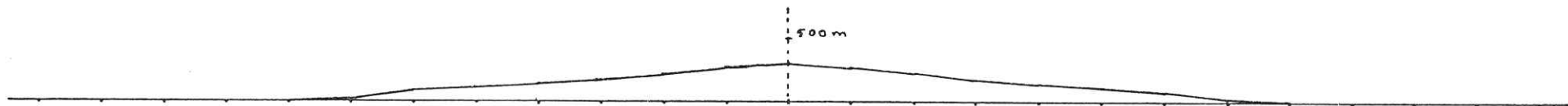
A



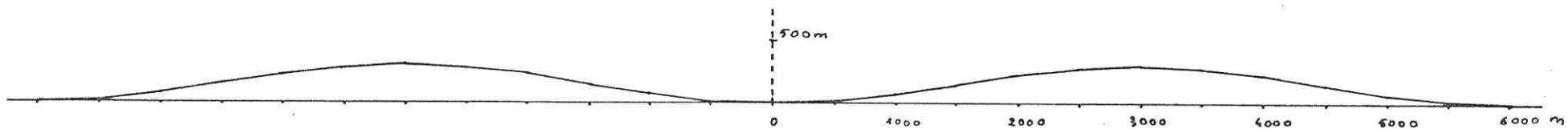
B₁



B₂



C



MAILLAGE DEFORME

CALCUL NO. 33 INCREMENT NO. 4

SERIE DU BASSIN PARISIEN
POINÇON B1, COURSE = 300 m.

Y EN M

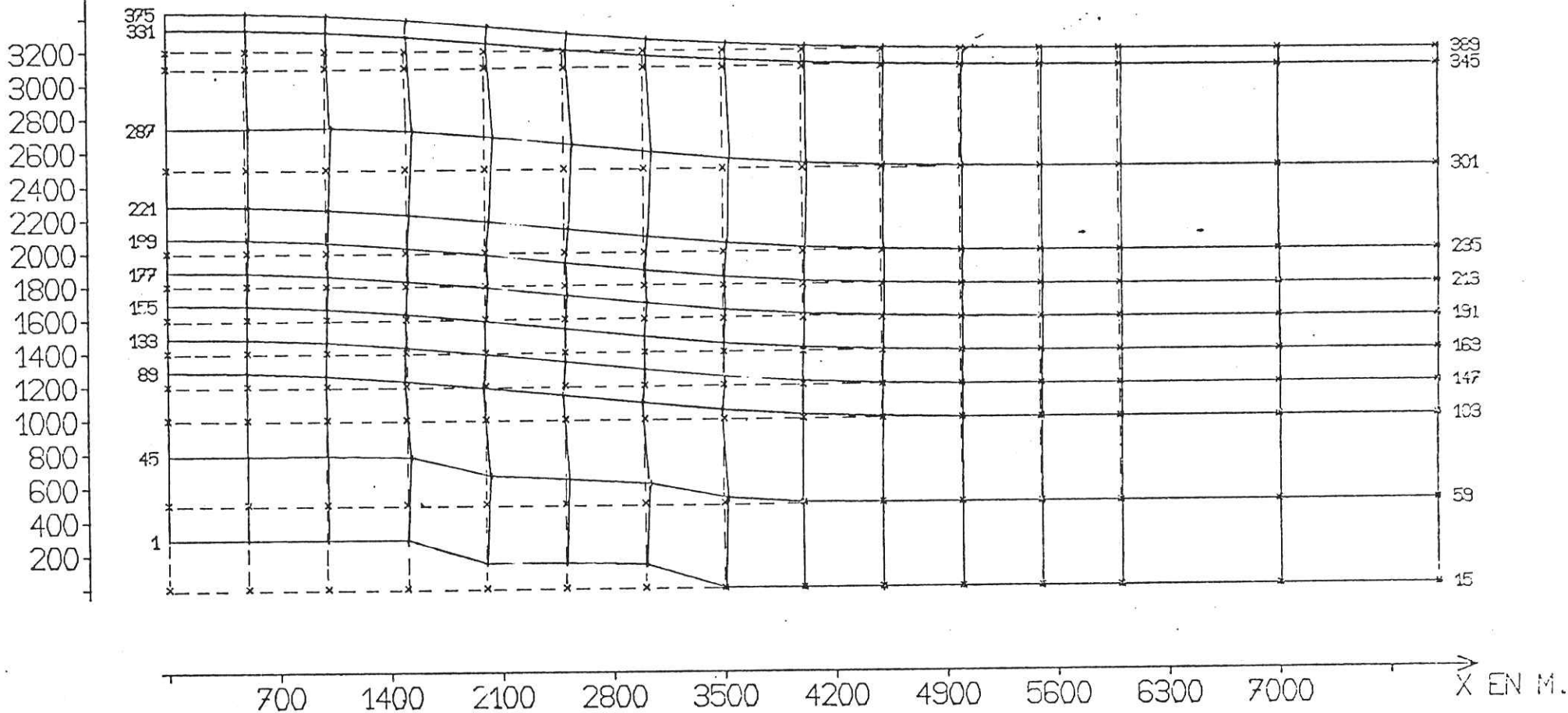


Fig. 91

VECTEURS - DEPLACEMENTS

CALCUL NO. 33 INCREMENT NO. 4

SERIE DU BASSIN PARISIEN

POINÇON B1, COURSE = 300 m.

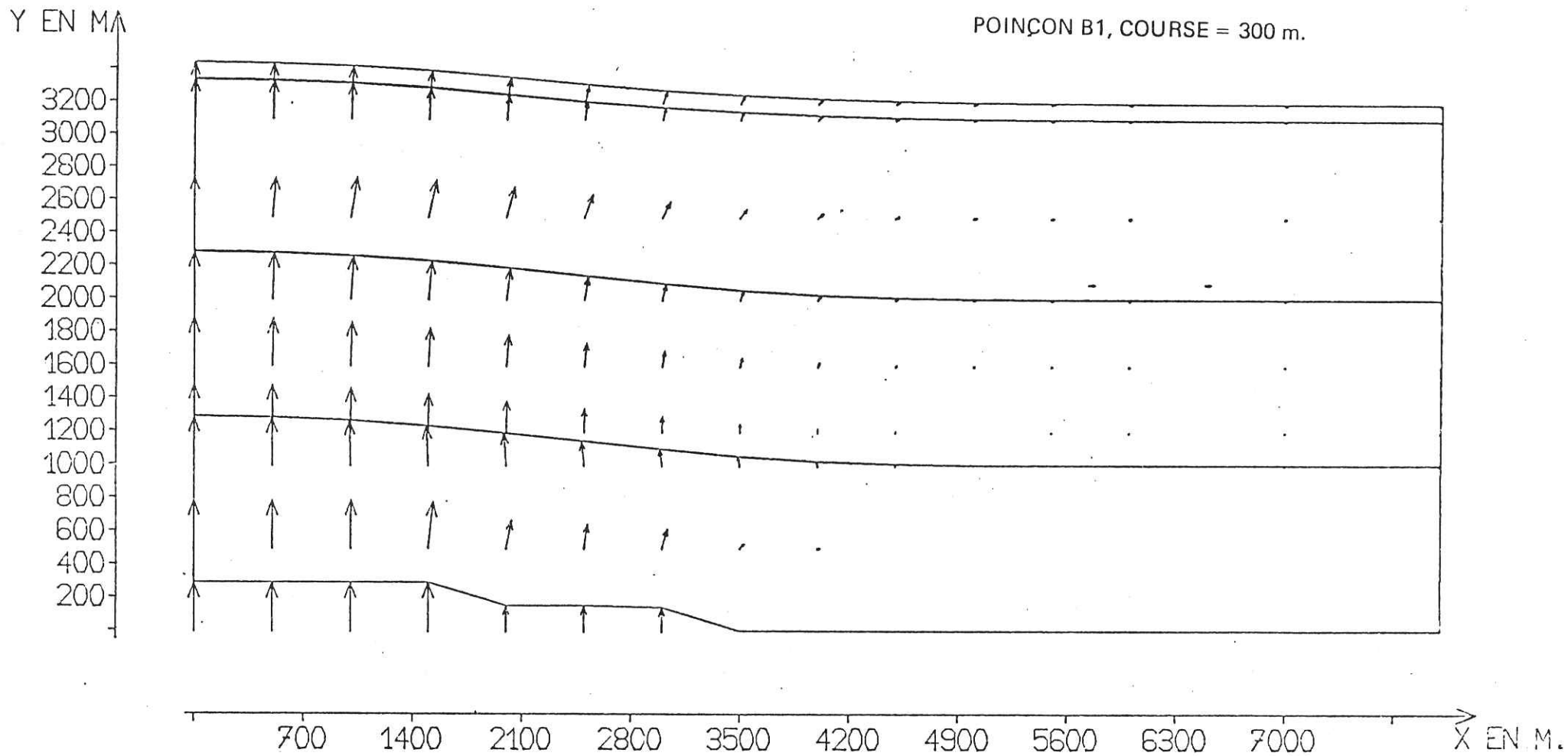


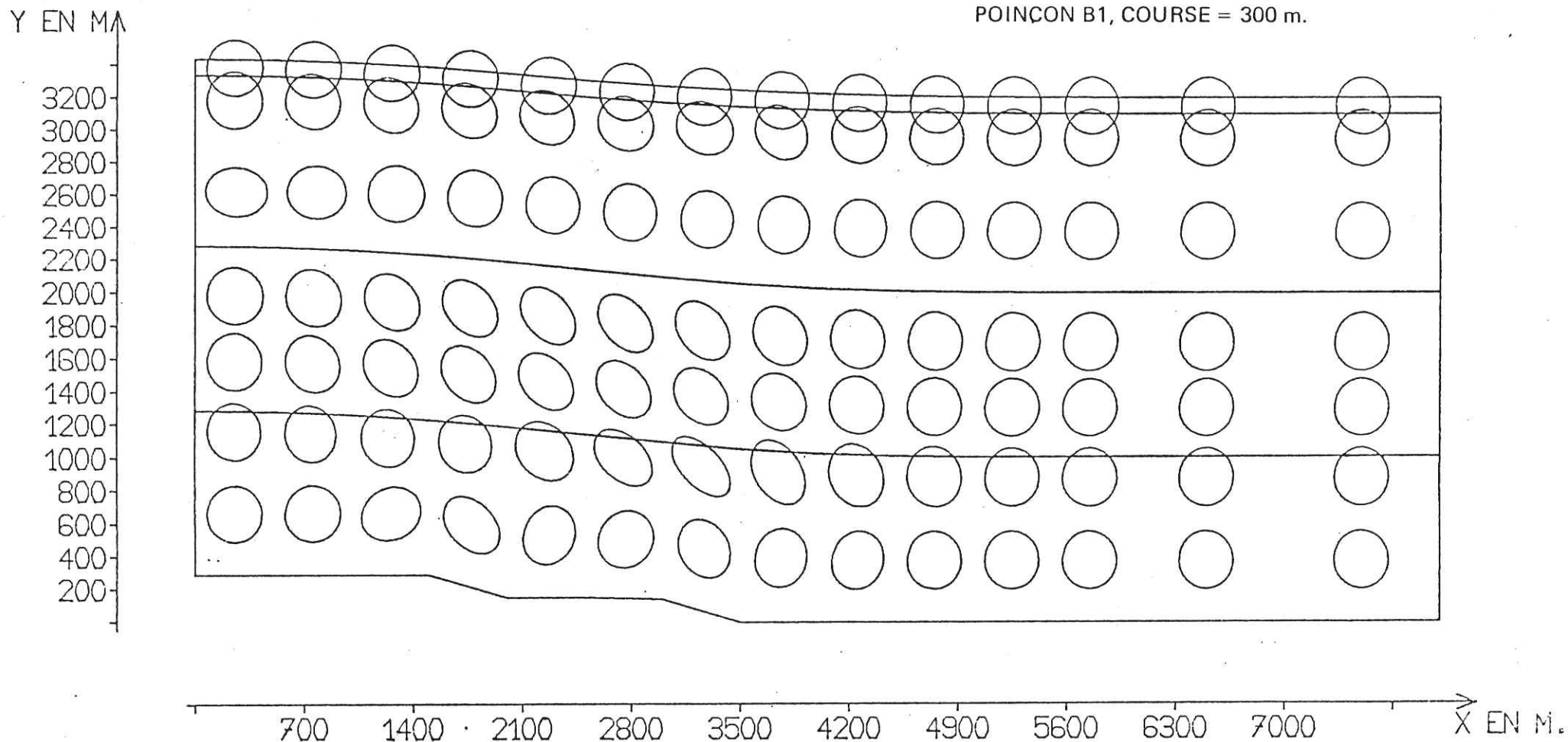
Fig. 92

ELLIPSES DEFORMEES DE CERCLE

CALCUL NO. 33 INCREMENT NO. 4

SERIE DU BASSIN PARISIEN

POINÇON B1, COURSE = 300 m.



N.B. Les déformations sont exagérées (3 x).

Fig. 93

CONTRAINTES PRINCIPALES

CALCUL NO. 33

INCREMENT NO. 4

ECHELLE DES CONTRAINTES

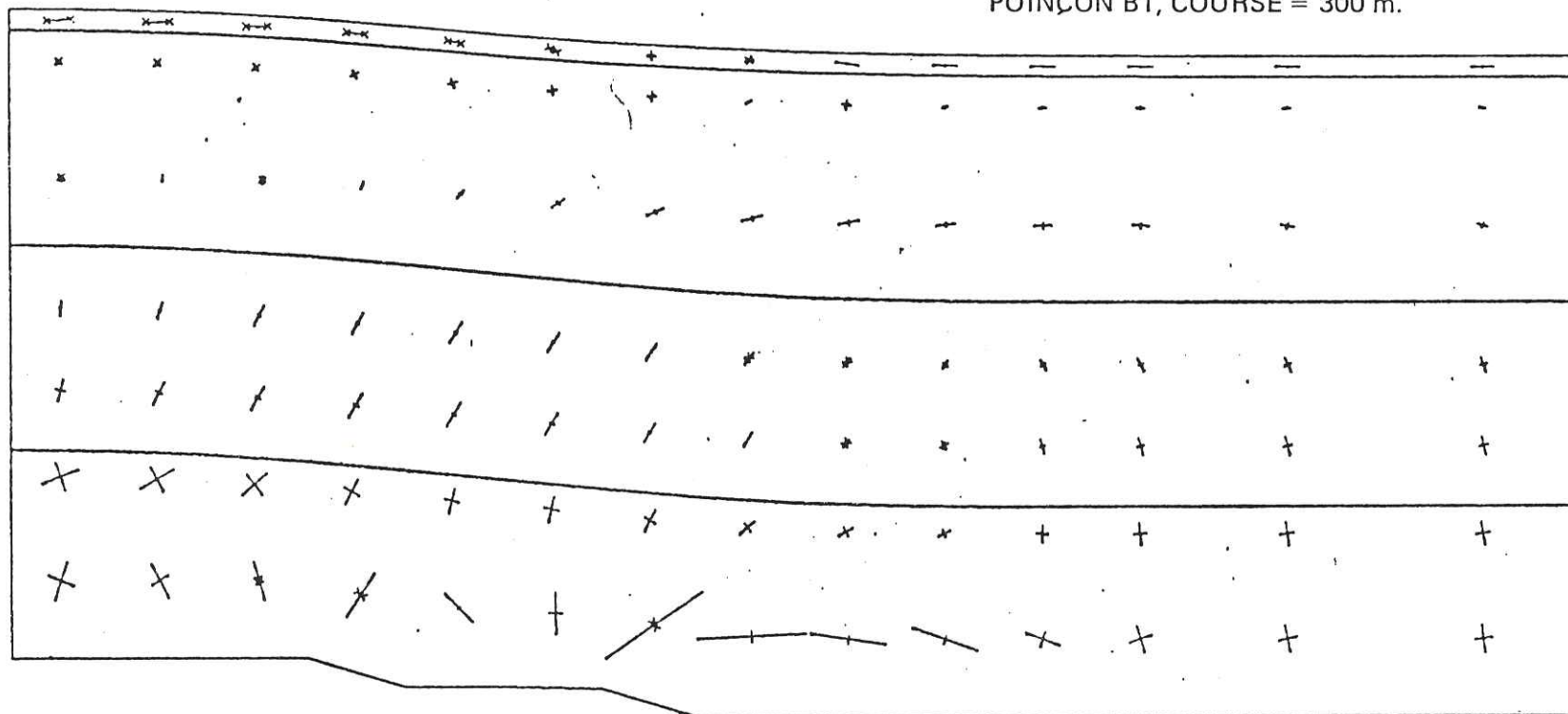
1000 T/M² = .

SERIE DU BASSIN PARISIEN

POINÇON B1, COURSE = 300 m.

Y EN M

3200
3000
2800
2600
2400
2200
2000
1800
1600
1400
1200
1000
800
600
400
200



700 1400 2100 2800 3500 4200 4900 5600 6300 7000 X EN M.

Les segments terminés par une croix indiquent une contrainte de traction.

Fig. 94

SERIE DU BASSIN PARISIEN
 POINÇON B1 – COURSE = 300 m
 (Calcul n° 33)

n°	Course du poinçon au moment de l'entrée en plasticité	n°	Course
1	10 m	5	90 m
2	30 m	6	140 m
3	50 m	7	190 m
4	70 m	8	240 m
		9	290 m

Y EN M

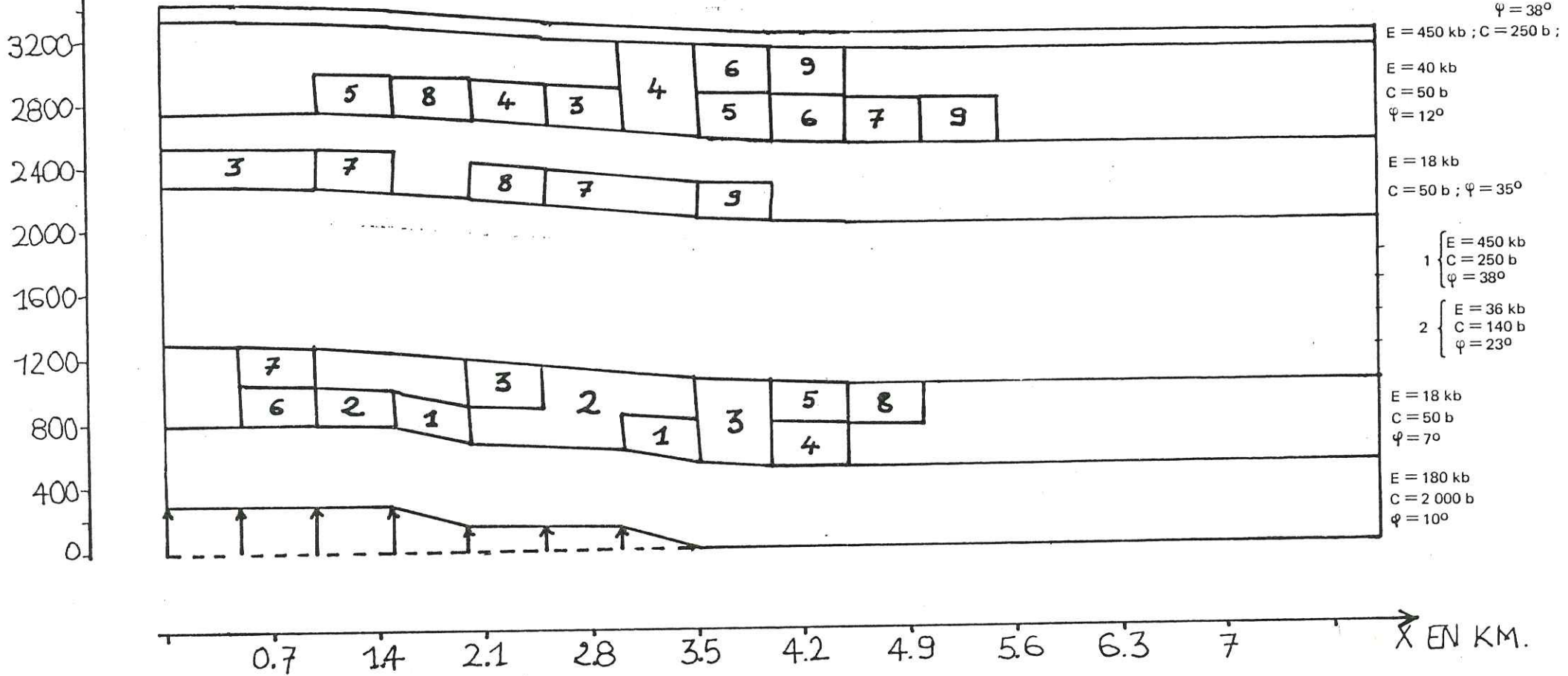


Fig. 95

ORDRE D'ENTREE EN PLASTICITE

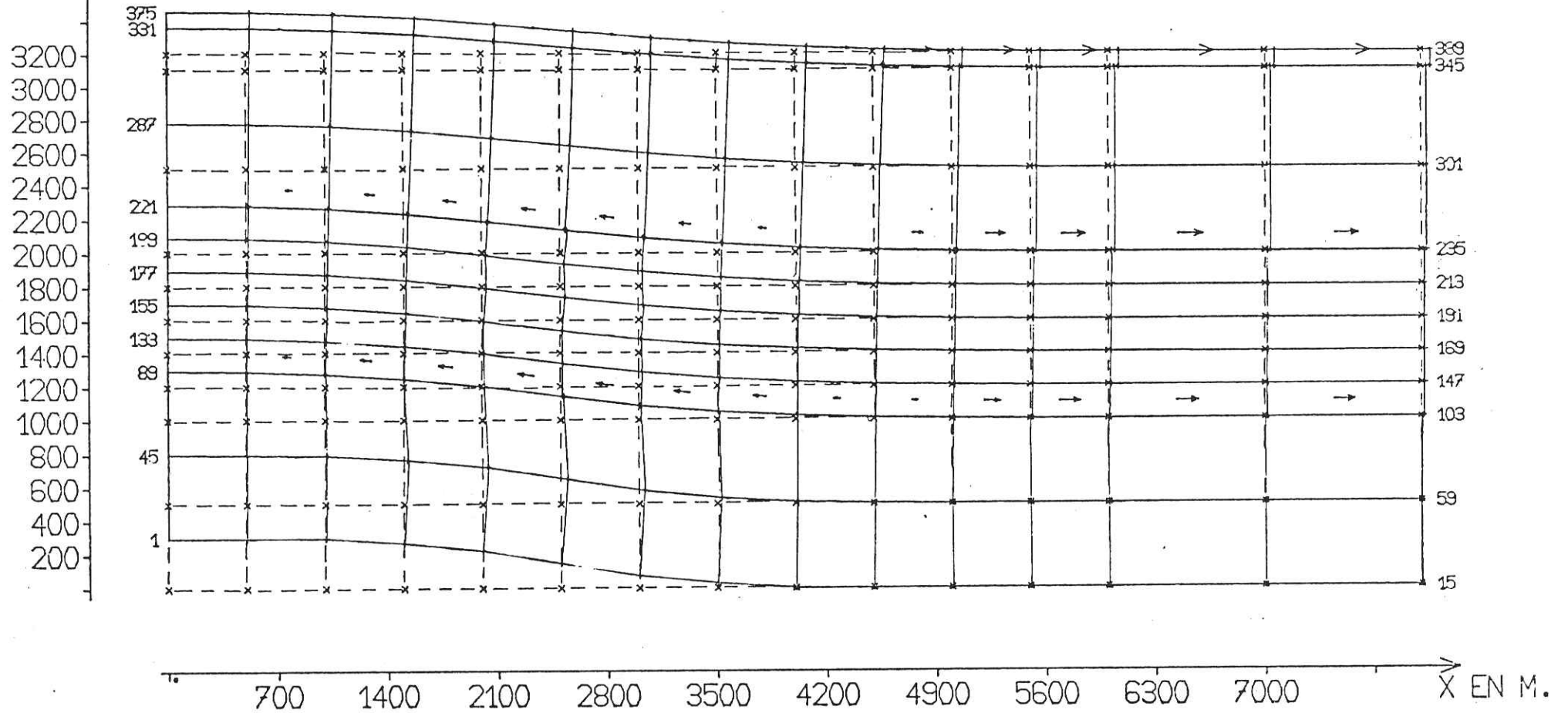
MAILLAGE DEFORME

CALCUL NO. 47 INCREMENT NO. 5

SERIE DU BASSIN PARISIEN

POINÇON A, COURSE = 300 m.

