

QUELQUES APPLICATIONS.

7.1. L'ECRASEMENT DE LOPINS CYLINDRIQUES.

7.1.1. Introduction

Nous étudions ici la simulation numérique des grandes déformations élastoplastiques subies par un cylindre d'acier (un lopin) d'une hauteur initiale de 30 mm et d'un diamètre initial de 20 mm, lorsqu'il est comprimé dans une presse selon la direction axiale.

Ce problème a été étudié par de nombreux auteurs. Citons AL-KHATTAT [92], DETRAUX [83], CHARLIER [127], TAYLOR et BECKER [129] GELIN et PICART [107], HABRAKEN [131], LUSH et ANAND [108], CHENG et KIKUCHI [130], et bien d'autres (en tout plus d'une quarantaine en 1982, d'après TAYLOR et BECKER).

L'équipe liégeoise a réalisé elle-même une dizaine de simulations différentes, et nous avons pu comparer certains de nos résultats à ceux obtenus par les programmes de TAYLOR et BECKER et de DETRAUX, ainsi qu'aux expériences réalisées par BELKHIRI [105].

L'intérêt de ce problème est qu'il conjugue simultanément de nombreuses difficultés : de grandes déformations (la hauteur du lopin est réduite au quart de sa valeur initiale), de grandes rotations (90° près du plateau), de fortes non linéarités matérielles (loi constitutive élastoplastique à écrouissage isotrope linéaire ou non linéaire), du contact unilatéral avec frottement parfait (contact collant) ou de COULOMB.

7.1.2. Modélisations

Le problème est axisymétrique et symétrique par rapport au plan équatorial. Seul un quart du lopin est discrétisé. Nous mesurons la déformation par les mesures de la hauteur actuelle h , du diamètre maximum d_{\max} à l'équateur et du diamètre minimum au plateau. Celui-ci est, comme on le verra plus loin, très sensible à la finesse de la discrétisation et aux conditions de contact et de frottement. De plus, nous mesurons également les dilatations équatoriales ϵ_θ et ϵ_z au point A :

$$\begin{aligned} \epsilon_\theta &= \ln \frac{l_\theta}{L_\theta} \\ \epsilon_z &= \ln \frac{z}{L_z} \end{aligned} \quad (7.1.)$$

l_θ et L_θ , l_z et L_z sont les longueurs actuelles (dans γ) et initiales (dans Γ) de "fibres" matérielles infinitésimales circonférentielle (θ) et verticale (z).

Enfin, nous mesurons la charge axiale totale P , appliquée par les plateaux pour écraser le lopin. La plupart de ces mesures sont portées dans des graphiques en fonction d'une mesure de la déformation verticale :

$$\lambda = \frac{H - h}{H} = 1 - \frac{h}{H}$$

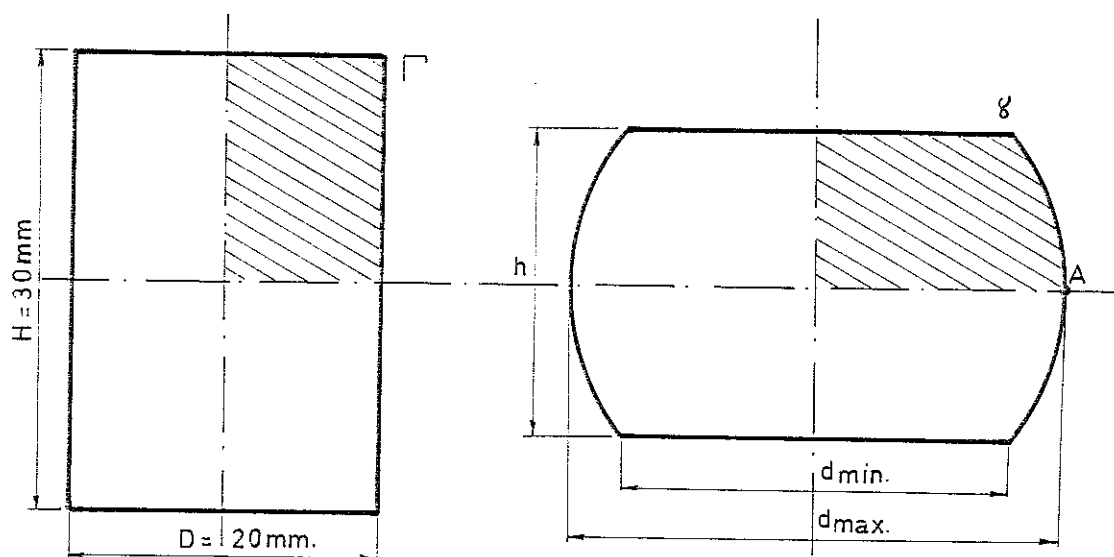


Figure 7.1.