Y EN M



N.B. Les flèches de glissement des joints sont exagérées (10 x).

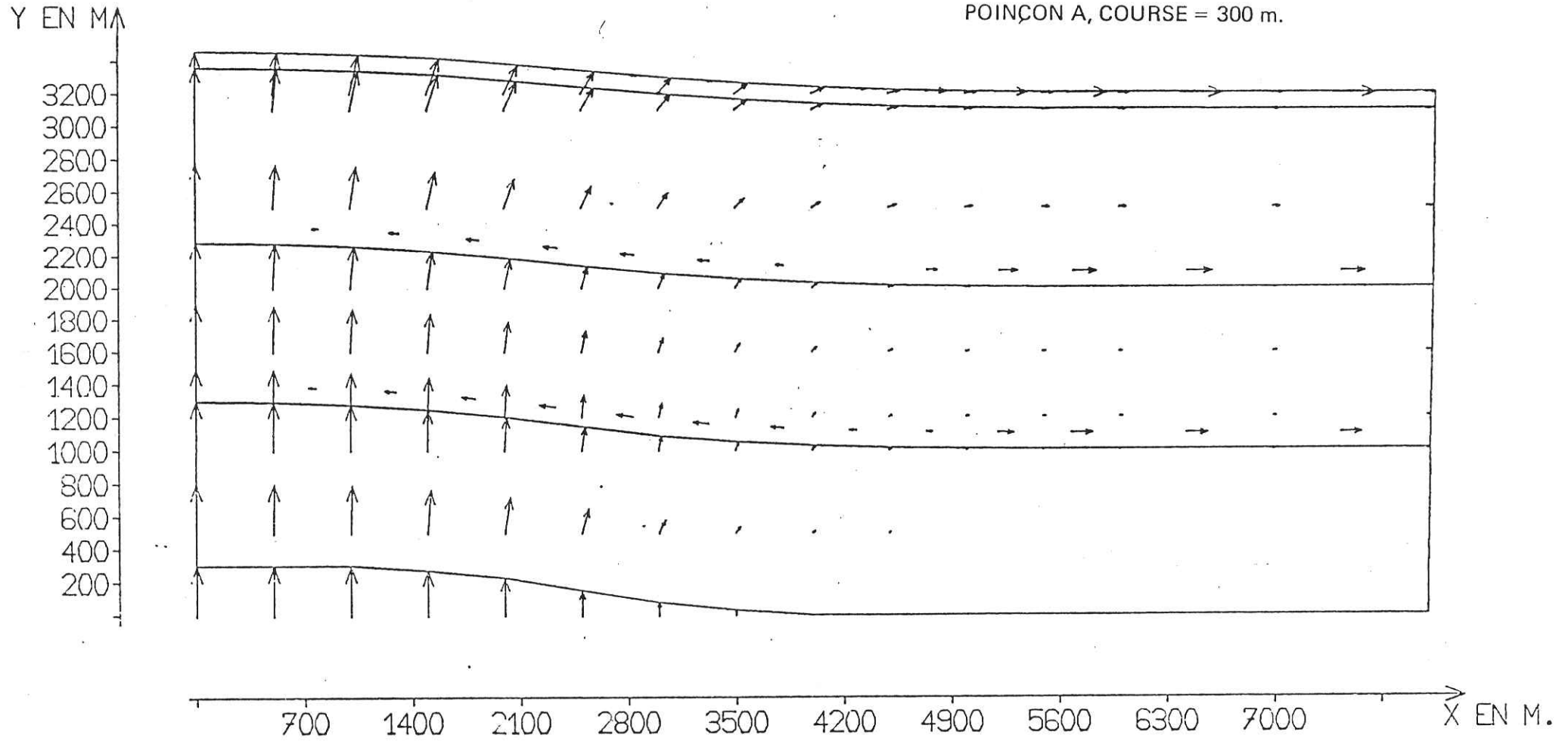
Fig. 97

VECTEURS - DEPLACEMENTS

CALCUL NO. 47 INCREMENT NO. 5

SERIE DU BASSIN PARISIEN

POINÇON A, COURSE = 300 m.



Echelle des glissements des joints x 10.

Fig. 98

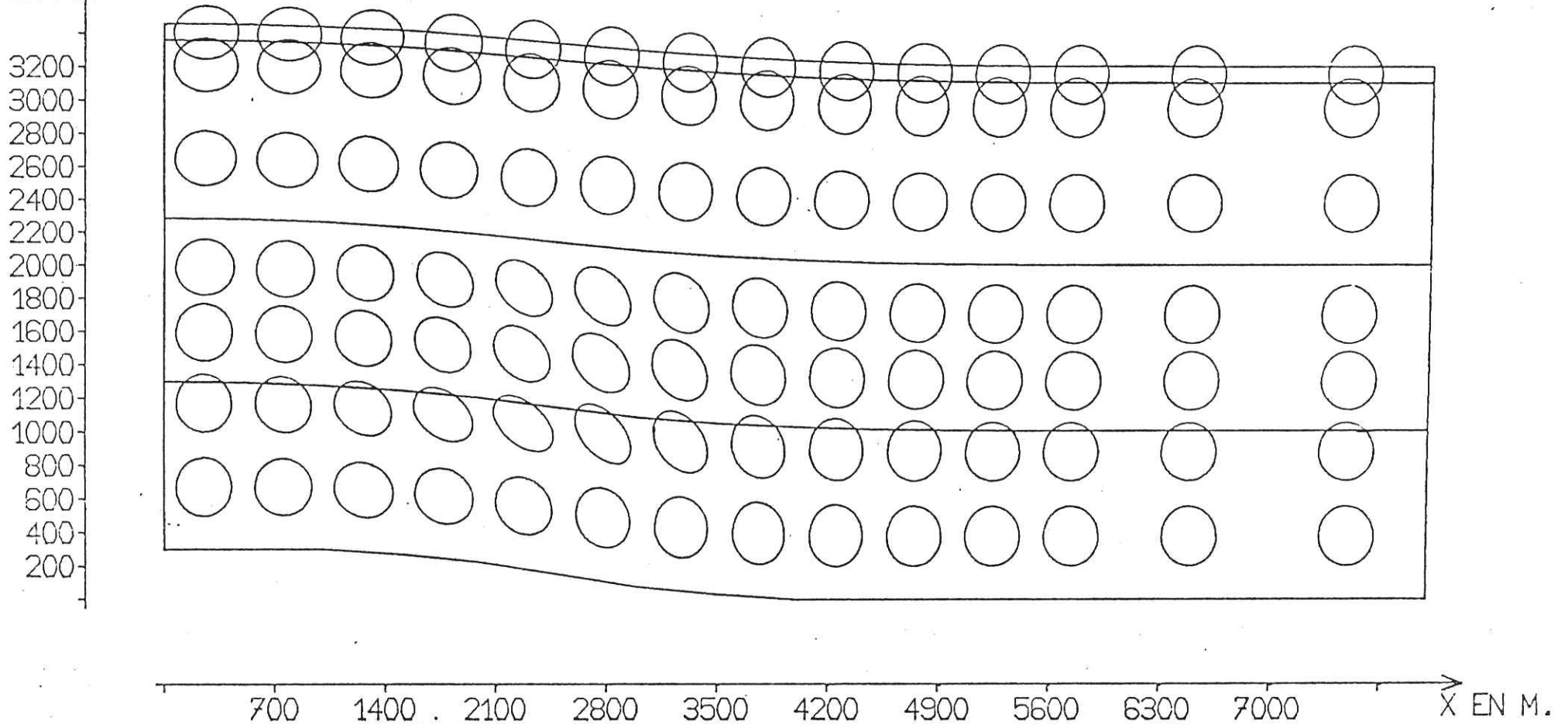
ELLIPSES DEFORMEES DE CERCLE

CALCUL NO. 47 INCREMENT NO. 5

SERIE DU BASSIN PARISIEN

POINÇON A, COURSE = 300 m.

Y EN M



N.B. Déformations x 3.

Fig. 99

CONTRAINTES PRINCIPALES

CALCUL NO. 47

INCREMENT NO. 5

ECHELLE DES CONTRAINTES

1000 T/M² = -

SERIE DU BASSIN PARISIEN

POINÇON A, COURSE = 300 m.

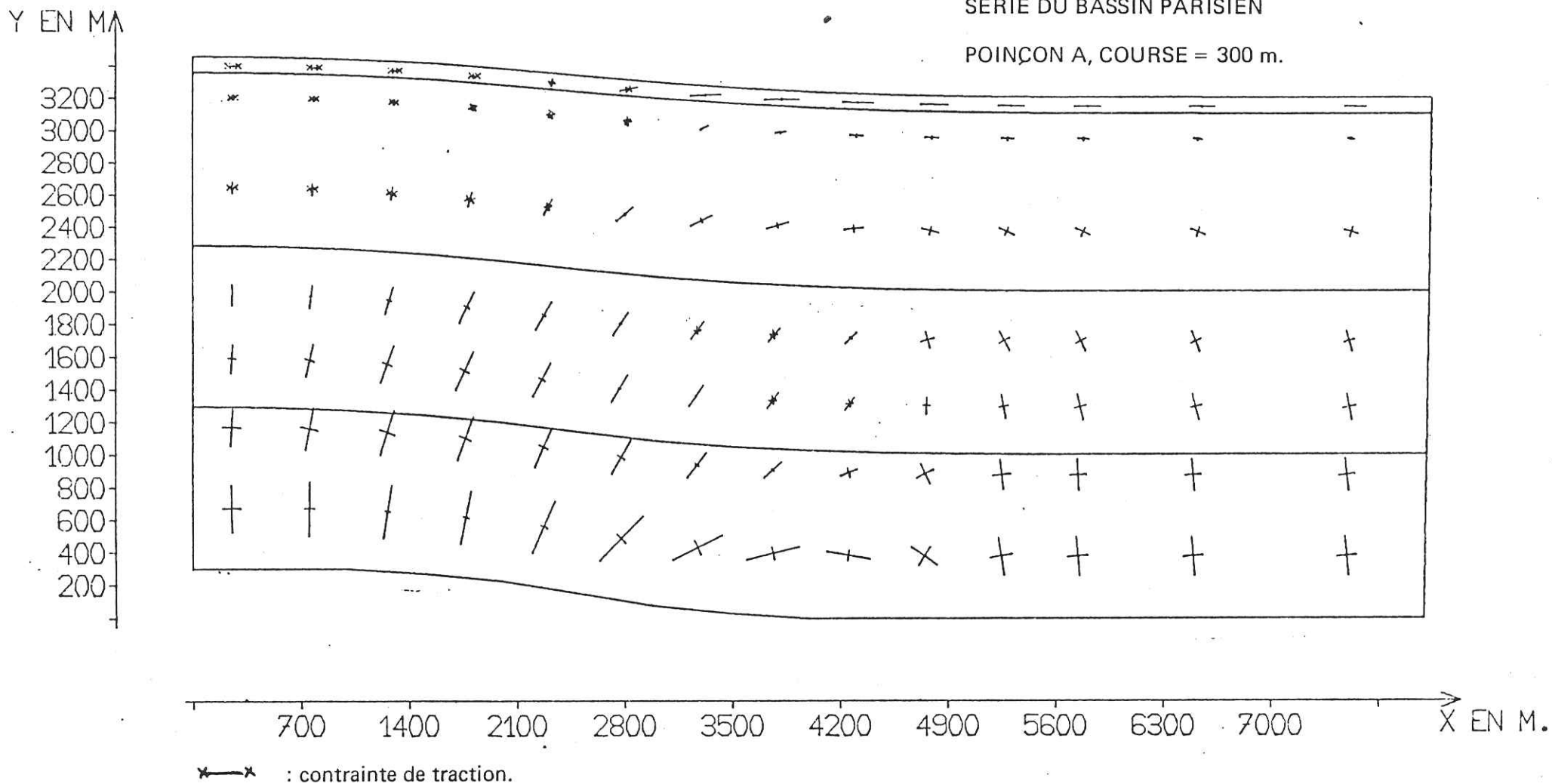


Fig. 100

SERIE DU BASSIN PARISIEN
 POINÇON A – COURSE = 300 m
 (Calcul n° 47)

n° Course du poinçon au moment
 de l'entrée en plasticité

1	220 m
2	260 m
3	300 m

→ ou ← Élément joint en régime
 de grand glissement.

Y EN M

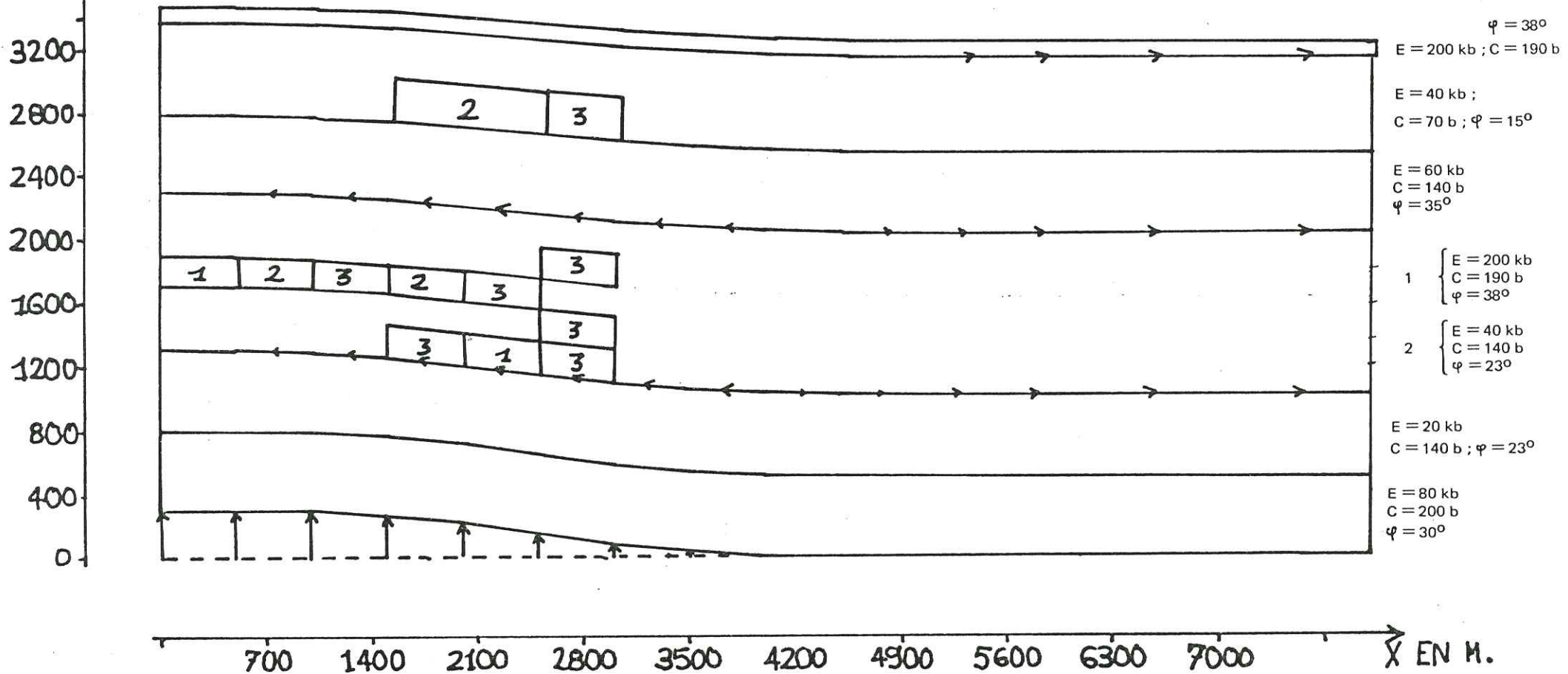


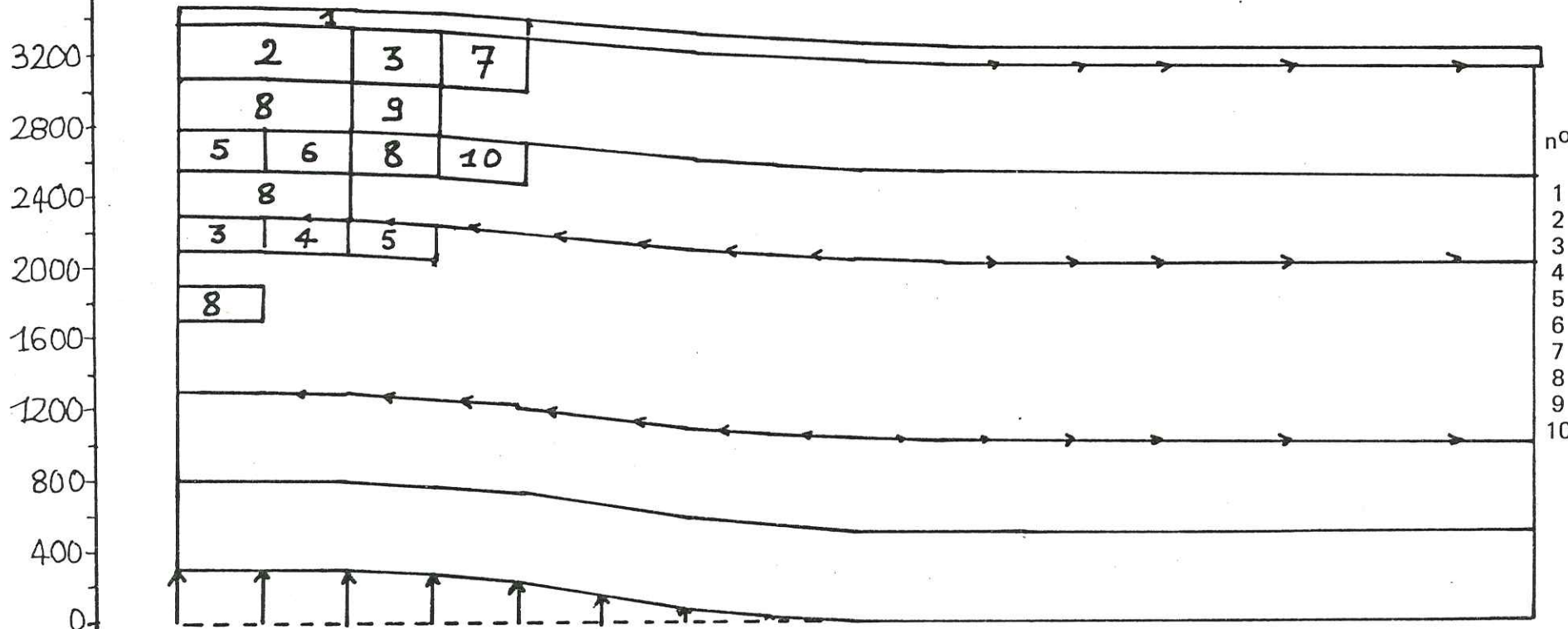
Fig. 101

ORDRE D'ENTREE EN PLASTICITE

SERIE DU BASSIN PARISIEN
 POINCON A - COURSE = 300 m
 (Calcul n° 47)

Y EN MA

← ou → joint en régime le grand glissement



Course du poinçon au moment de la rupture

n°

1
2
3
4
5
6
7
8
9
10

20 m
30 m
40 m
50 m
70 m
80 m
100 m
140 m
180 m
260 m

700 1400 2100 2800 3500 4200 4900 5600 6300 7000

X EN M.

Fig. 102

ORDRE DE RUPTURE PAR TRACTION

(Propriétés mécaniques : voir figure 101)

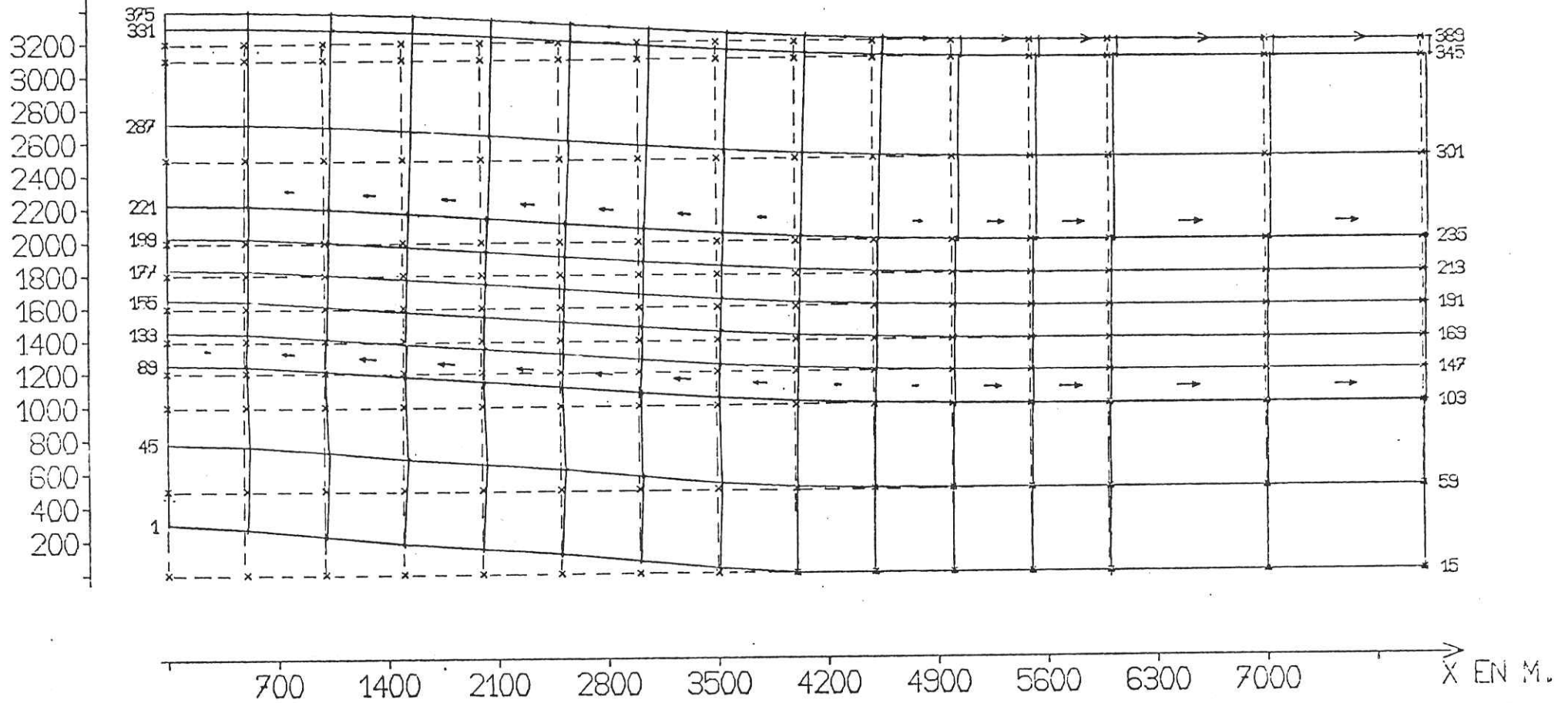
MAILLAGE DEFORME

CALCUL NO. 50 INCREMENT NO. 5

SERIE DU BASSIN PARISIEN

POINÇON B2, COURSE = 300 m.

Y EN M



N.B. Glissements de joints x 10.