Nous avons utilisé deux discrétisations. L'une tient compte de l'axisymétrie et est donc bidimensionnelle. L'autre est tridimensionnelle. La première discrétisation est présentée à la figure 7.2. Le maillage est constitué de 25 éléments de solide paraboliques à 8 noeuds, 10 éléments de contact avec le plateau (5 éléments sur la section droite initialement en contact avec le plateau, et 5 éléments sur le méridien, dont une partie entrera en contact avec le plateau pendant l'écrasement). Sur les éléments plans, l'intégration numérique est réalisée avec 4 points d'intégration. Sur les éléments de contact, on utilise 2 points d'intégration. Le maillage comporte 98 noeuds, dont 3 représentent le plateau, et 168 degrés de liberté. La seconde discrétisation utilise des éléments de volume paraboliques à 20 noeuds, intégrés avec 8 points d'intégration. Les éléments sont disposés en 3 couches de 7 éléments (figure 7.3.). Le contact avec le plateau a été modélisé uniquement sur la section droite supérieure.

7 éléments à 8 noeuds ont été utilisés avec deux schémas d'intégration numérique (4 et 9 points). Le maillage comporte 170 noeuds et 389 degrés de liberté.

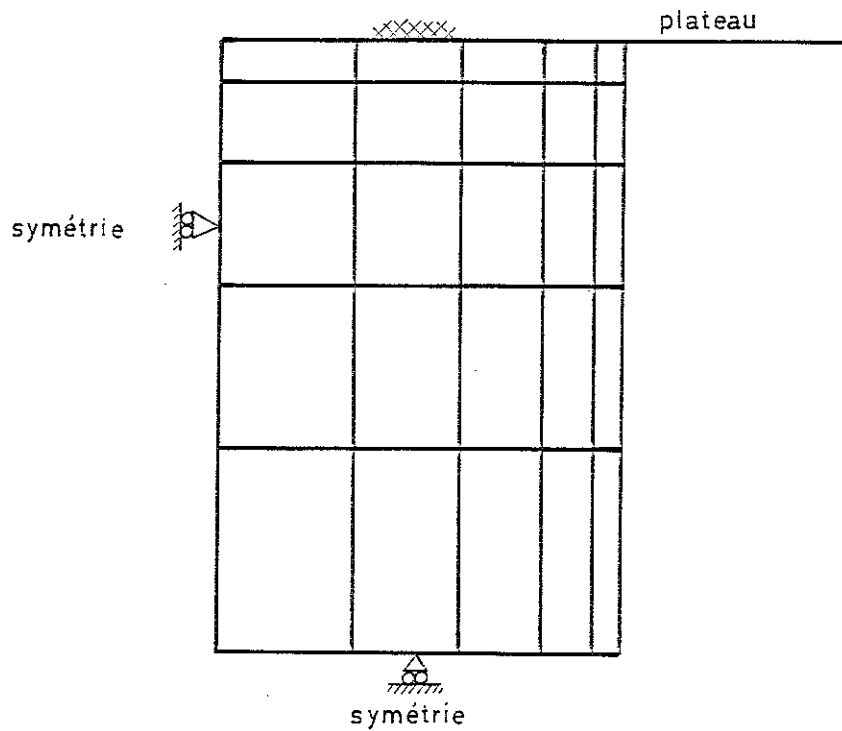


Figure 7.2. - Maillage plan.

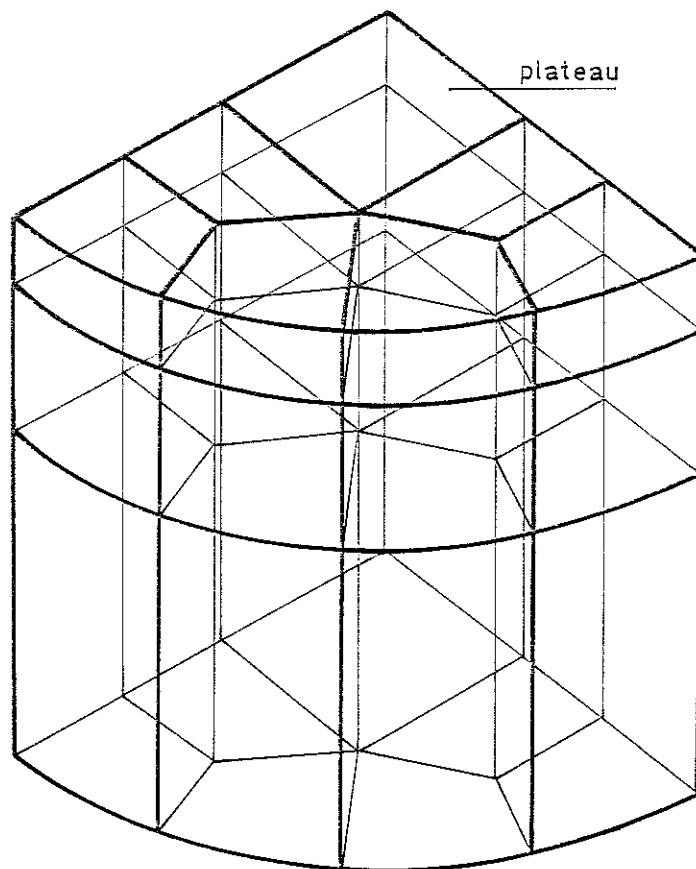


Figure 7.3. - Maillage tridimensionnel.