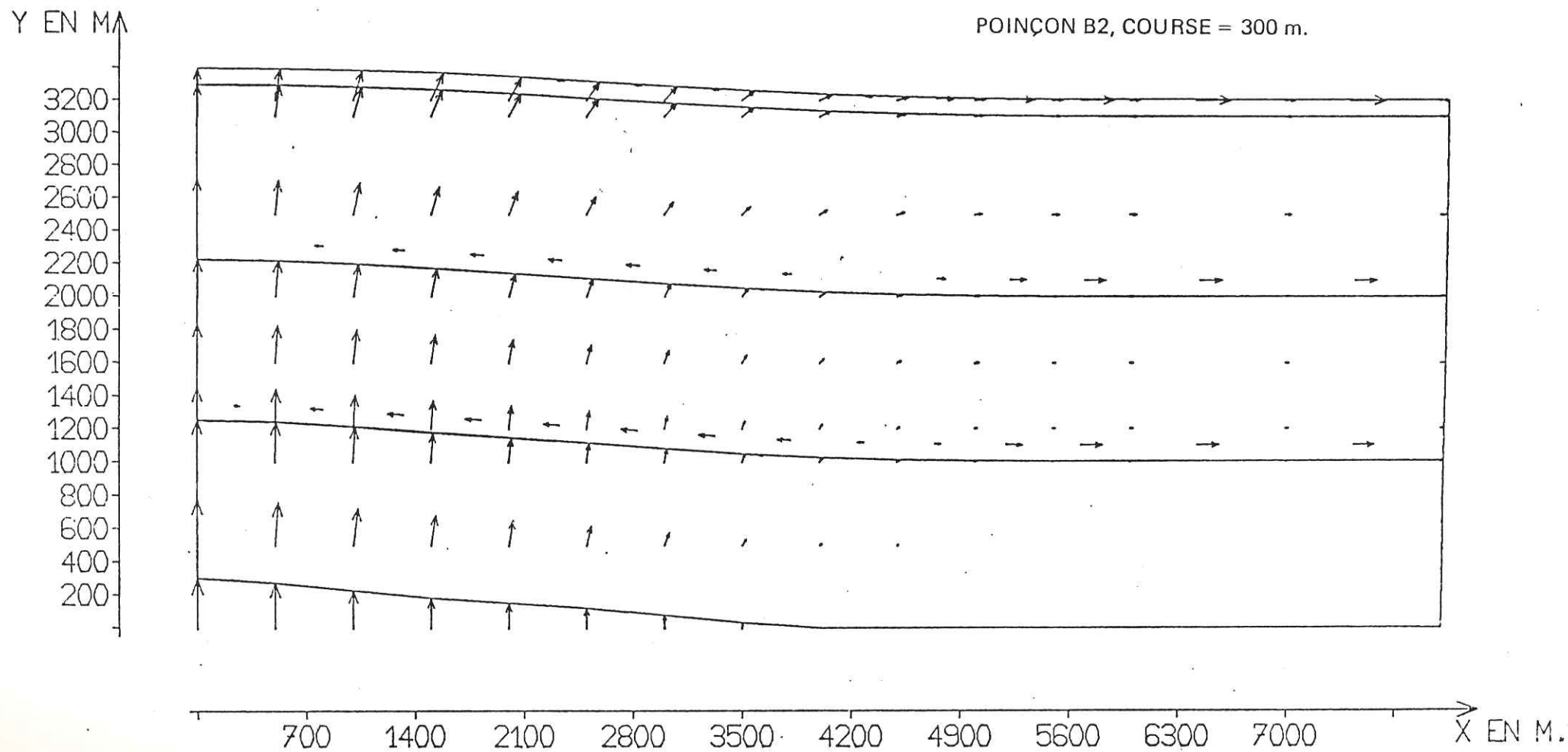
Fig. 103

VECTEURS - DEPLACEMENTS

CALCUL NO. 50 INCREMENT NO. 5

SERIE DU BASSIN PARISIEN

POINÇON B2, COURSE = 300 m.



N.B. Glissements des joints x 10.

Fig. 104

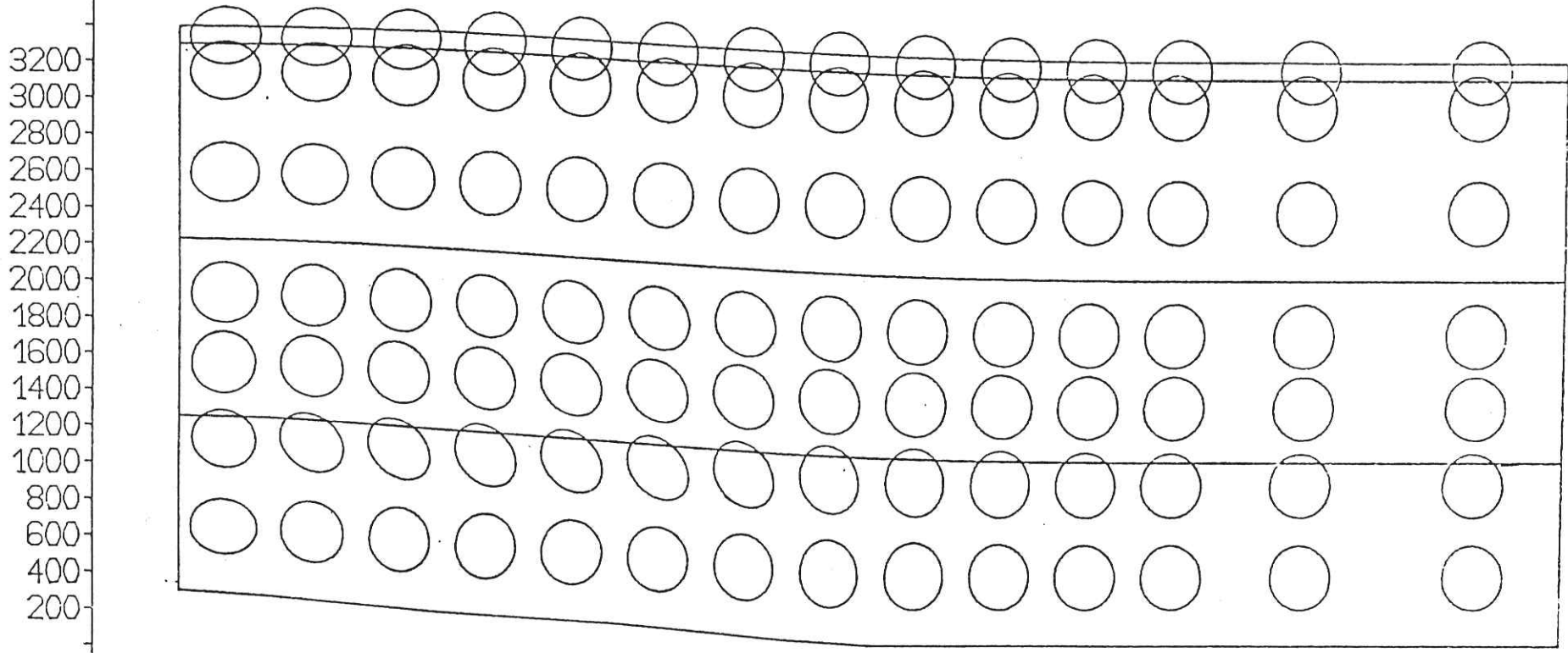
ELLIPSES DEFORMEES DE CERCLE

CALCUL NO. 50 INCREMENT NO. 5

SERIE DU BASSIN PARISIEN

POINÇON B2, COURSE = 300 m.

Y EN M



700 1400 2100 2800 3500 4200 4900 5600 6300 7000 X EN M.

N.B. Déformations x 3.

Fig. 105

CONTRAINTES PRINCIPALES

CALCUL NO. 50 INCREMENT NO. 5
 ECHELLE DES CONTRAINTES

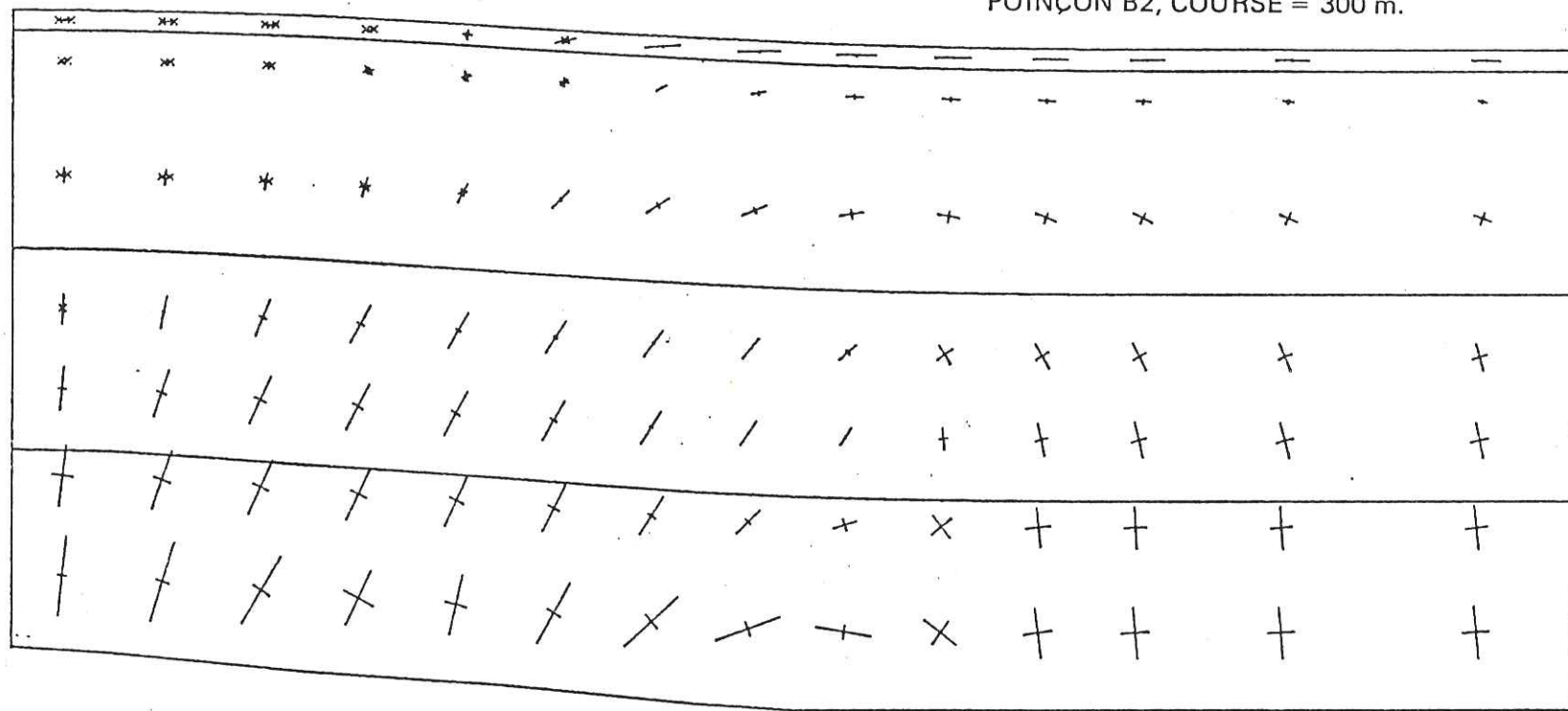
1000 T/M2 = -

SERIE DU BASSIN PARISIEN

POINÇON B2, COURSE = 300 m.

Y EN M

3200
 3000
 2800
 2600
 2400
 2200
 2000
 1800
 1600
 1400
 1200
 1000
 800
 600
 400
 200



✕ : traction.

Fig. 106

700 1400 2100 2800 3500 4200 4900 5600 6300 7000 X EN M.

SERIE DU BASSIN PARISIEN
 POINÇON B2 – COURSE = 300 m
 (Calcul n° 50)

n°	Course du poinçon au moment de l'entrée en plasticité.
1	180 m.
2	220 m.
3	300 m.

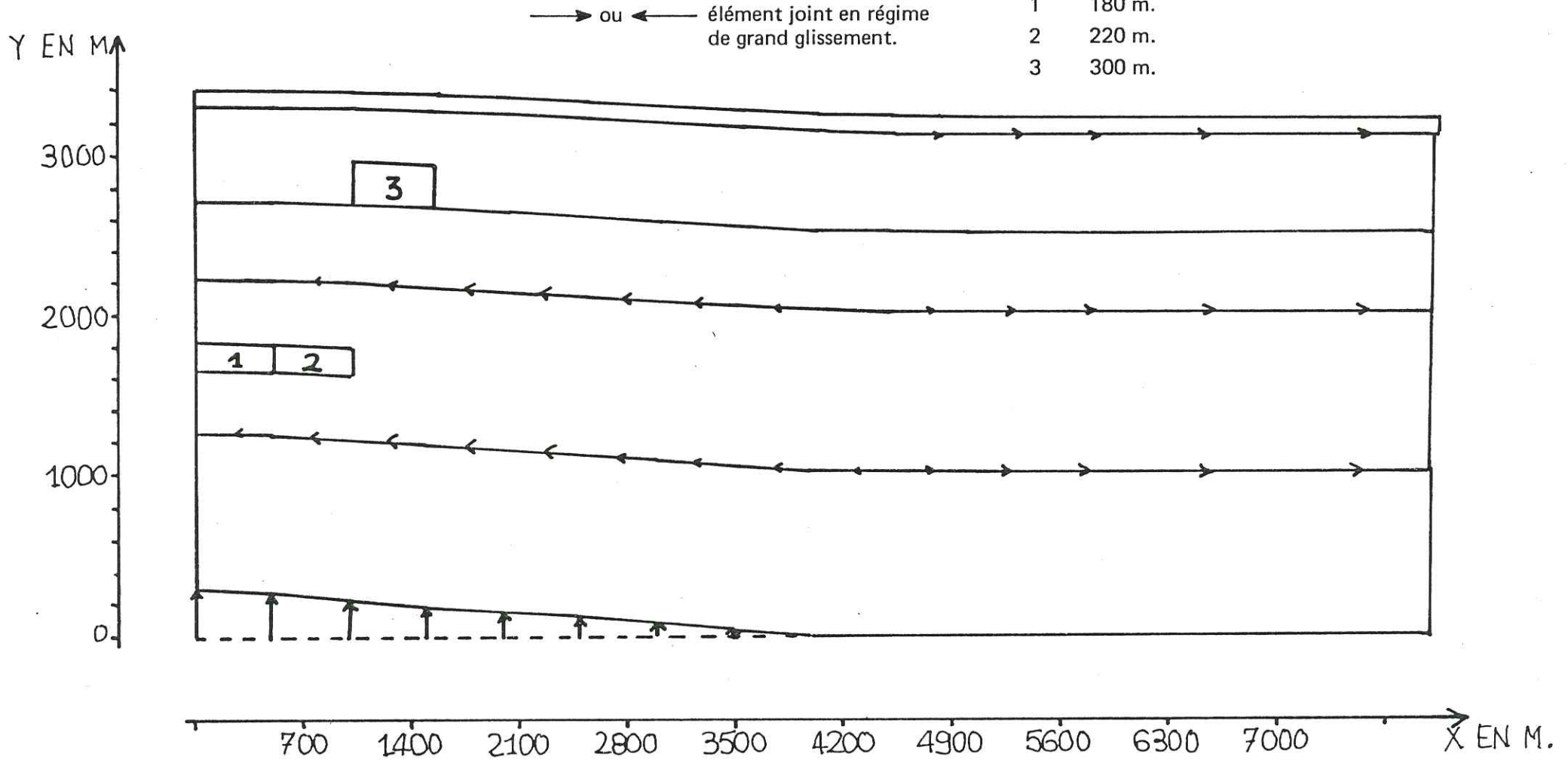


Fig. 107
 ORDRE D'ENTREE EN PLASTICITE
 (Les caractéristiques mécaniques sont
 données sur la figure 101)

SERIE DU BASSIN PARISIEN
 POINÇON B2 – COURSE = 300 m
 (Calcul n° 50)

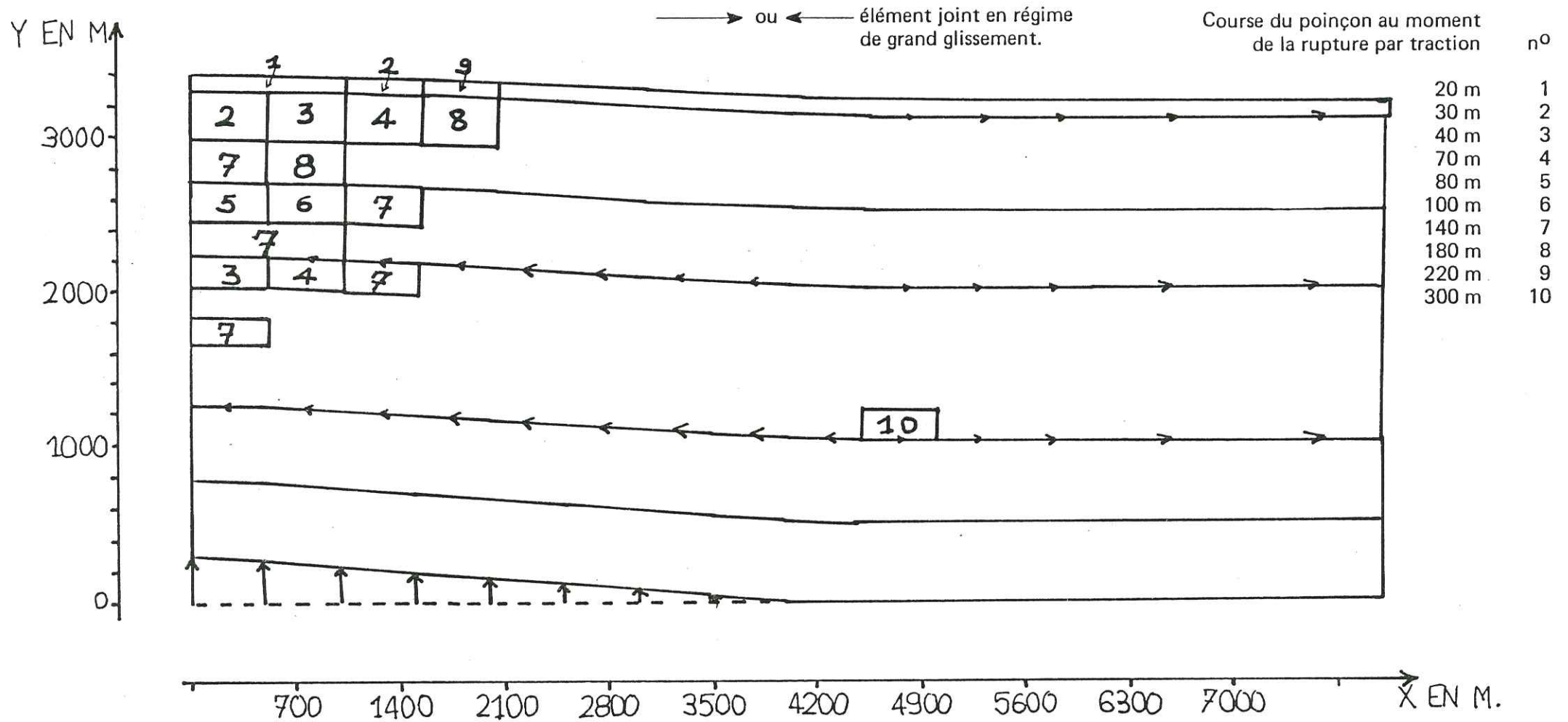


Fig. 108

ORDRE DE RUPTURE PAR TRACTION

(Les caractéristiques mécaniques sont données sur la figure 101)

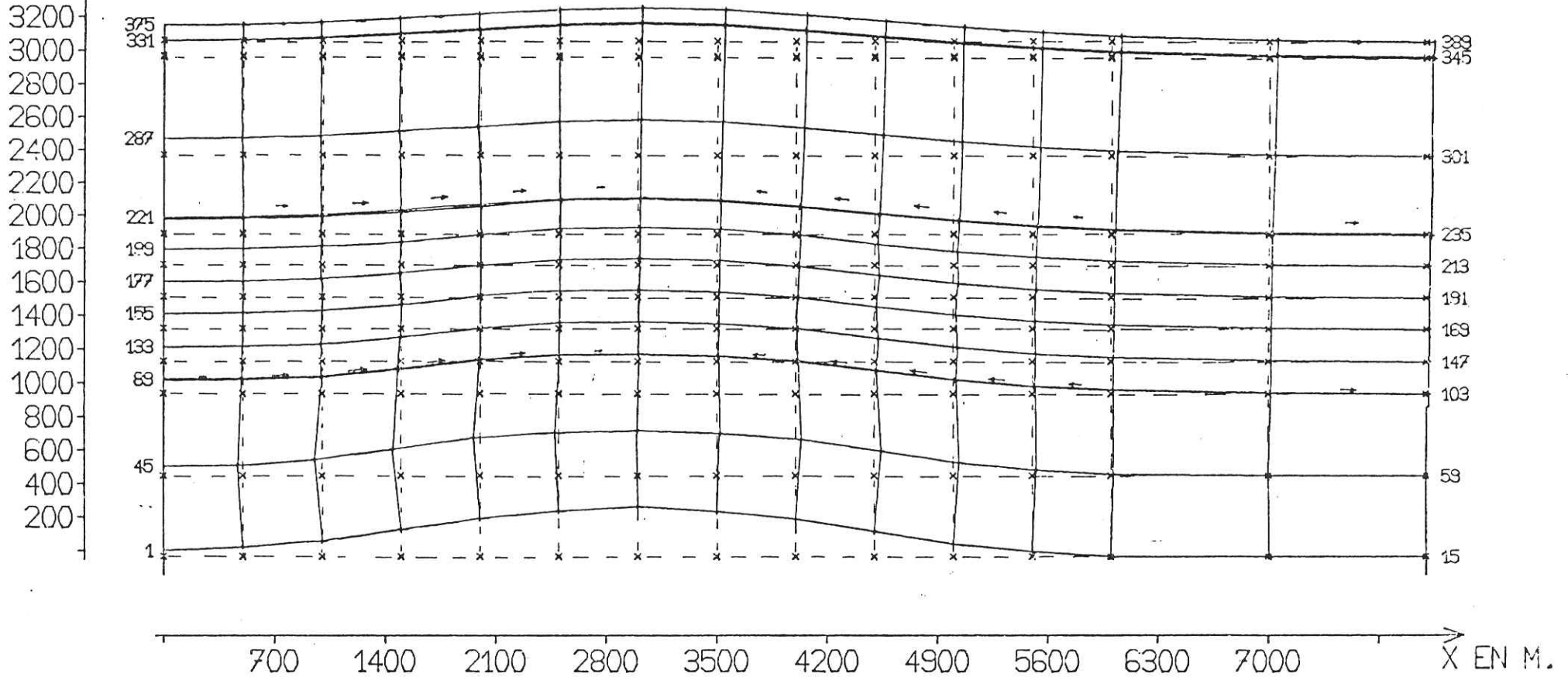
MAILLAGE DEFORME

CALCUL NO. 53 INCREMENT NO. 5

SERIE DU BASSIN PARISIEN

POINÇON C (DOUBLE), COURSE = 300 m.

Y EN M



N.B. Glissements des joints x 10.

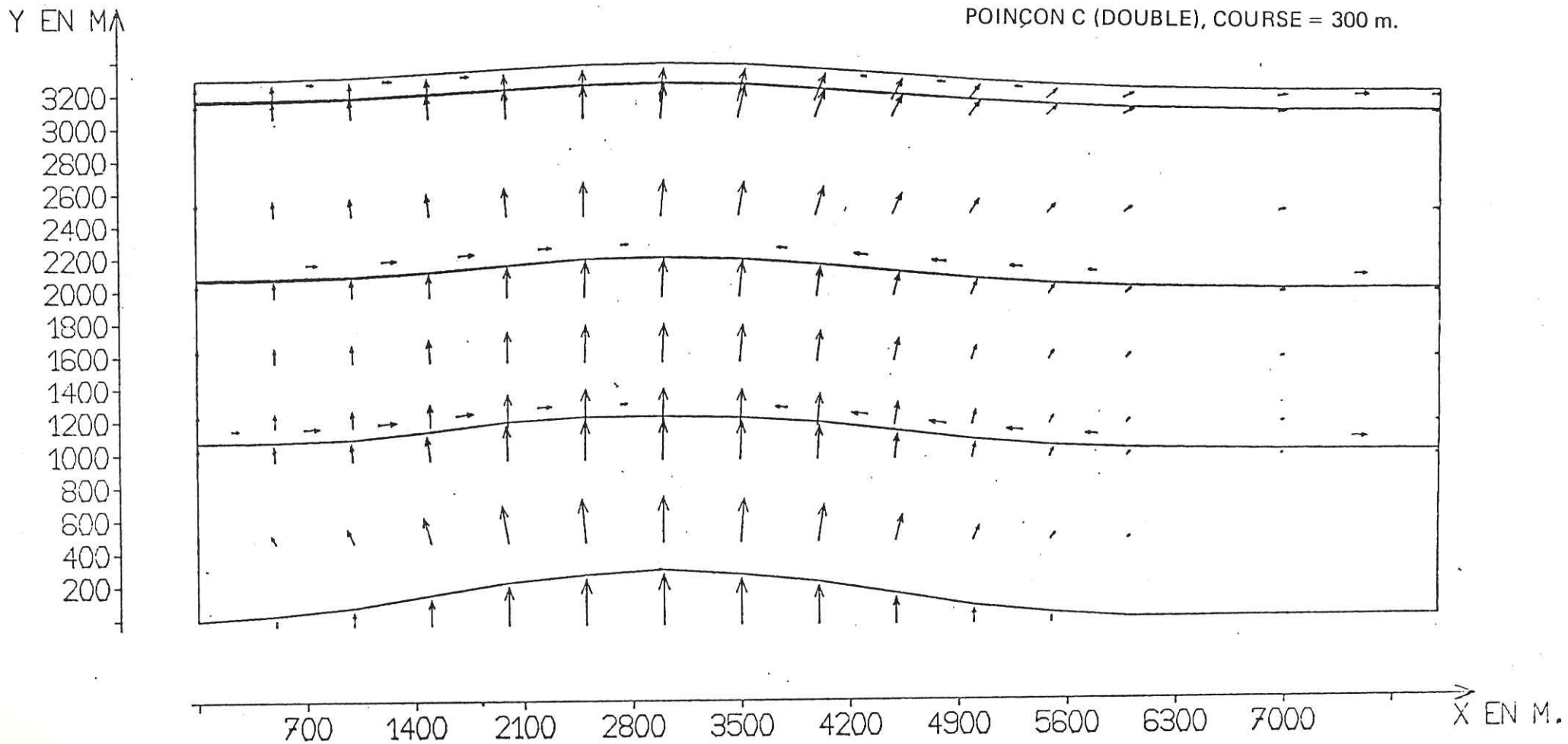
Fig. 109

VECTEURS - DEPLACEMENTS

CALCUL NO. 53 INCREMENT NO. 5

SERIE DU BASSIN PARISIEN

POINÇON C (DOUBLE), COURSE = 300 m.



N.B. Glissements des joints x 10.

Fig. 110

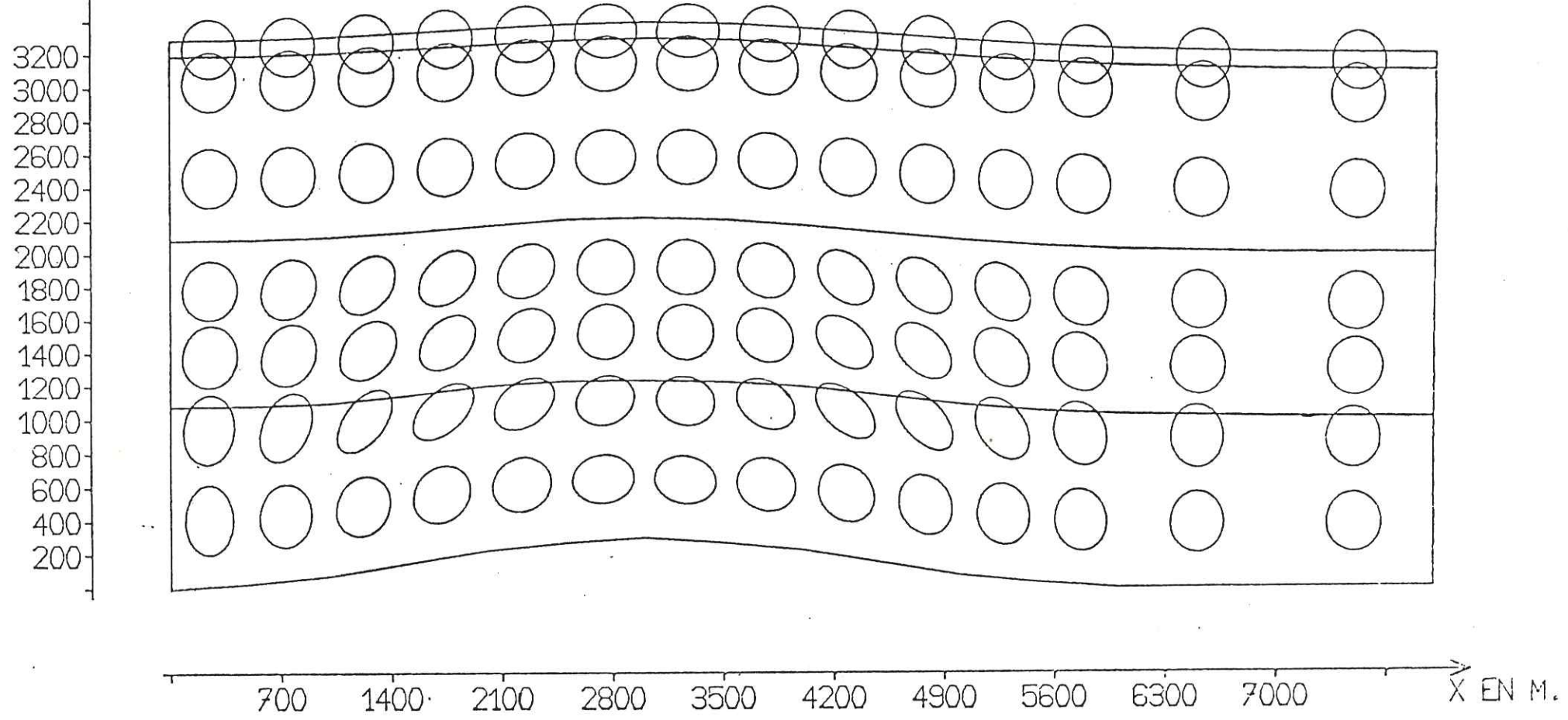
ELLIPSES DEFORMEES DE CERCLE

CALCUL NO. 53 INCREMENT NO. 5

SERIE DU BASSIN PARISIEN

POINÇON C (DOUBLE), COURSE = 300 m.

Y EN M



N.B. Déformations x 3.

Fig. 111

CONTRAINTES PRINCIPALES

CALCUL NO. 53 INCREMENT NO. 5
 ECHELLE DES CONTRAINTES

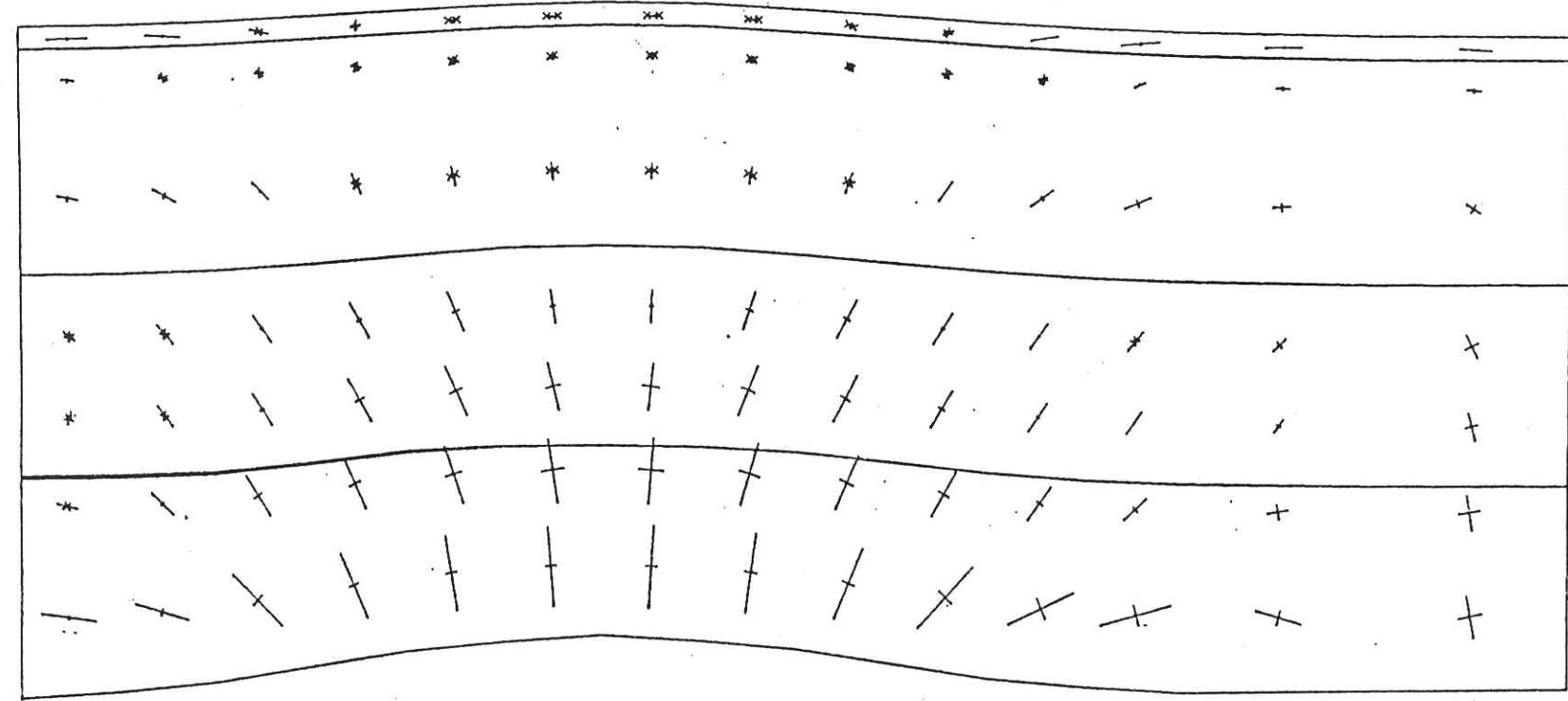
SERIE DU BASSIN PARISIEN

1000 T/M2 = -

POINÇON C (DOUBLE), COURSE = 300 m.

Y EN M

3200
 3000
 2800
 2600
 2400
 2200
 2000
 1800
 1600
 1400
 1200
 1000
 800
 600
 400
 200



X EN M.

N.B. : traction.

Fig. 112

SERIE DU BASSIN PARISIEN
 POINÇON C – COURSE = 300 m
 (Calcul n° 53)

n° Course du poinçon au moment de l'entrée en plasticité

- | | |
|---|-------|
| 1 | 180 m |
| 2 | 220 m |
| 3 | 260 m |
| 4 | 300 m |

Y EN MM

→ ou ← Éléments joints en régime de grand glissement.

3000

2000

1000

0

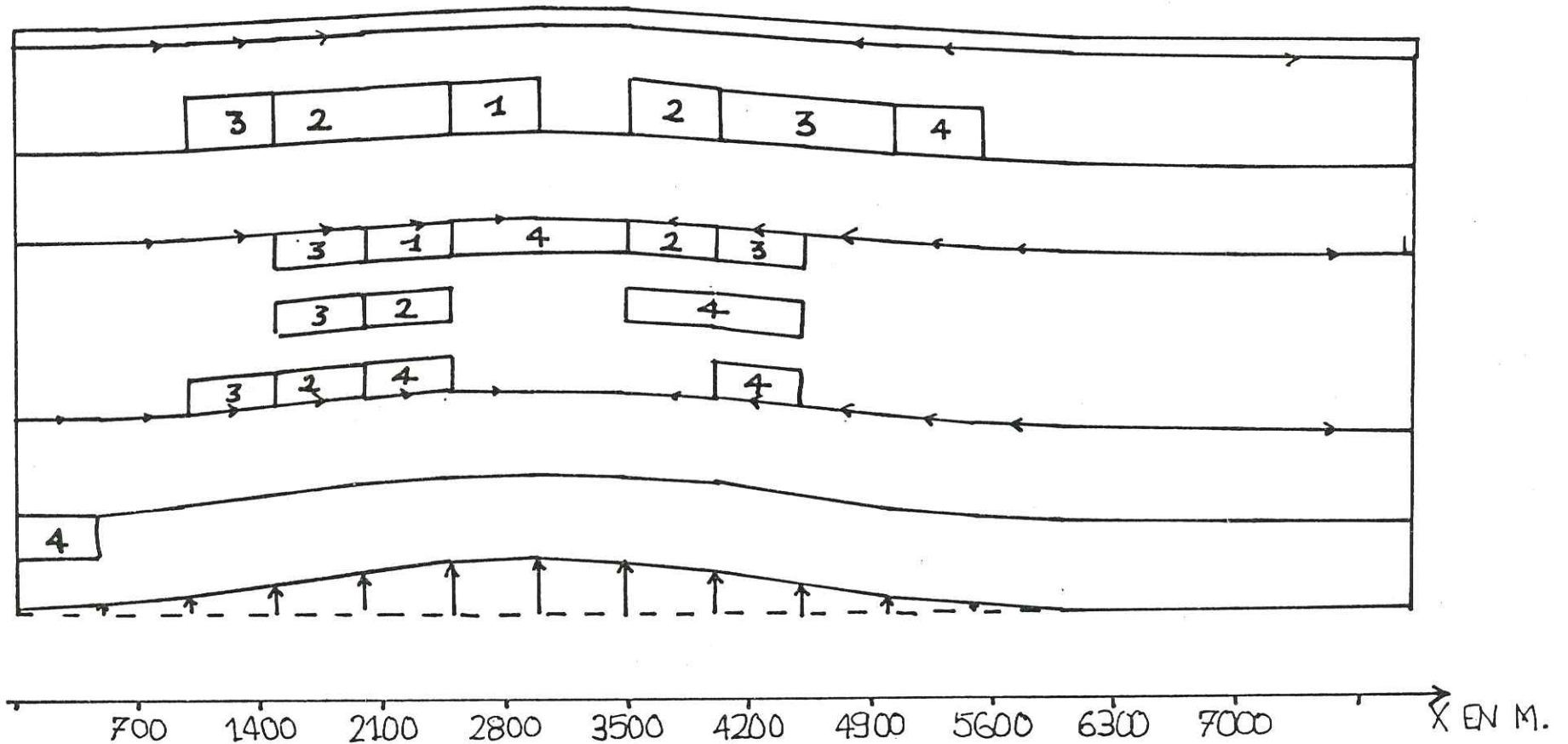


Fig. 113

ORDRE D'ENTREE EN PLASTICITE

(Les caractéristiques mécaniques sont données sur la figure 101)

SERIE DU BASSIN PARISIEN
 POINCON C - COURSE = 300 m
 (Calcul n° 53)

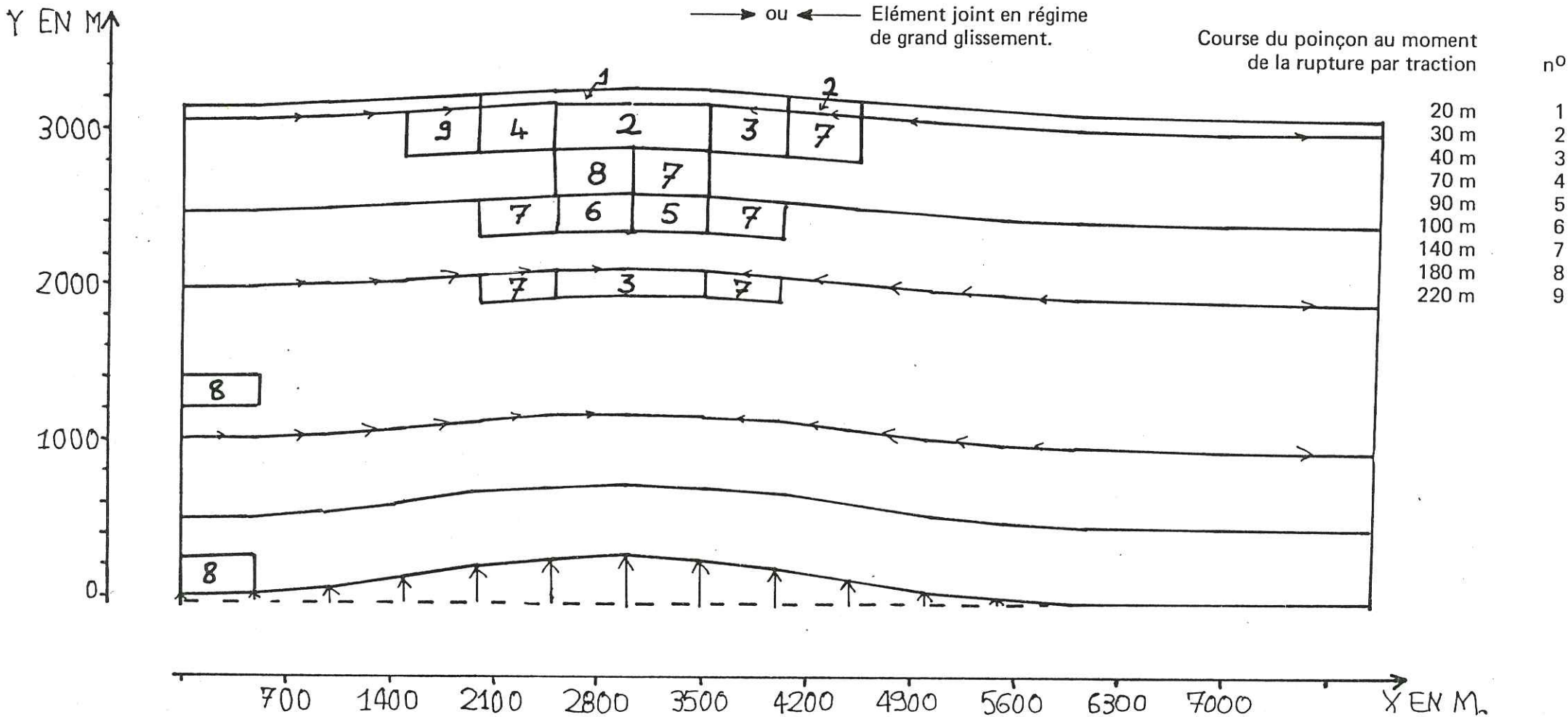


Fig. 114

ORDRE DE RUPTURE PAR TRACTION

(Les caractéristiques mécaniques sont
 données sur la figure 101)

SERIE DU BASSIN PARISIEN
COURSE = 300 m

----- Poinçon A
..... Poinçon B₂

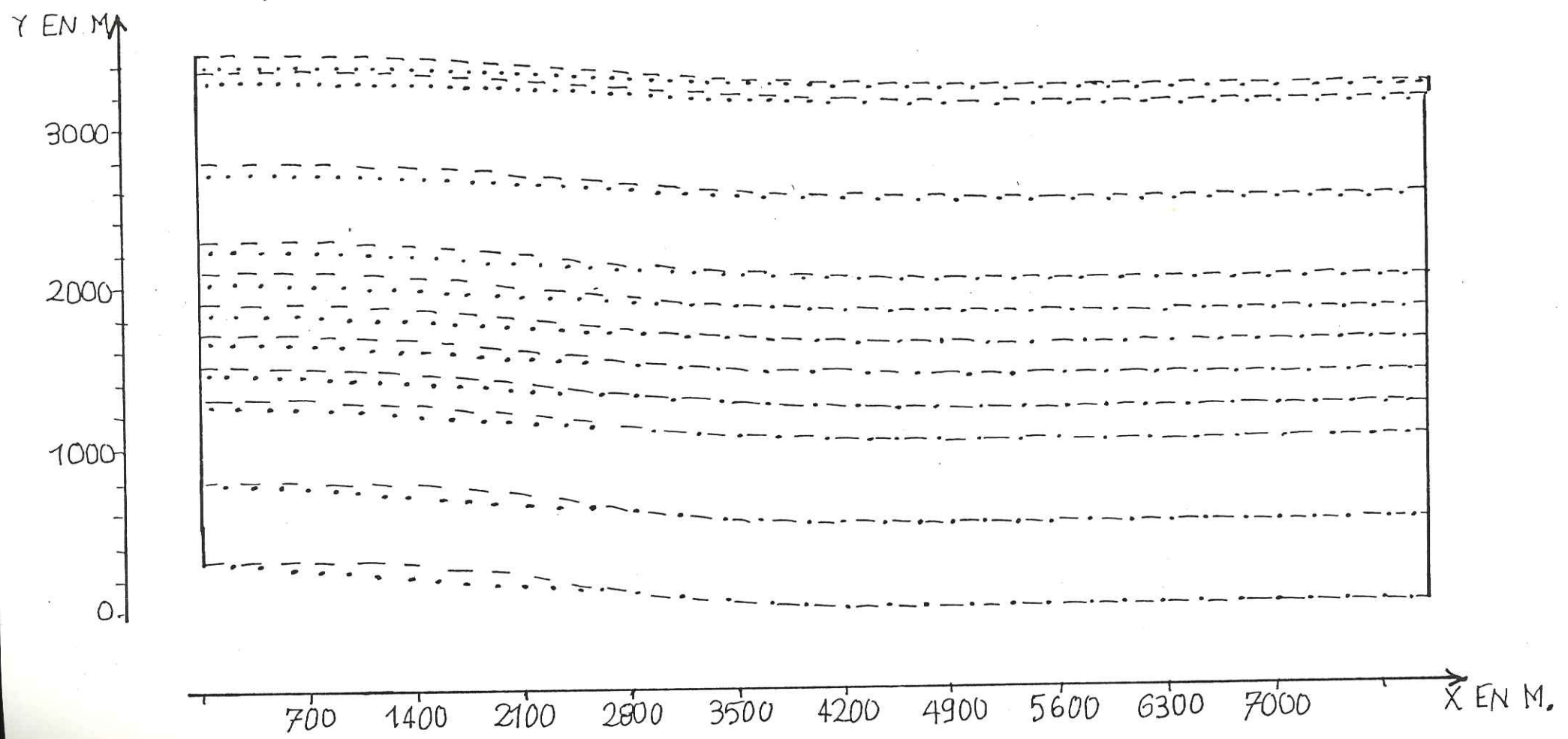


Fig. 115 COMPARAISON DES GEOMETRIES FINALES

SERIE DU BASSIN PARISIEN
COURSE = 300 m

----- Poinçon A
..... Poinçon B₁

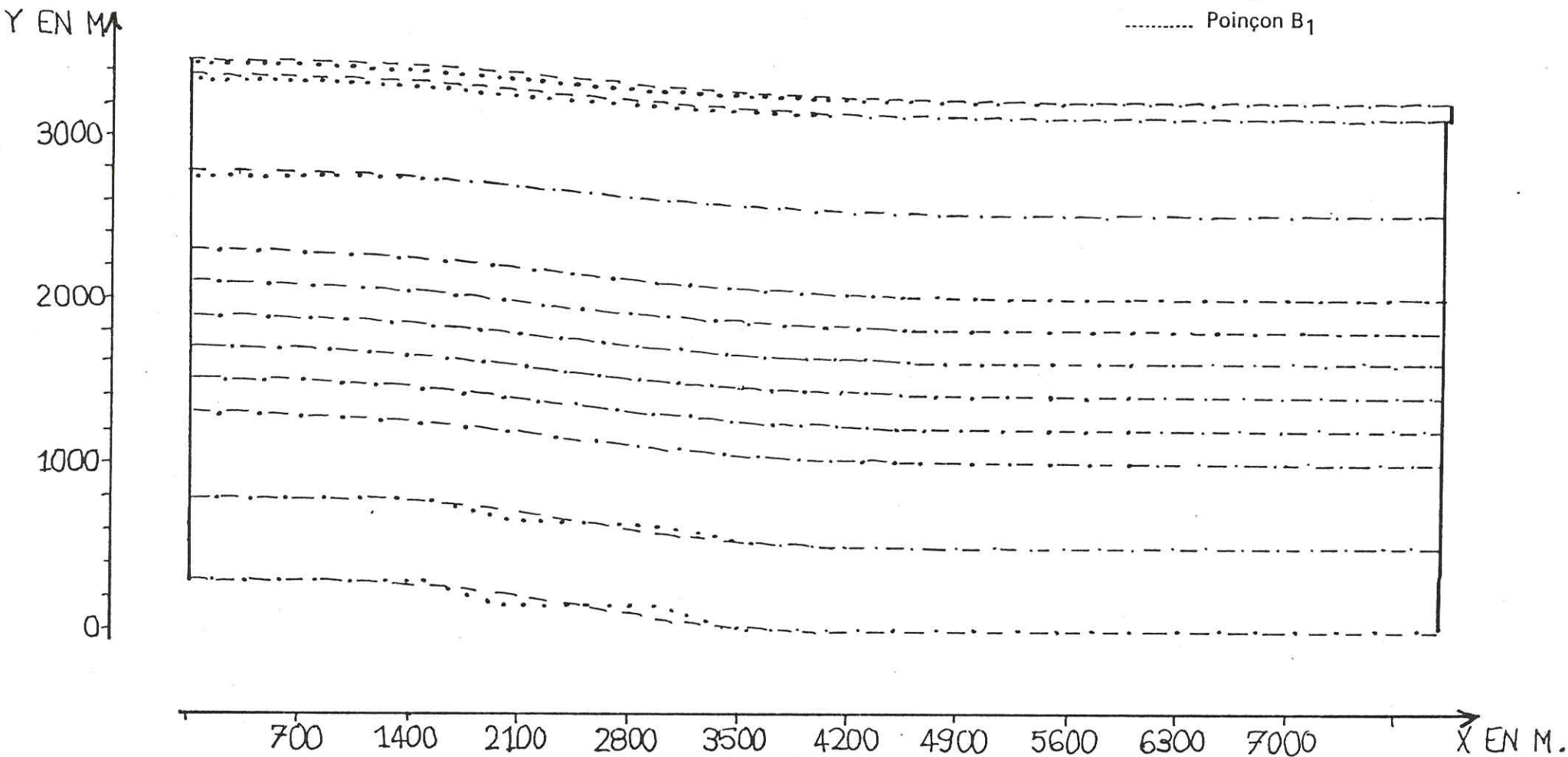


Fig. 116 COMPARAISON DES GEOMETRIES FINALES

CARTE STRUCTURALE AU TOIT DES SABLES DE GLOS

ECHELLE 1: 5000

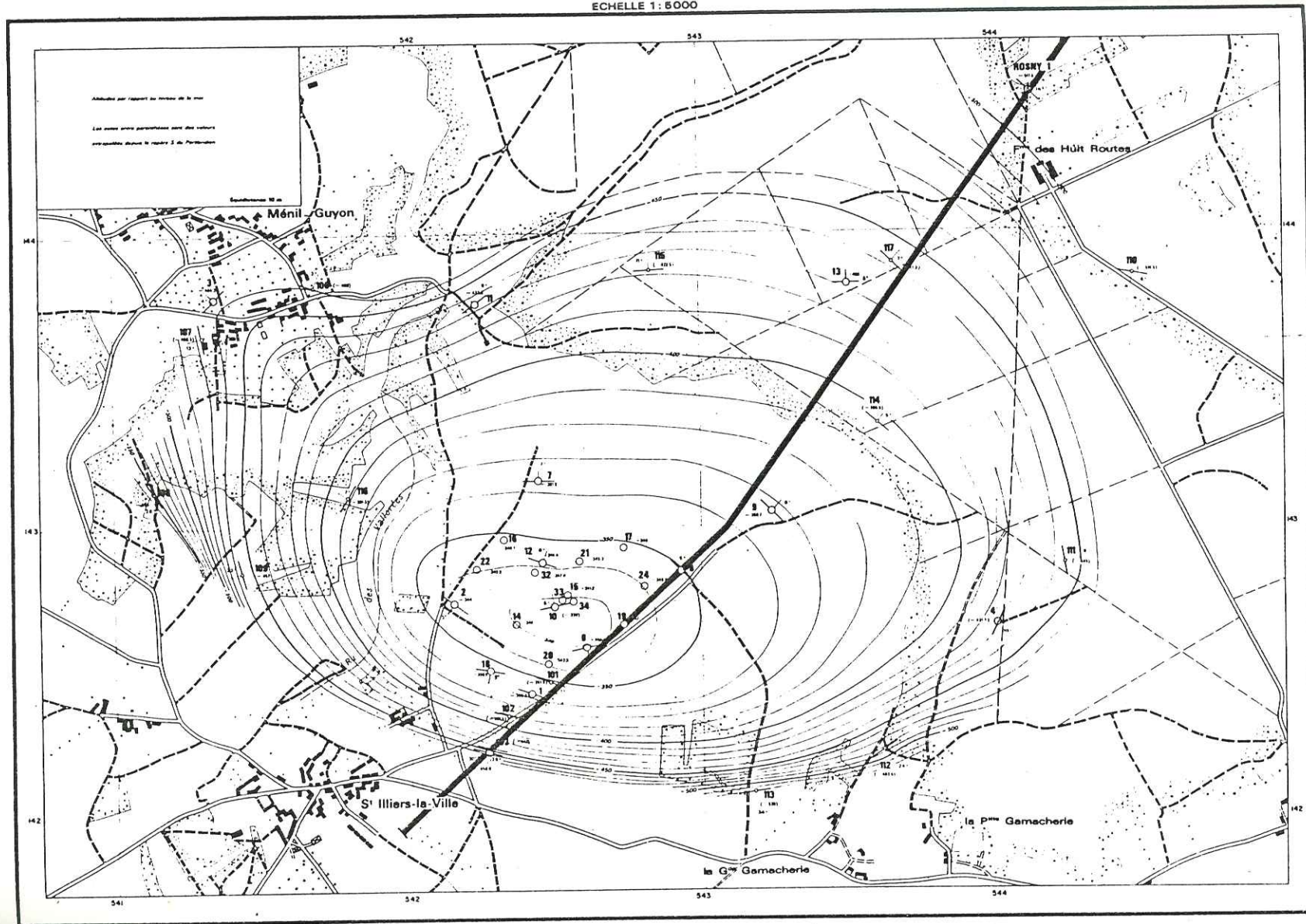


Fig.117. STRUCTURE DE SAINT-ILLIERS

(d'après rapport I.F.P n° 11067)

— Isobathes du repère portlandien

○ Implantation des sondages

— Coupe choisie

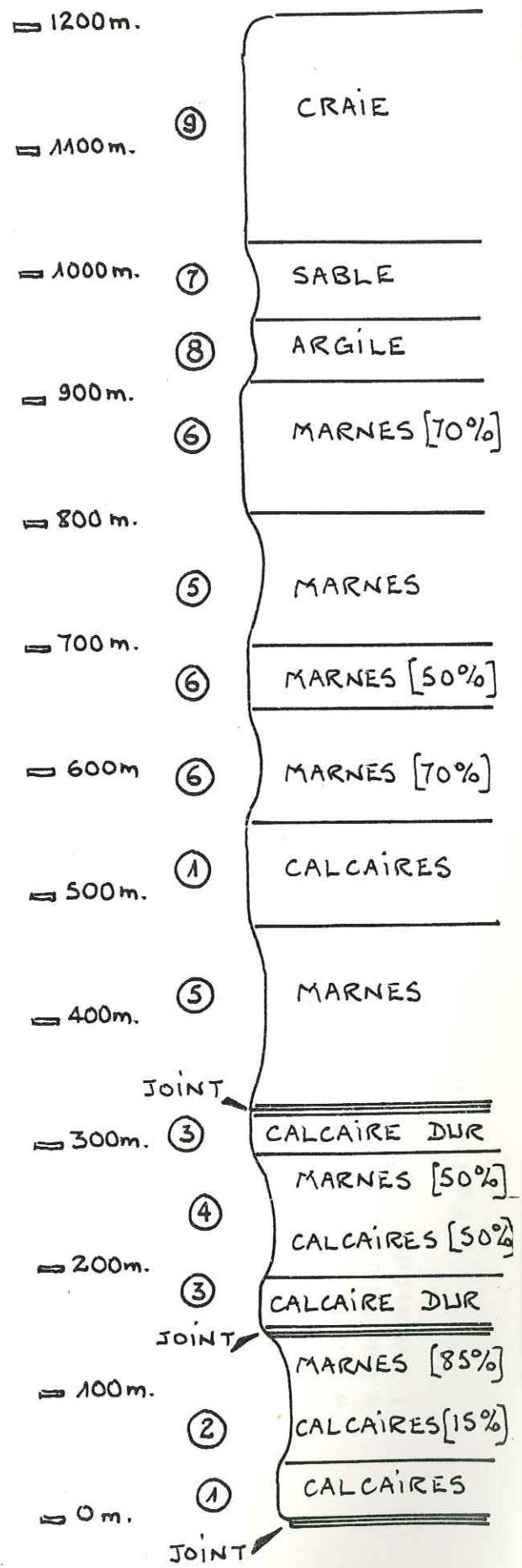
SERIE SEDIMENTAIRE DE ST. ILLIERS

ET SA MODELISATION.

FIG. 118.

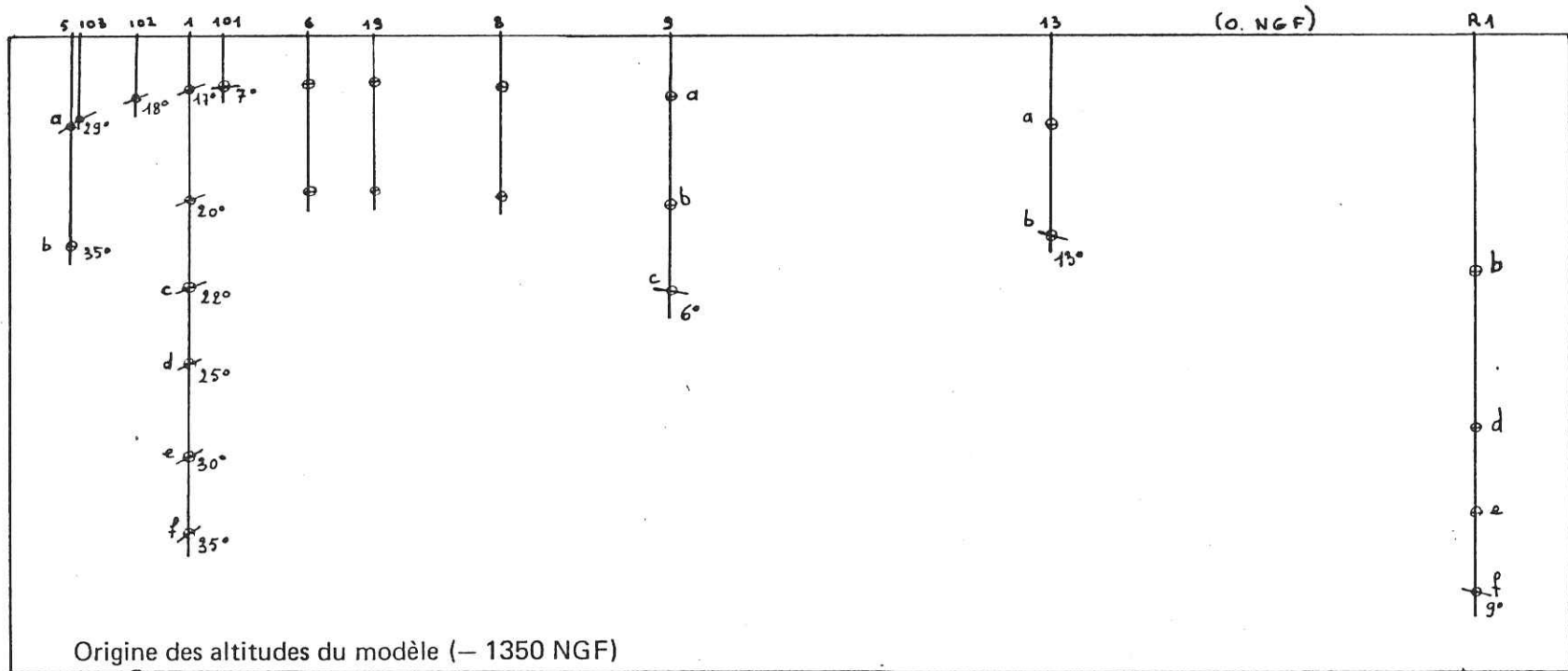


SENONIEN TURONIEN CENOMANIEN
GAULT ALBO-APTIEN BARREMIEN WEALDIEN
PORTLANDIEN
KIMMERIDGIEN
SEQUANIEN RAURACIEN
OXFORDIEN CALLOVIEN
DOGGER
LIAS SUP.
LIAS INF.
PERMOTRIAS + RHETIEN



SW.

NE



- a. Repère du Portlandien (45 m au-dessous du toit)
- b. Toit du Séquanien
- c. Oxfordien
- d. Toit du Dogger
- e. Base du Dogger
- f. Toit des Grès

1000m

Fig. 119 – DONNEES DES SONDAGES SUR LA COUPE Si1 - R1.

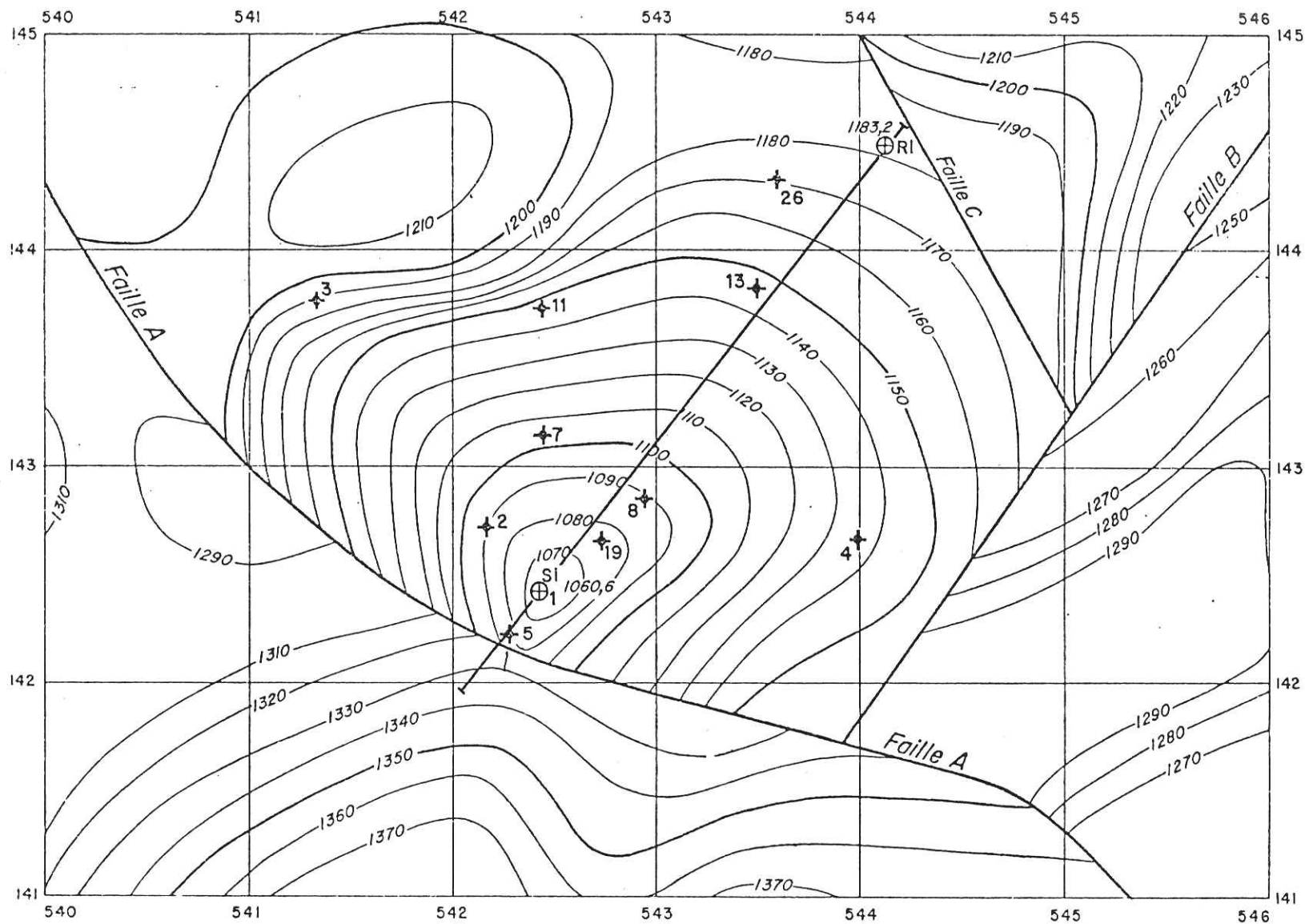


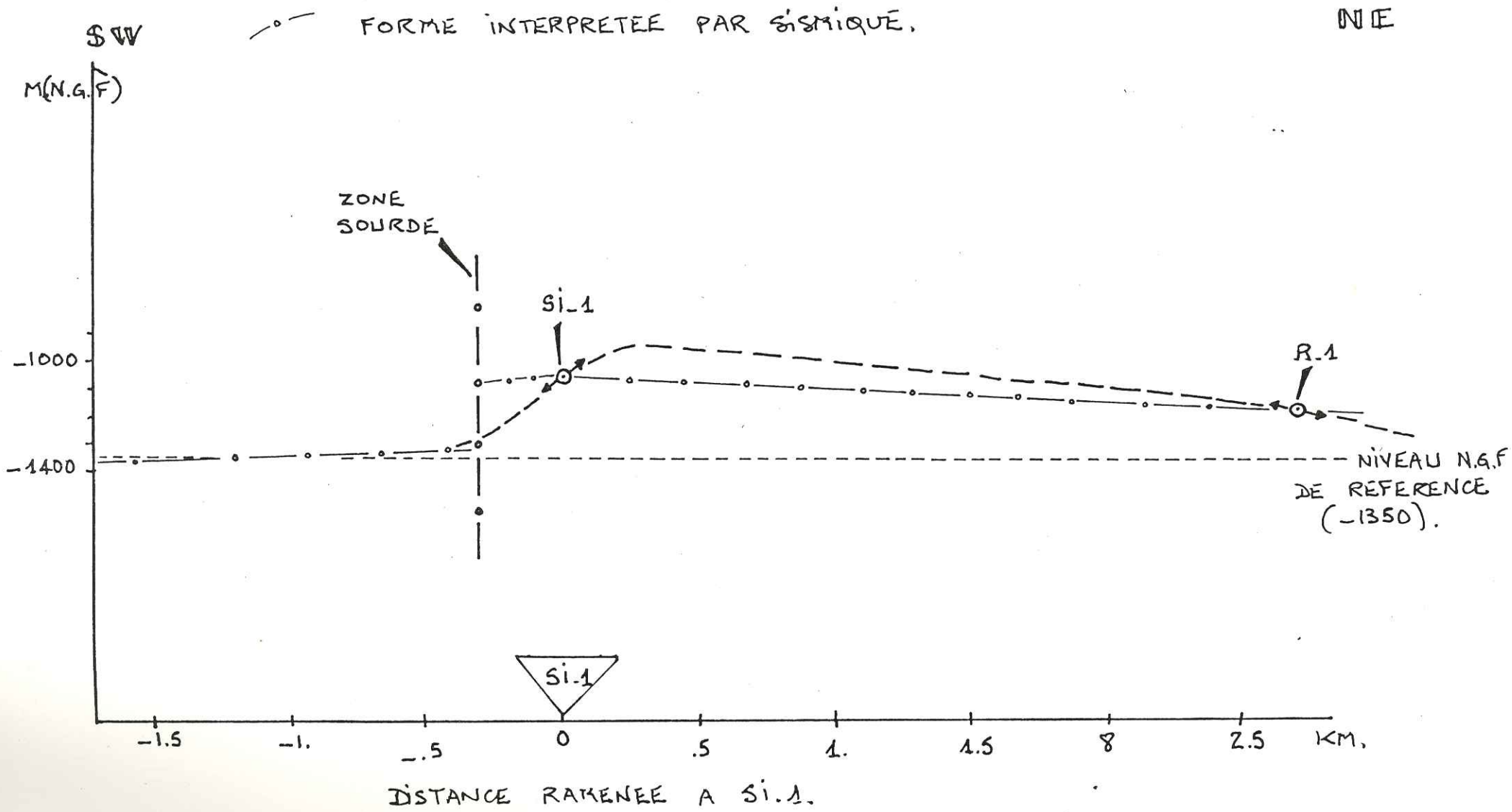
FIG. 120. CARTE EN COURBES ISOBATHES AU TOIT DU RESERVOIR RHETIEN ET PERMOTRIASIQUE D'APRES LES DOCUMENTS SISMIQUES. (RAPPORT I.F.P. NO. 22835.)

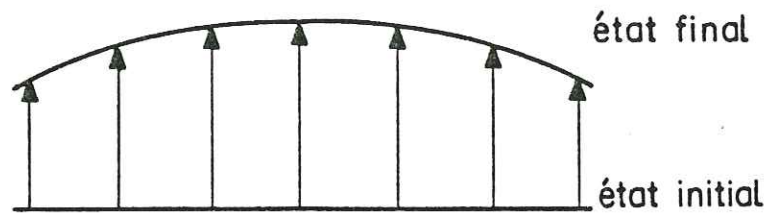
- FAILLE SISMIQUE
- ⊕ SONDAGE AYANT TRAVERSE LE RESERVOIR TRIASIQUE.

FIG. 121. COUPE SI.1-R.1 AU TOIT DES GRES RHETIEN ET PEROTRIASIQUE. D'APRES DOCUMENTS SISMQUES ET SONDAGES.

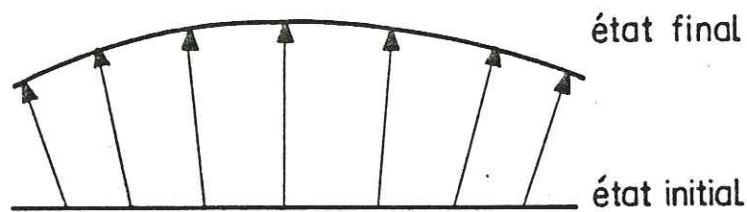
ECHELLE 1/20000.

--- FORME POSSIBLE DU POINÇON (?)
 -o- FORME INTERPRETEE PAR SISMIQUE.





a

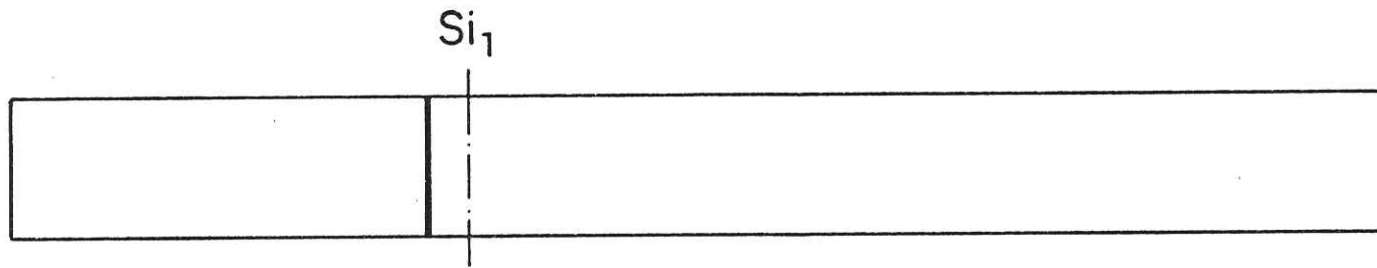


b

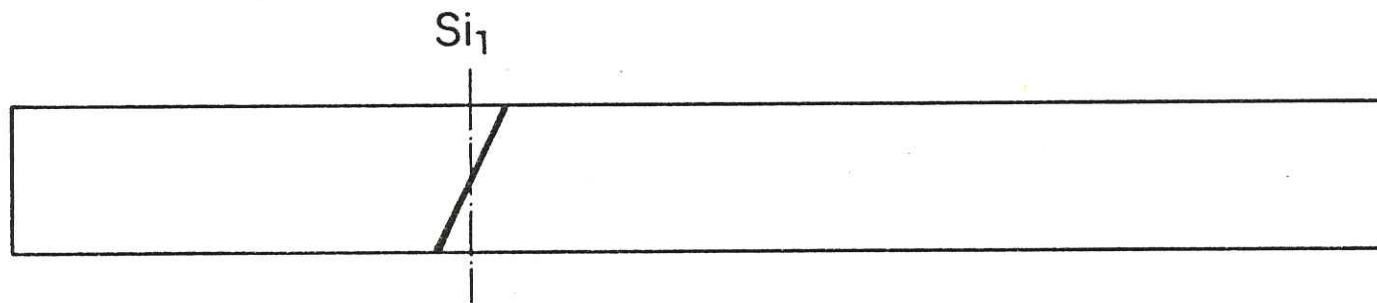
La connaissance globale des états "final" et "initial" ne suffit pas à déterminer la transformation

Dans les exemples a et b, les mêmes états ne se correspondent pas dans la même transformation ponctuelle.

Fig.122.



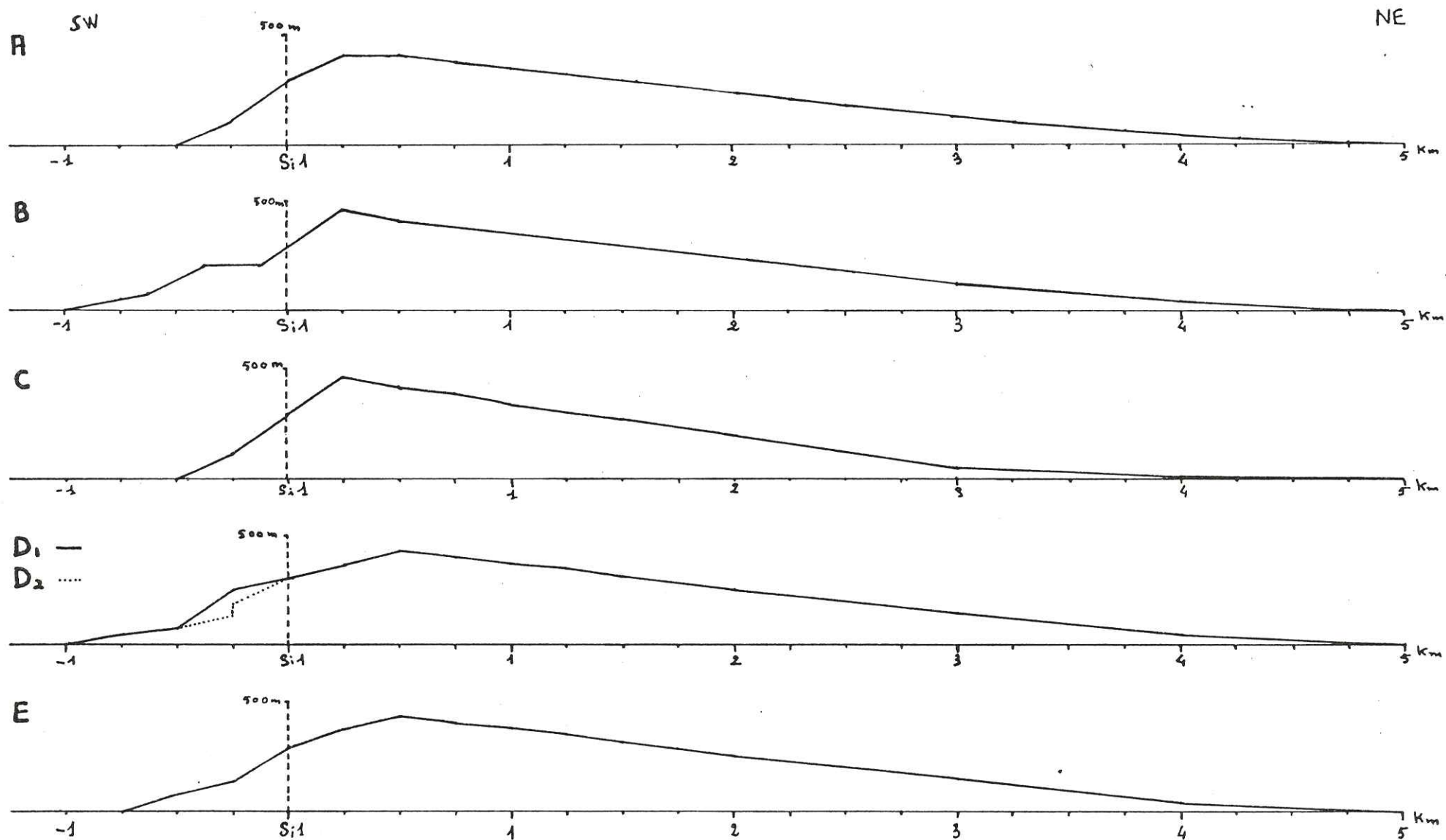
a_ Faille verticale : maillage N°5



b_ Faille normale : maillage N°8

Fig.123. MAILLAGES COMPORTANT UNE FAILLE

FIG. 124. Types de poinçons appliqués pour le modèle -de St-Illiers.



MAILLAGE DEFORME

CALCUL N° 113

ST-ILLIERS

POINCON C

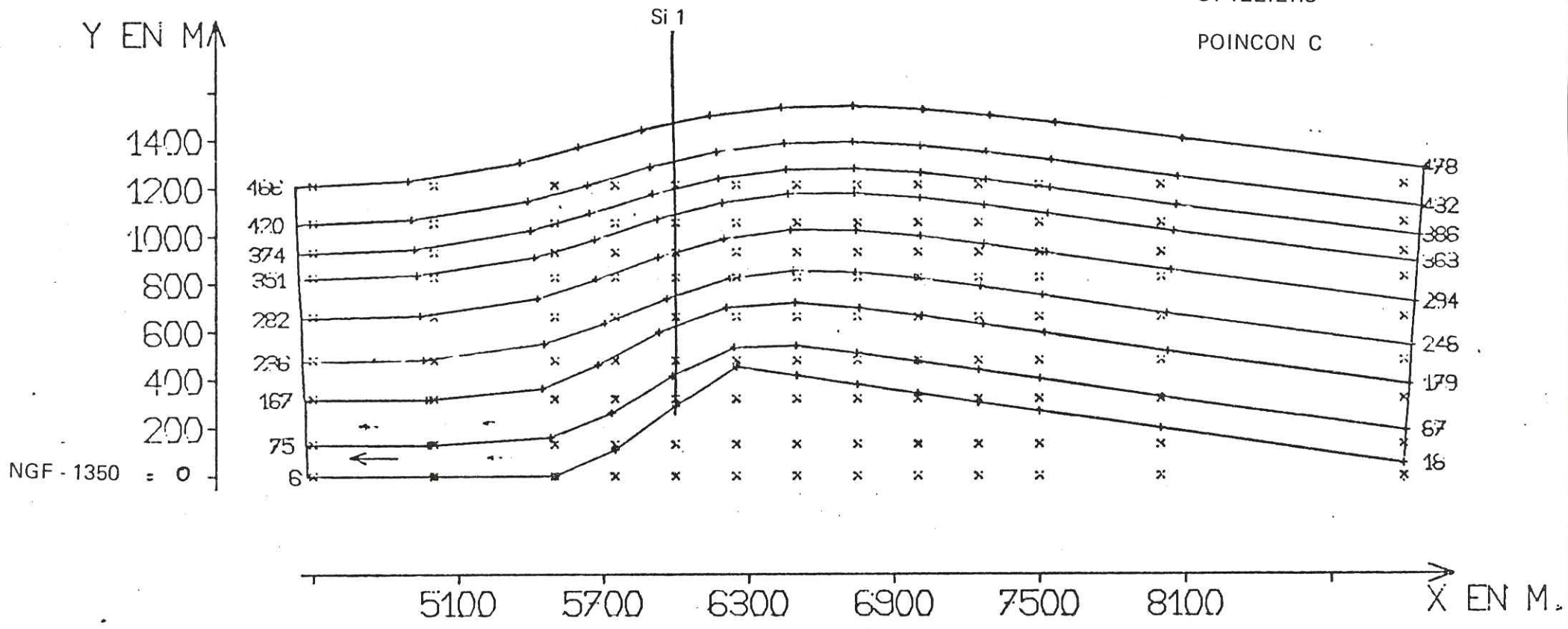


Fig. 125 - EXEMPLE DE CALCUL MONTRANT DE FORTS AMINCISSEMENTS DANS LES COUCHES INFERIEURES

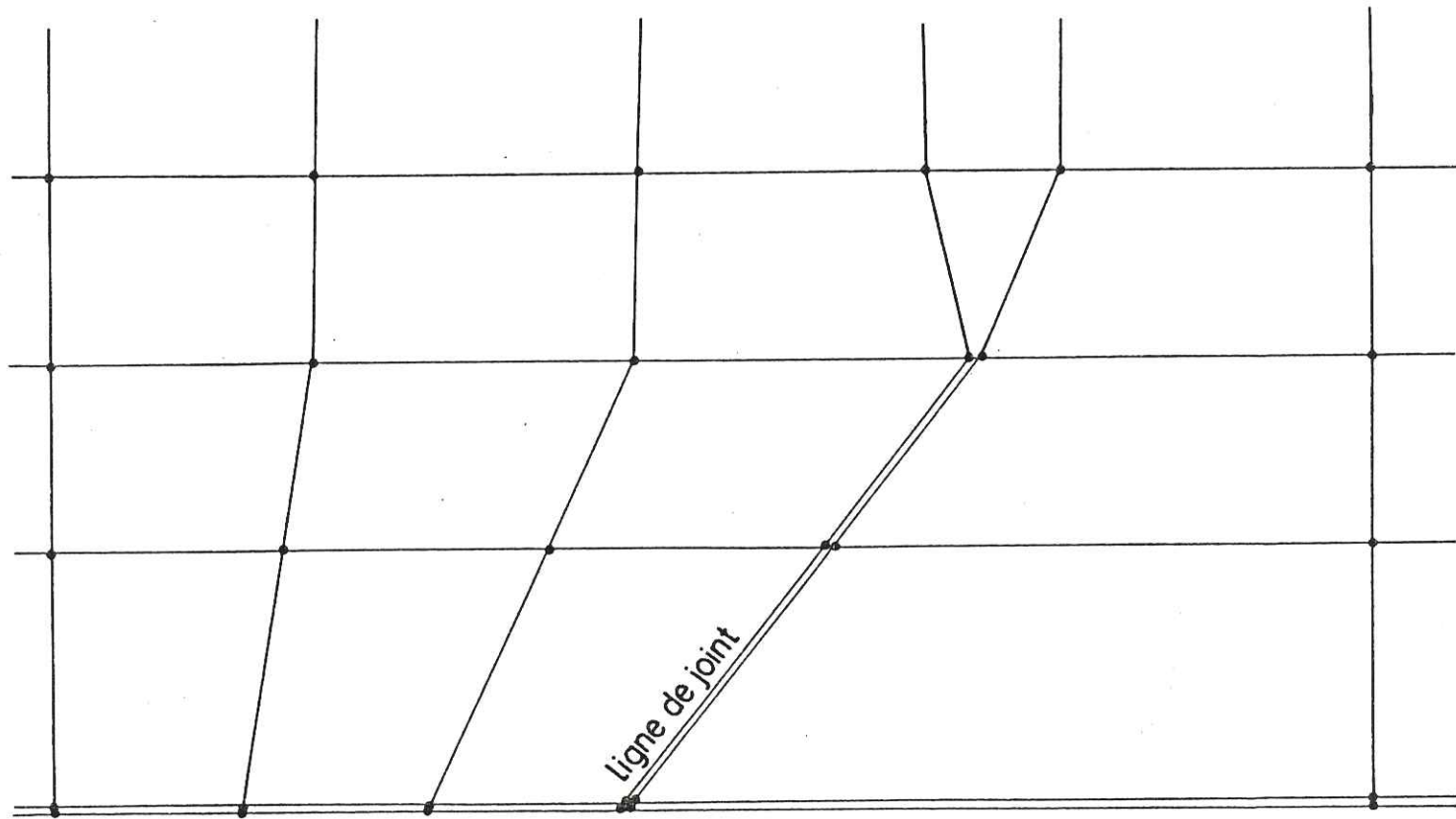


Fig. 126 MAILLAGE COMPORTANT UNE LIGNE DE JOINTS SE TERMINANT
PAR DES ELEMENTS 2-D

MAILLAGE DEFORME

CALCUL NO. 116

SAINT-ILLIERS

POINCON D

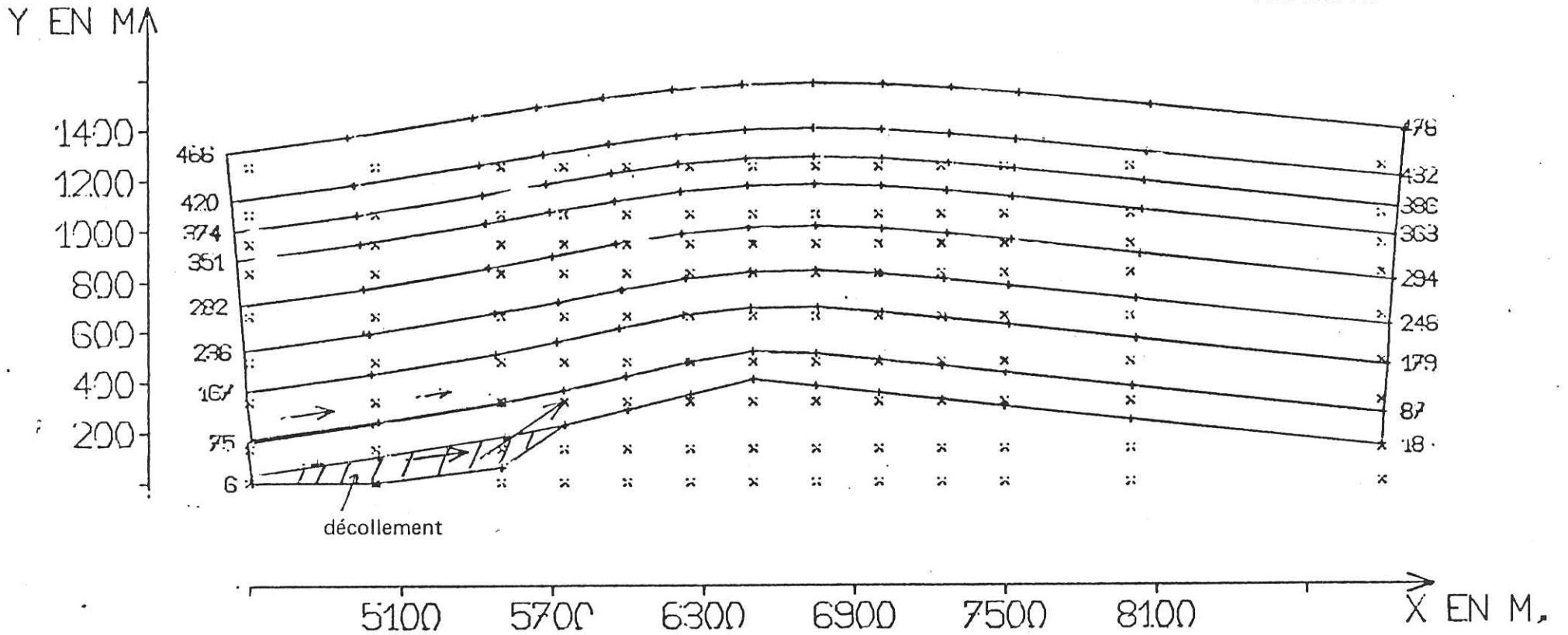


Fig. 127 - EXEMPLE DE CALCUL CONDUISANT A DE GRANDS DECOLLEMENTS

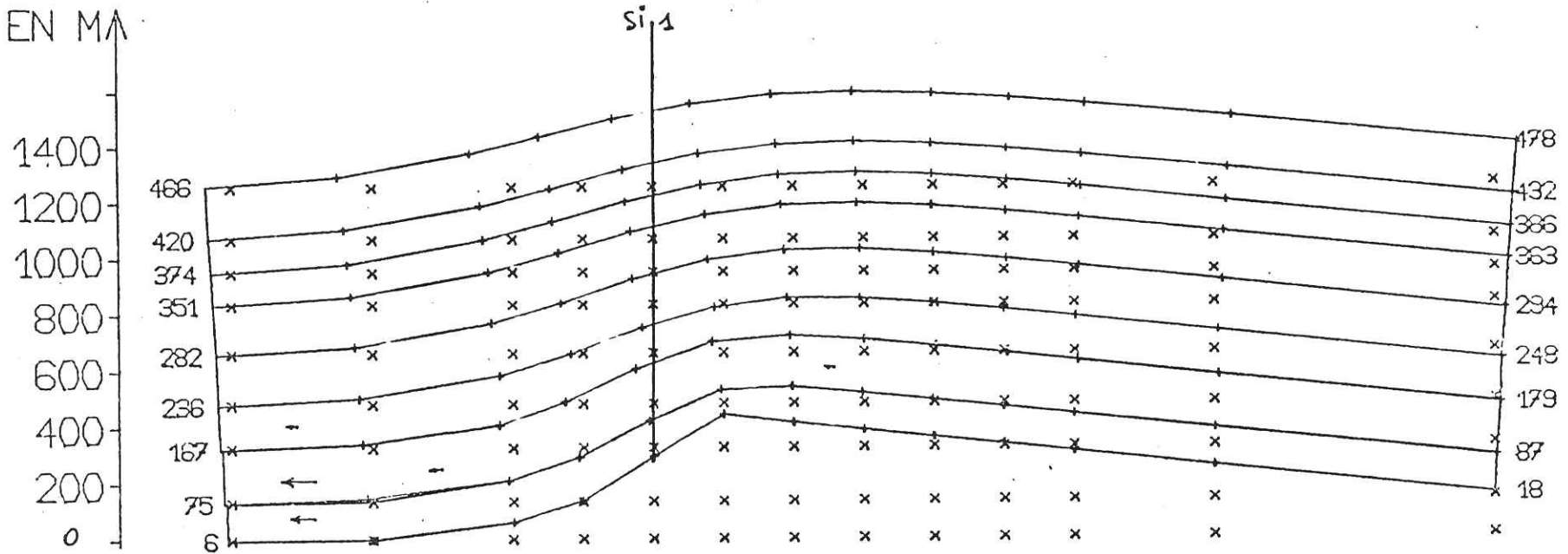
MAILLAGE DEFORME

CALCUL NO. 121

SAINT-ILLIERS

POINÇON TYPE E

Y EN MM



(= NGF - 1350)

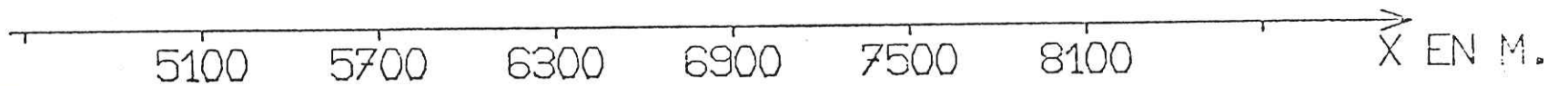


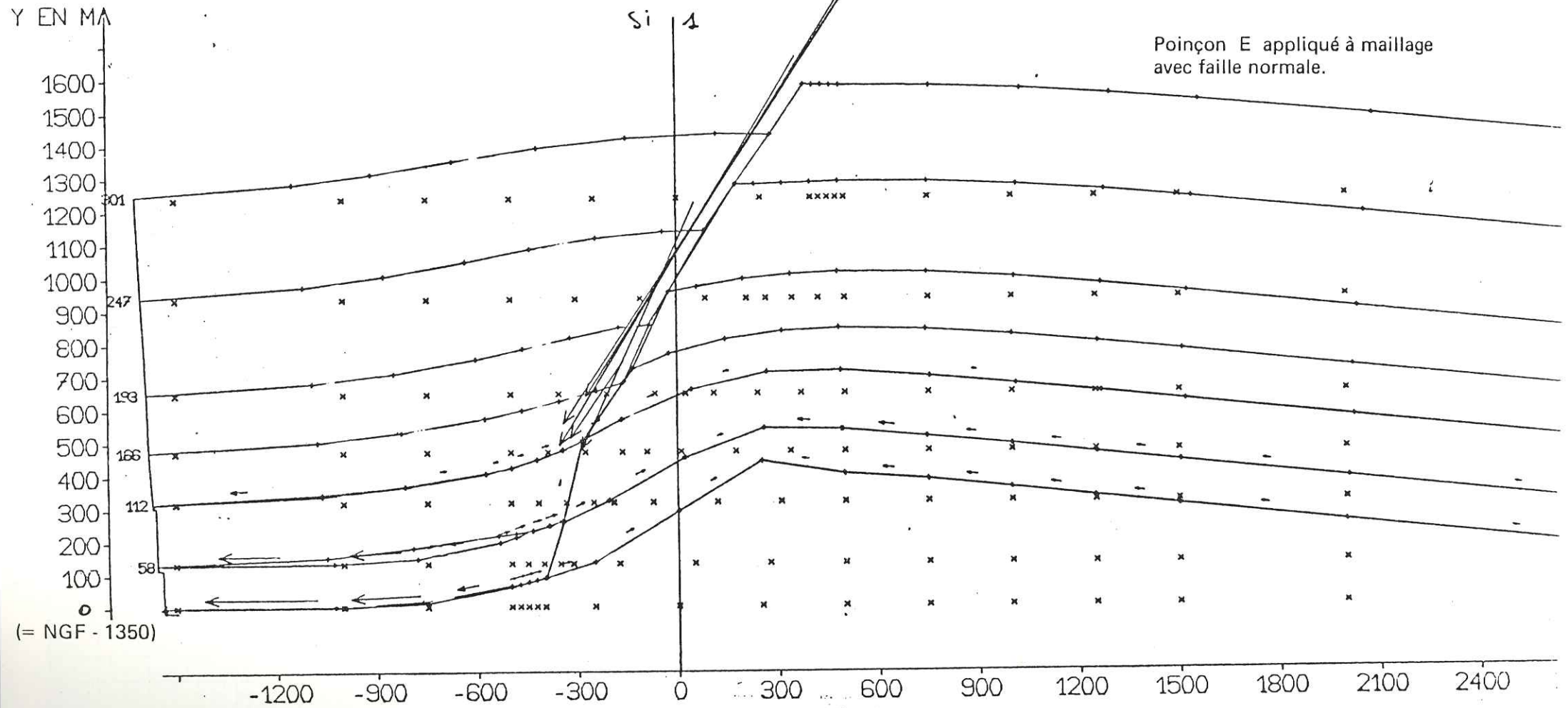
Fig. 128

MAILLAGE DEFORME

CALCUL NO. 152 INCREMENT NO. 10

SAINT-ILLIERS

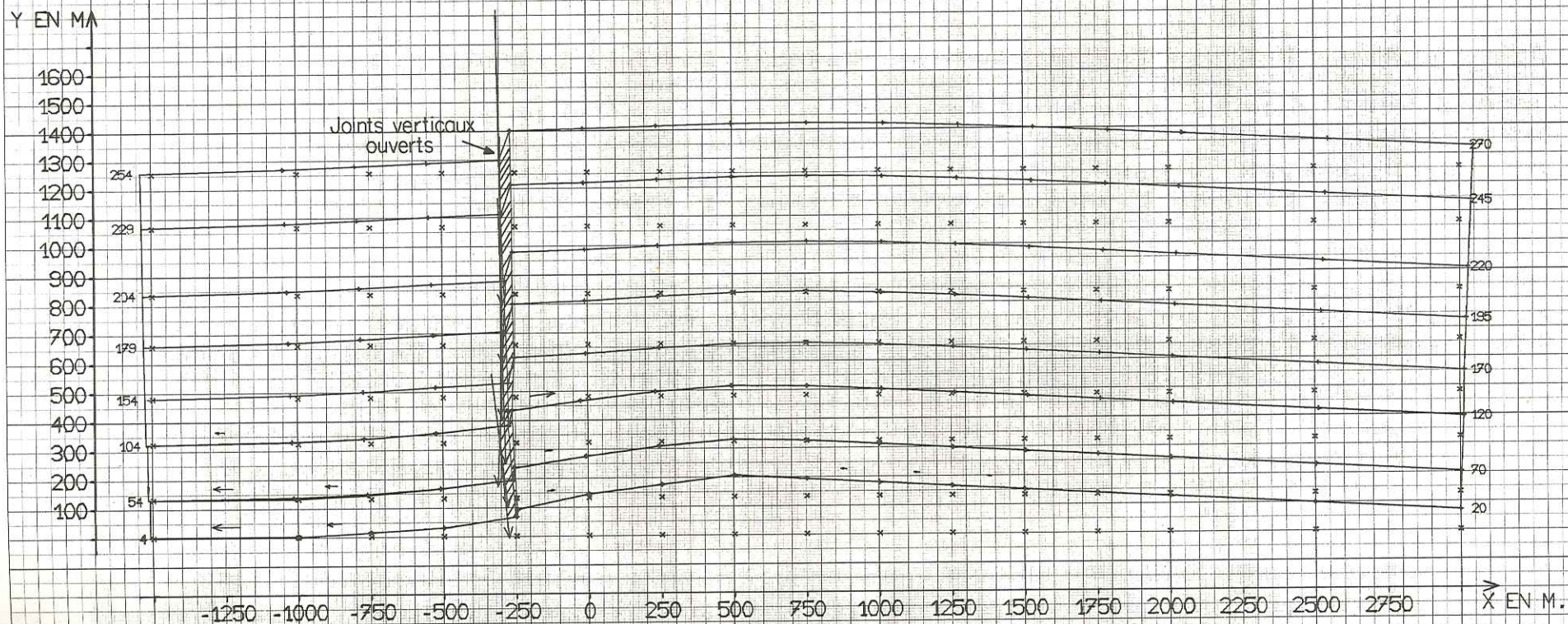
Poinçon E appliqué à maillage
avec faille normale.



SAINTE ILLIERS
MAILLAGE DEFORME

CALCUL NO. 117 INCREMENT NO. 5
MAILLAGE AVEC FAILLE VERTICALE

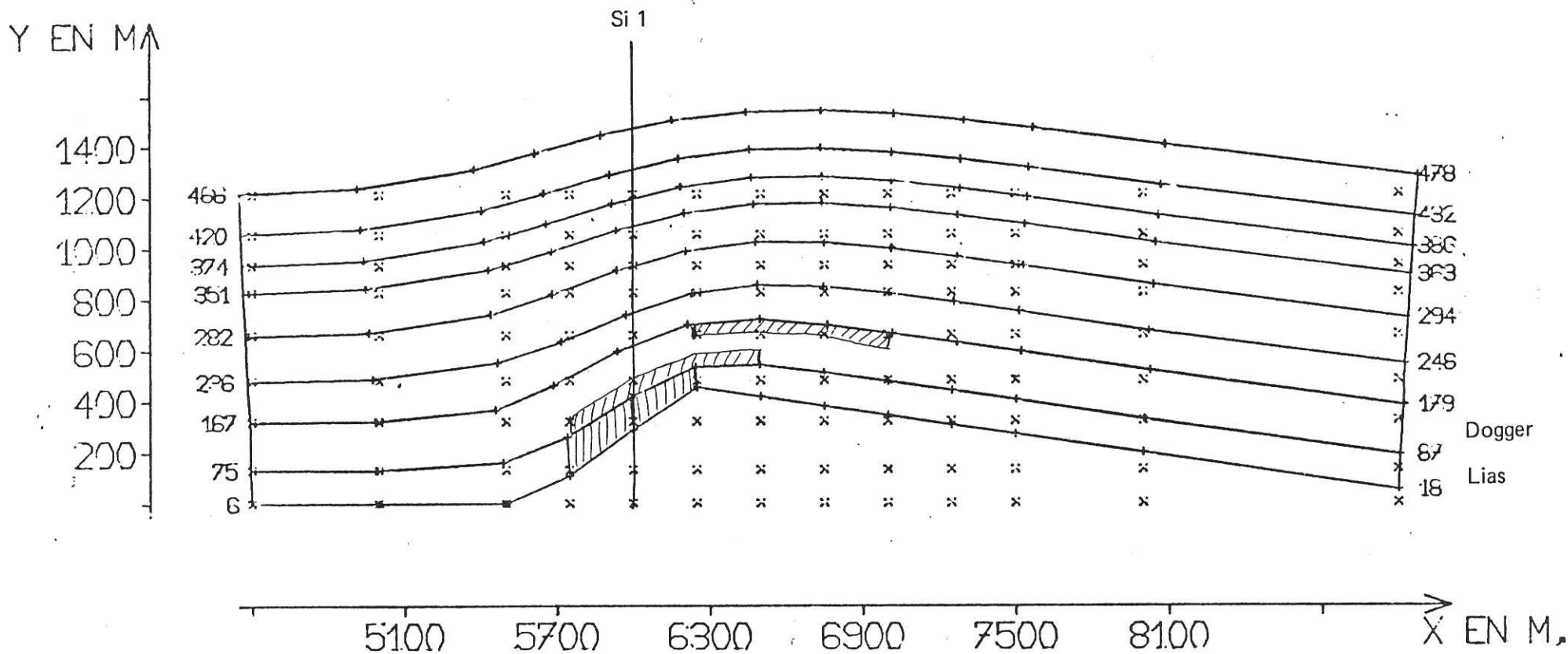
Fig. 130




MAILLAGE DEFORME

CALCUL NO. 114

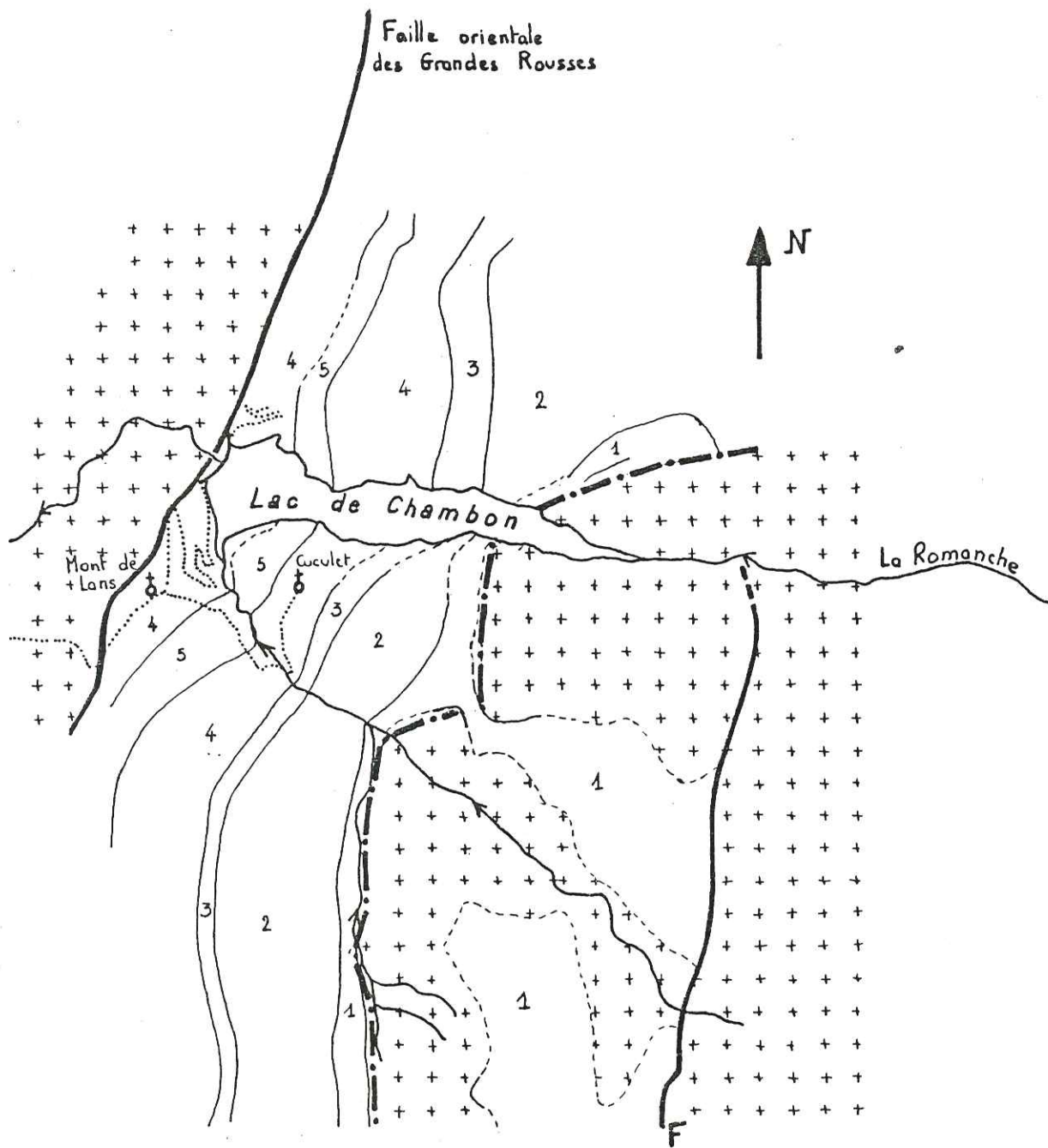
STRUCTURE DE ST-ILLIERS



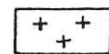
 Zones de très fortes tractions suggérant une faille normale de la base du Lias au toit du Dogger.

ZONES DE TRACTION

Fig. 131



Légende :



: socle (cristallin + houiller)

1 : l1-5

2 : l6

3 : l7-8

4 : l_j

5 : j1-2

— · — · — · — : trace du plan de glissement du poinçon (jalonné de Trias)

— — — — — : faille verticale limitant la "marche d'escalier" suivante.

éch. = 1/50 000

Fig. 132

GEOLOGIE GENERALE DE LA STRUCTURE
DE CUCULET

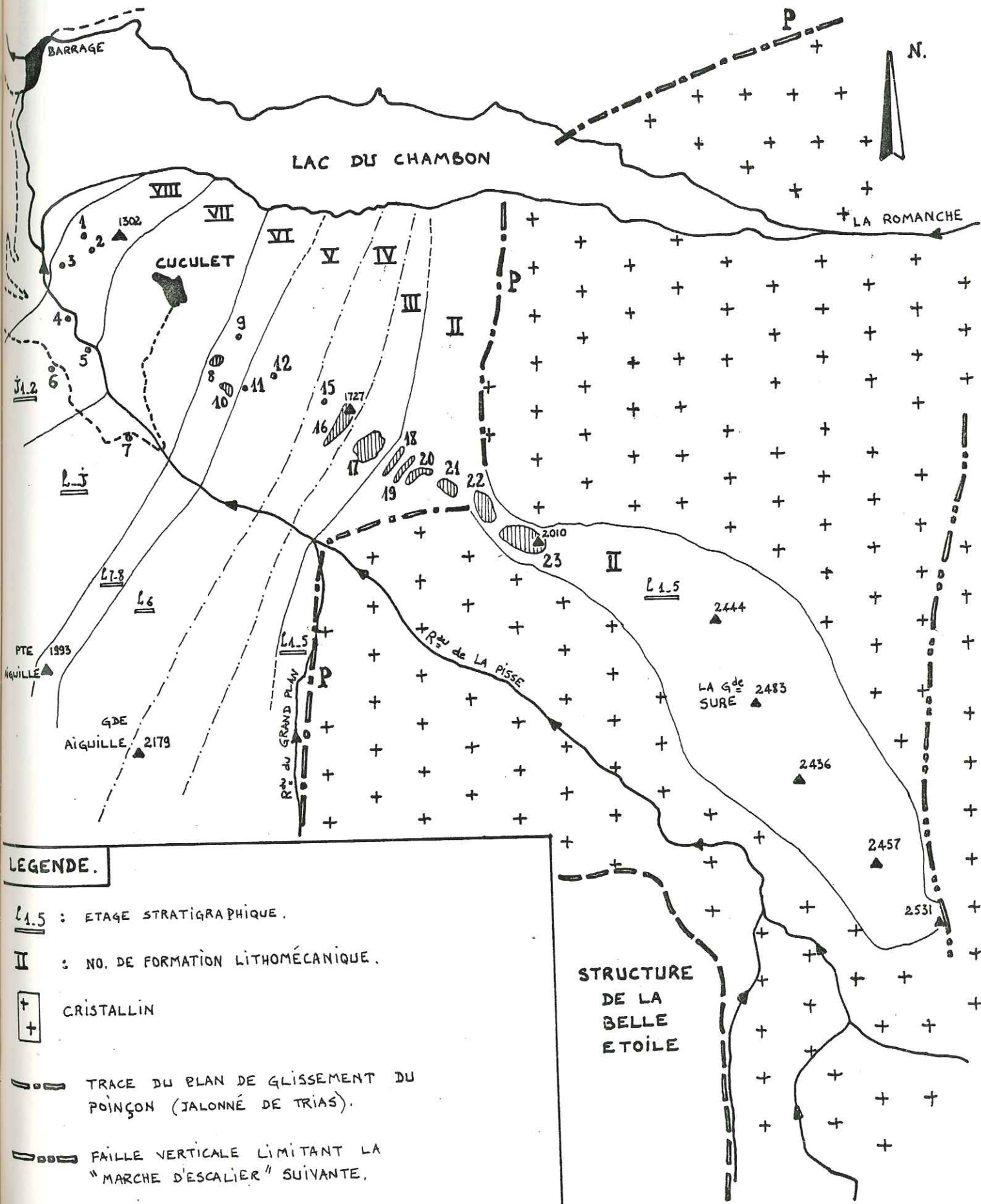
(d'après la carte La Grave 1/50 000)
(1976)

CUCULET - SITUATION DES AFFLEUREMENTS
(CARTE LA GRAYE 1/20000 NO.5)

Fig.133

ECHELLE

500 m.



LEGENDE.

- L1.5 : ETAGE STRATIGRAPHIQUE.
- II : NO. DE FORMATION LITHOMÉCANIQUE.
- + : CRISTALLIN
- : TRACE DU PLAN DE GLISSEMENT DU POINÇON (JALONNÉ DE TRIAS).
- ||| : FAILLE VERTICALE LIMITANT LA "MARCHE D'ESCALIER" SUIVANTE.

STRUCTURE
DE LA
BELLE
ETOILE

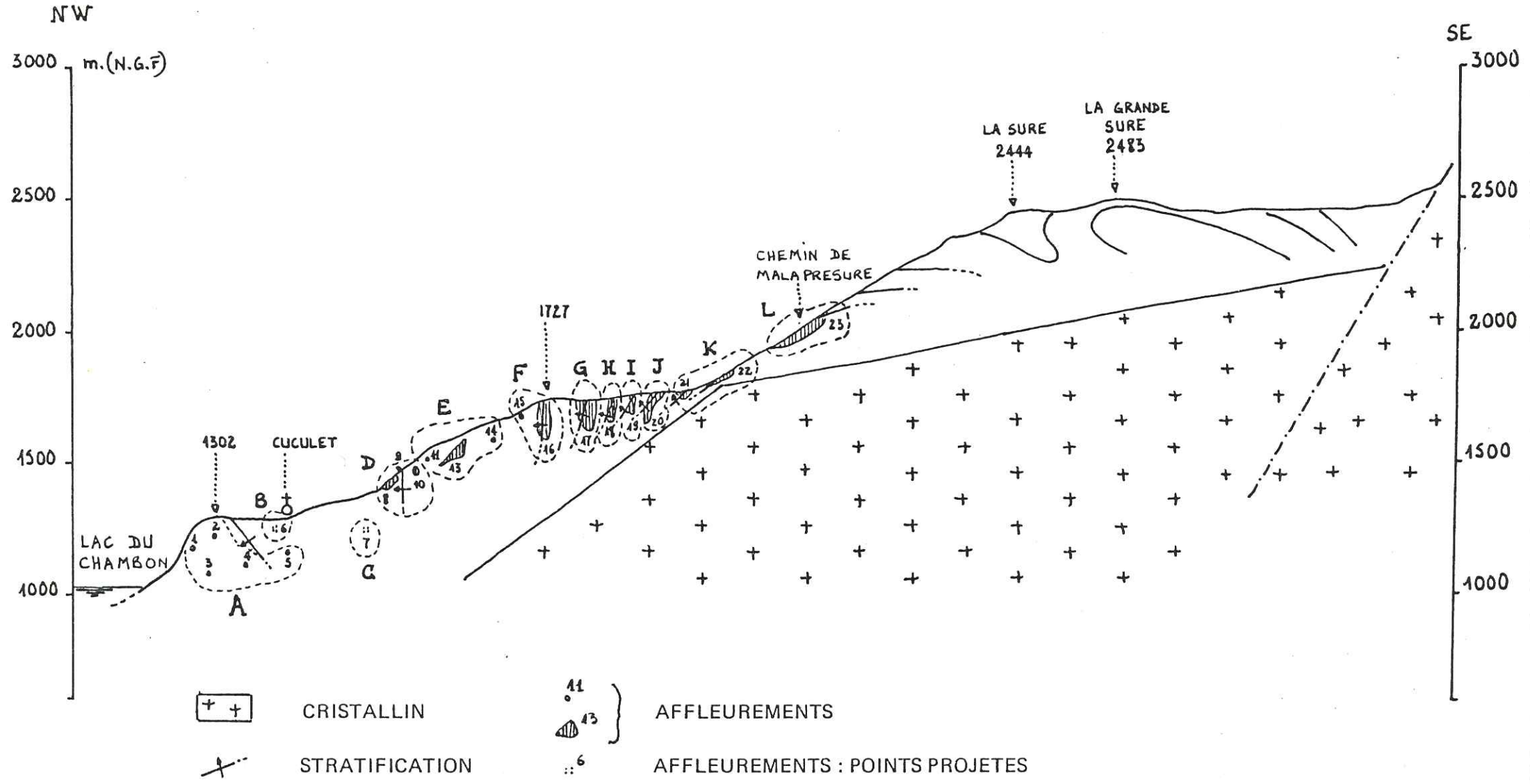


Fig. 134 COUPE DE LA STRUCTURE DE CUCULET ET SITUATION DES AFFLEUREMENTS

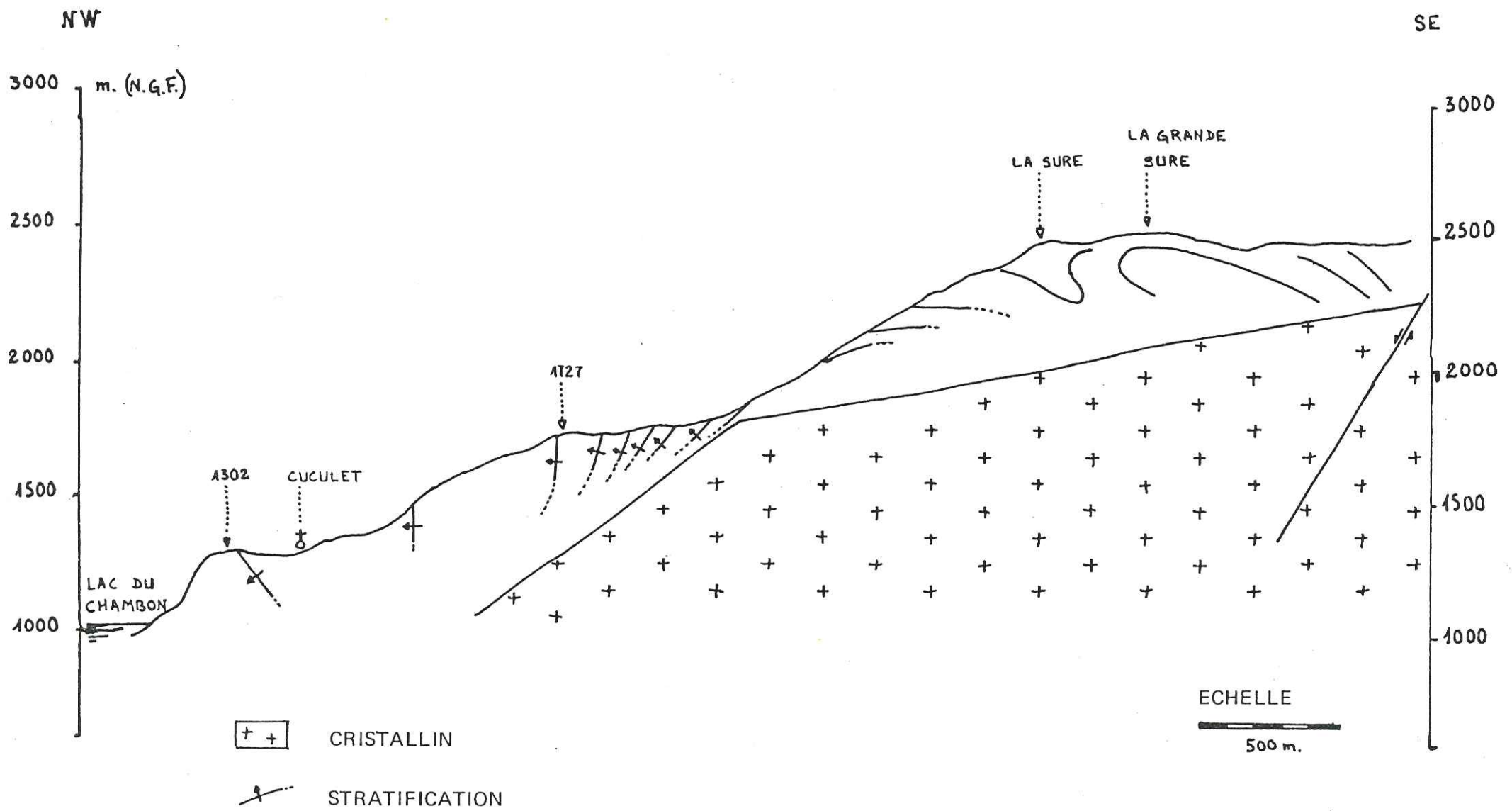
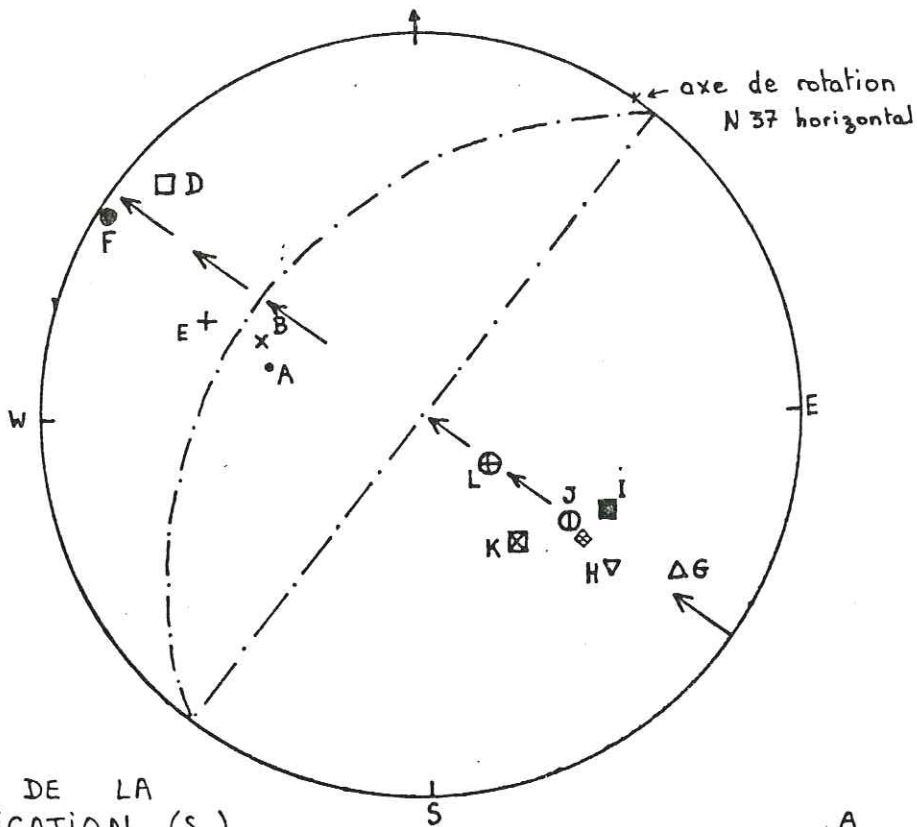


Fig. 135 CUCULET – COUPE D'INTERPRETATION DES PENDAGES
(ECHELLE 1/20 000)

Fig. 136



EVOLUTION DE LA STRATIFICATION (S_0)

STRUCTURE DE CUCULET

EVOLUTION DE LA SCHISTOSITÉ (S_2)

- | | |
|-----|---|
| • A | ▽ H |
| x B | ■ I |
| o C | ⊙ J |
| □ D | ⊠ K |
| + E | ⊕ L |
| ● F | ⊞ pôle du plan de la contre-marche |
| △ G | — · — · — · — · — trace cyclographique de la contre-marche. |

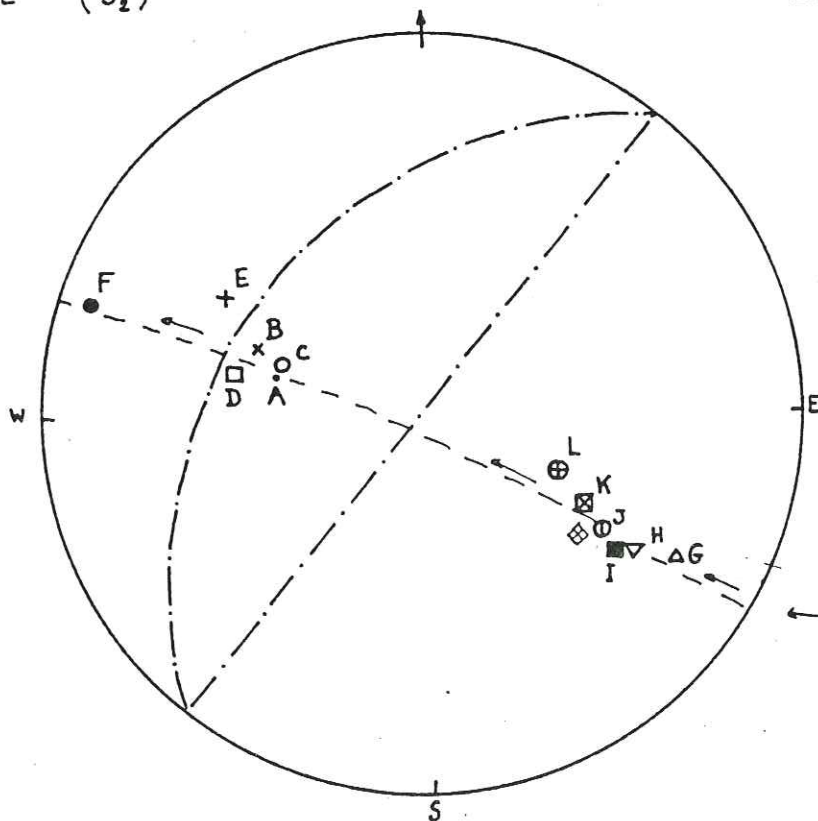
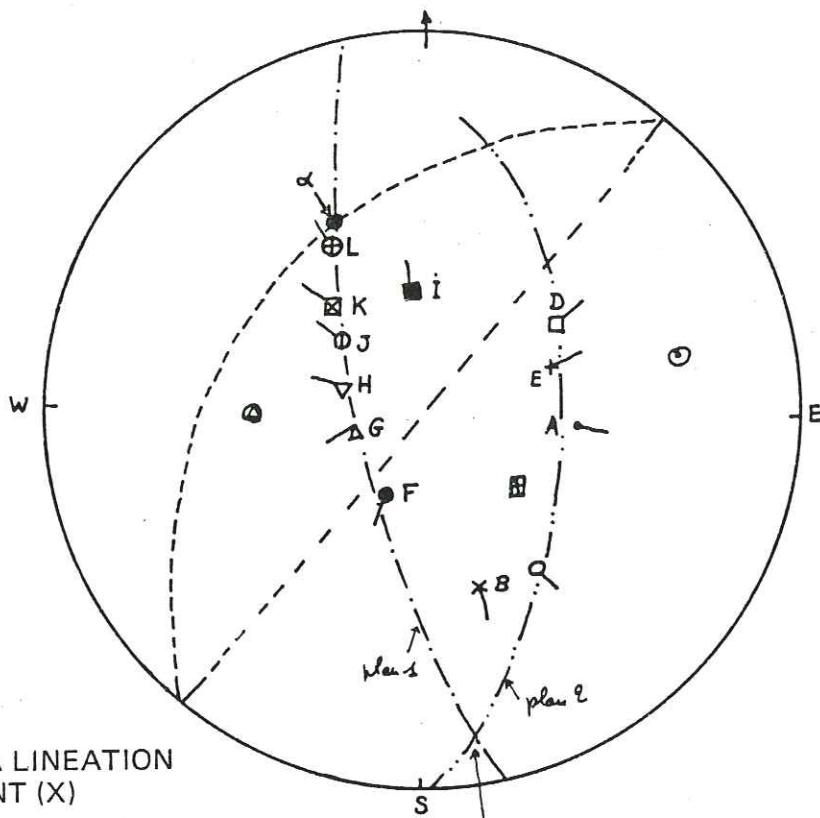


Fig. 137

← les points représentatifs de S_2 sont situés sur un petit cercle



Les linéations des zones F à L sont sur le plan 1, et celles des zones A à E sur le plan 2.

α serait la linéation sur le plan de la contre-marche.

Plan de la contre-marche :

- ▣ pôle
- trace cyclo graphique
- ⊙ pôle du plan 1
- ⊗ pôle du plan 2

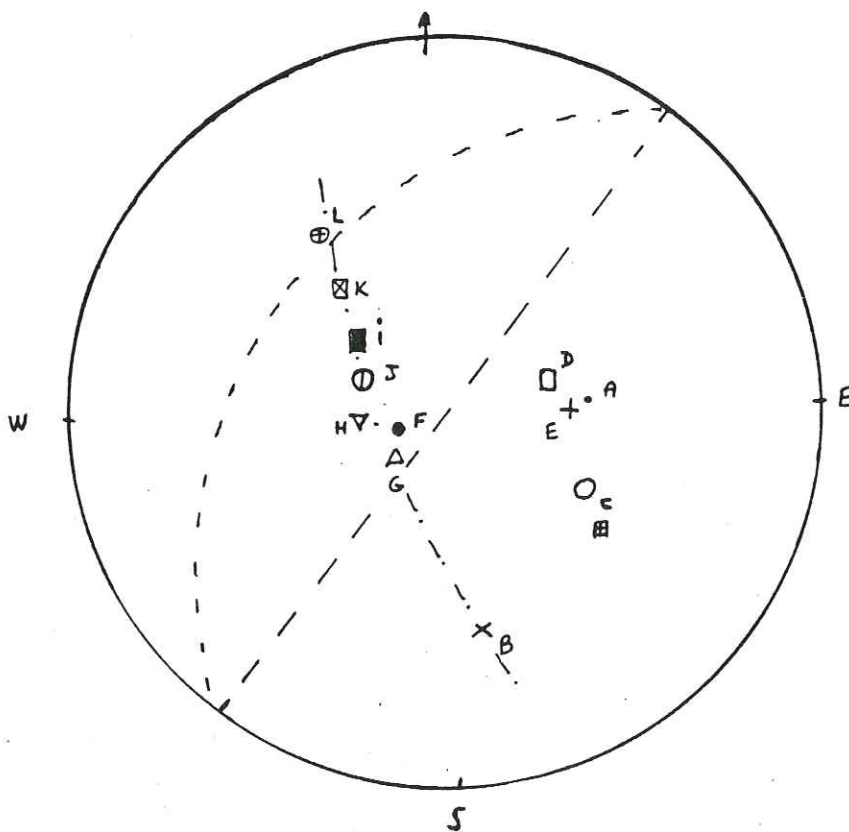
Fig. 138

EVOLUTION DE LA LINEATION D'ETIREMENT (X)

∪

STRUCTURE DE CUCULET

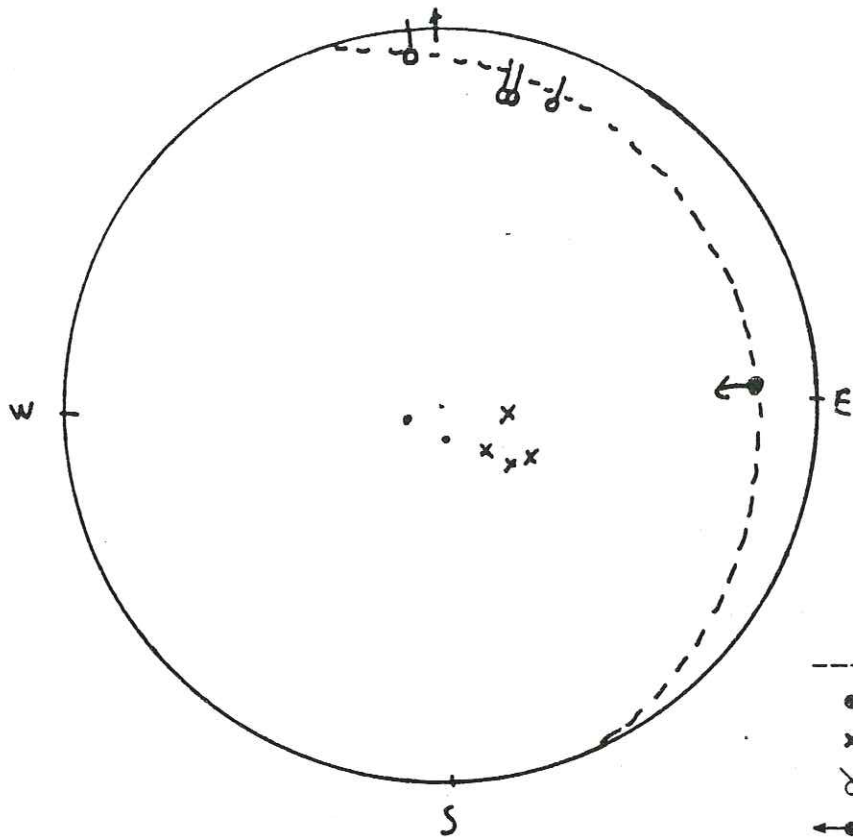
axe de la rotation
faisant passer du
plan 1 au plan 2.



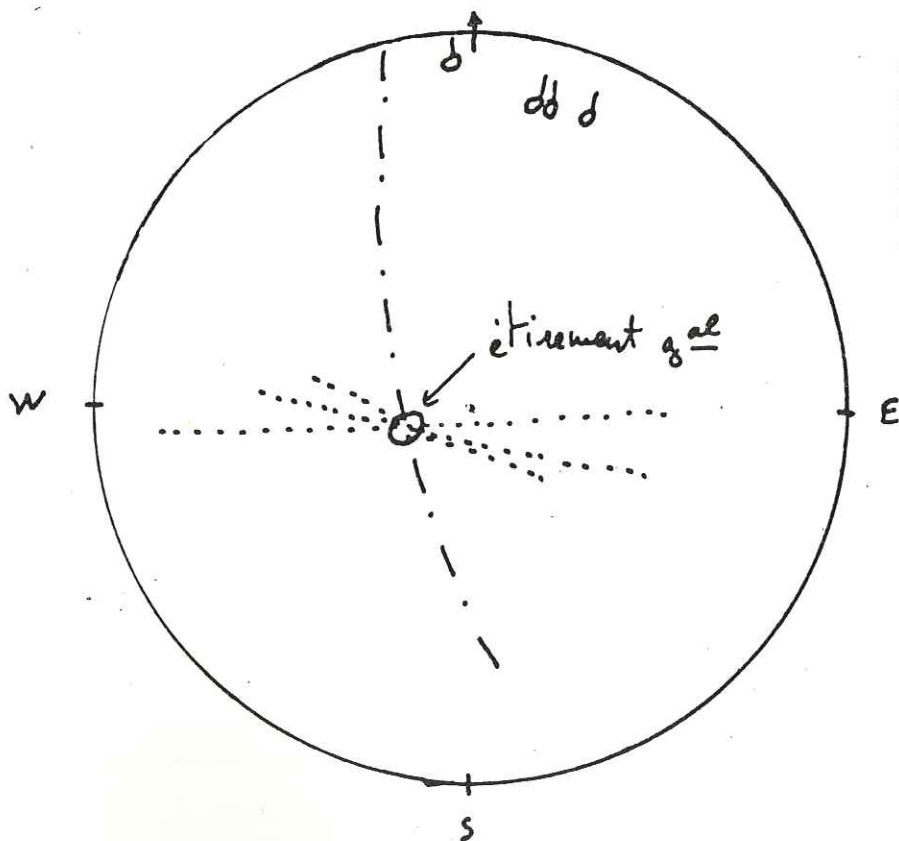
- ▣ : pôle
 - : trace cyclo
- { du plan de la
 contre-marche

Les fentes A₁ suivent à peu près la même évolution que la linéation X.

Fig. 139 EVOLUTION DES FENTES A₁ ∪



- : (trace cyclo. A_1)
- : A_1
- × : Riedel 1 sur A_1
- δ : intersections $A_1 \cap R_1$
- ←● : direction de glissement sur A_1 , avec mouvement du compartiment supérieur.
- : plan n° 1 = lieu des linéations X pour les zones F-L.
-: plans \perp aux divers $A_1 \cap R_1$



- On construit l'étirement général comme intersection de deux types de plans :
- le plan n° 1 (lieu de linéations X)
 - les plans $\perp (A_1 \cap R_1)$

Fig. 140 – CONSTRUCTION DE L'ETIREMENT GENERAL DES ZONES F – L DE LA STRUCTURE DE CUCULET

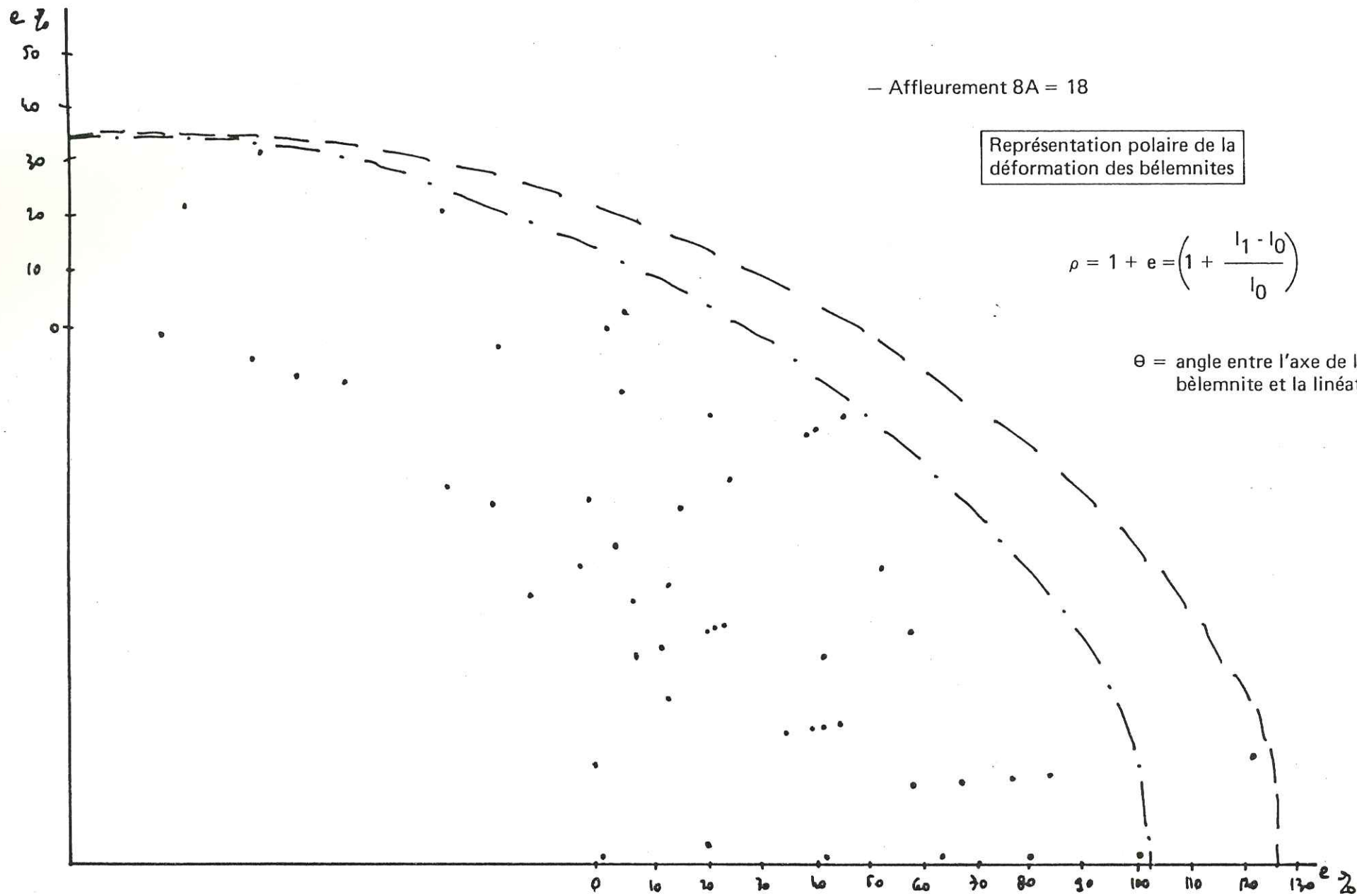


Fig. 141 CUCULET

MAILLAGE DEFORME

CALCUL NO. 202 INCREMENT NO. 10

CUCULET

COURSE = 210 m.

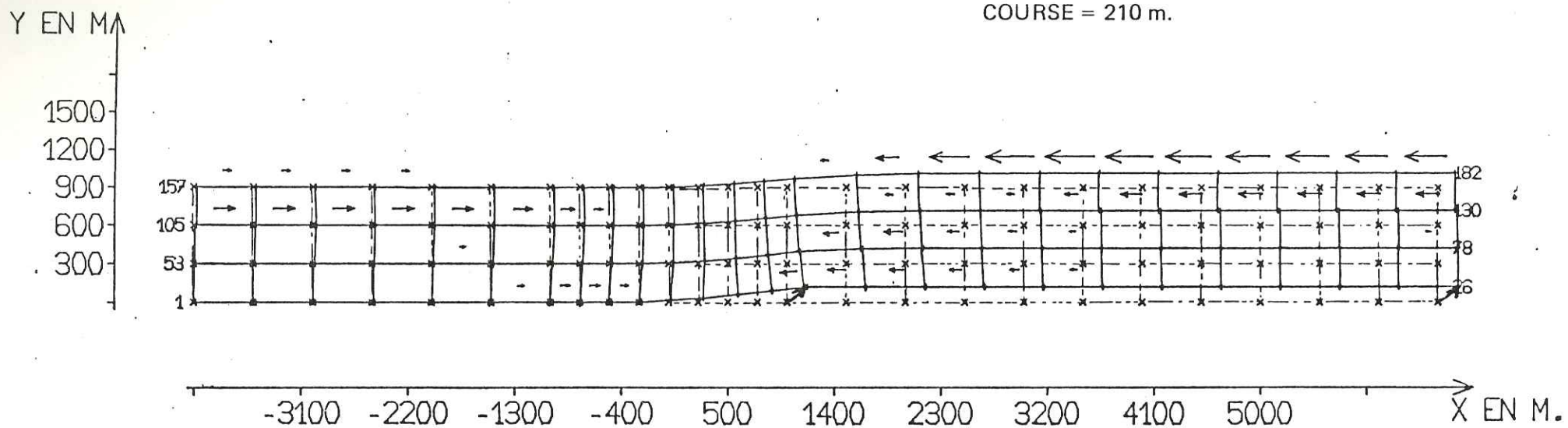


Fig. 142

MAILLAGE DEFORME

CALCUL NO. 203 INCREMENT NO. 10

CUCULET

Course du poinçon = 710 m.

Y EN M.

1500
1200
900
600
300
1

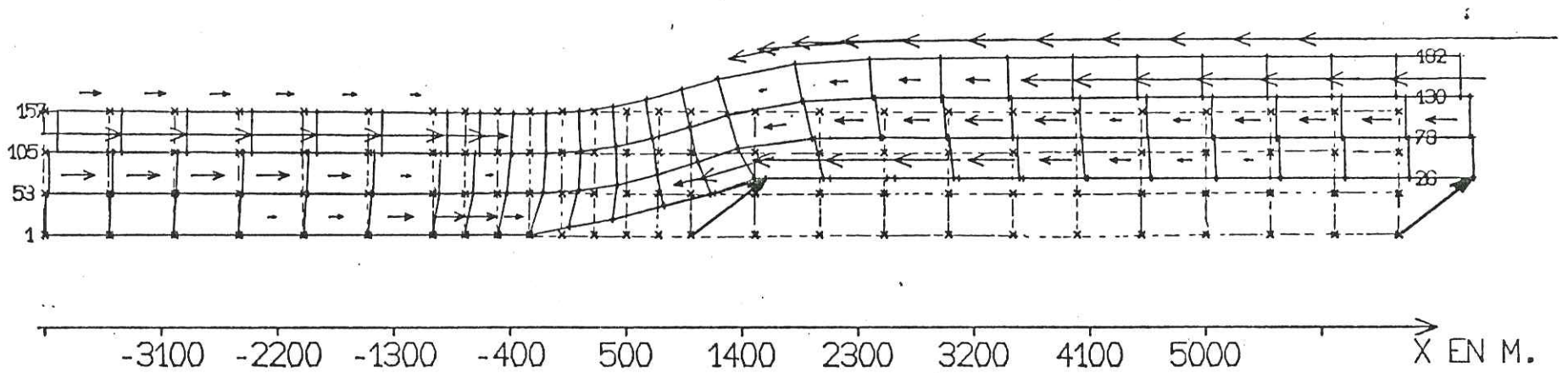


Fig. 143

MAILLAGE DEFORME

CALCUL NO. 204 INCREMENT NO. 10

CUCULET

COURSE DU POINCON = 1210 m.

Y EN M

1500
1200
900
600
300
1

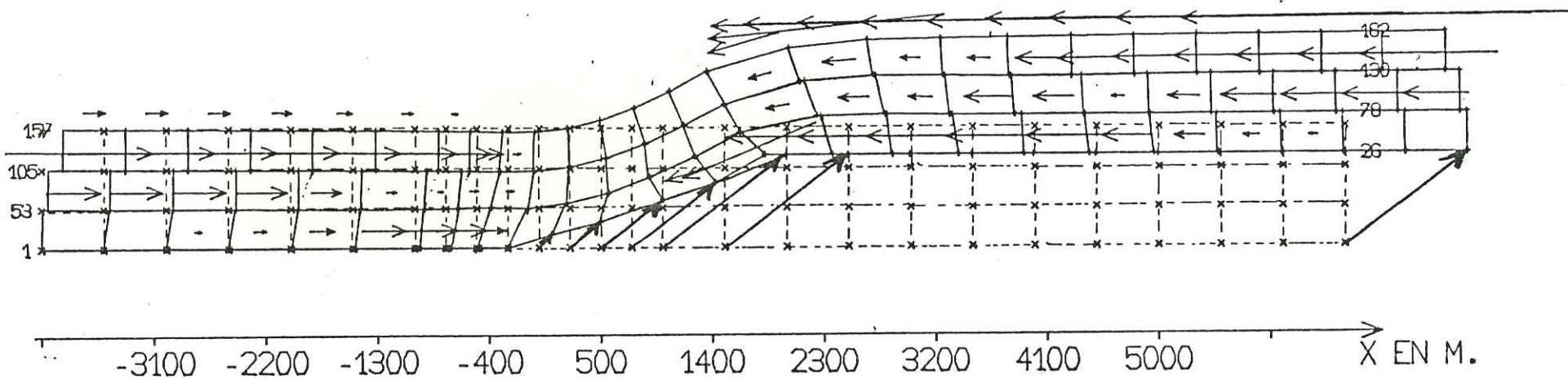


Fig. 144