Le lopin est en acier. La loi constitutive est élastoplastique de von MISES à écrouissage isotrope. Trois formes d'écrouissage ont été considérées. La première est utilisée par TAYLOR et BECKER [129] et nous permettra donc une comparaison des résultats obtenus par plusieurs programmes. Cette loi est présentée dans le cas de la traction simple à la figure 7.4.

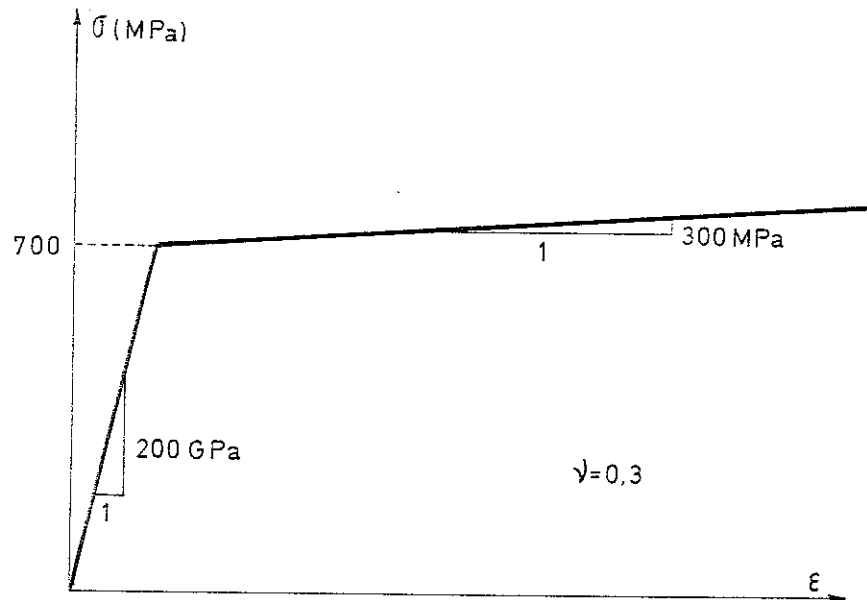


Figure 7.4. - Traction simple. Modèle de TAYLOR et BECKER.

Les deux autres lois ont été déterminées expérimentalement par BELKHIRI et GATTOUFI [105]. Les tests sont des tractions sur des éprouvettes cylindriques dont la forme est présentée à la figure 7.5. Les déformations axiales et circonférentielles ont été mesurées dans la section centrale à l'aide de jauges de grandes déformations. Cette section est la plus mince de l'éprouvette, de sorte que la striction s'y localise et que la loi constitutive peut ainsi être déterminée jusqu'à 100 % de déformation logarithmique longitudinale.

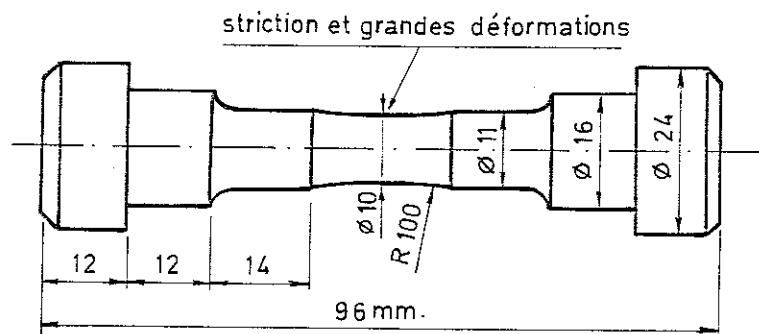


Figure 7.5. - Eprouvette de traction.

Les courbes contrainte-déformation axiales des deux aciers testés sont présentées aux figures 7.6. et 7.7. Elles ont été approchées par des lois d'écrouissage uniaxial de forme puissance ou de forme parabolique puis linéaire [97, 127].

Dans tous les cas, nous supposons qu'il existe un frottement entre le plateau et l'éprouvette. Nous avons considéré les cas du frottement infini ou contact collant, et du frottement de COULOMB, avec des coefficients de frottement de $\phi = 0,1 ; 0,2$ et $0,4$.

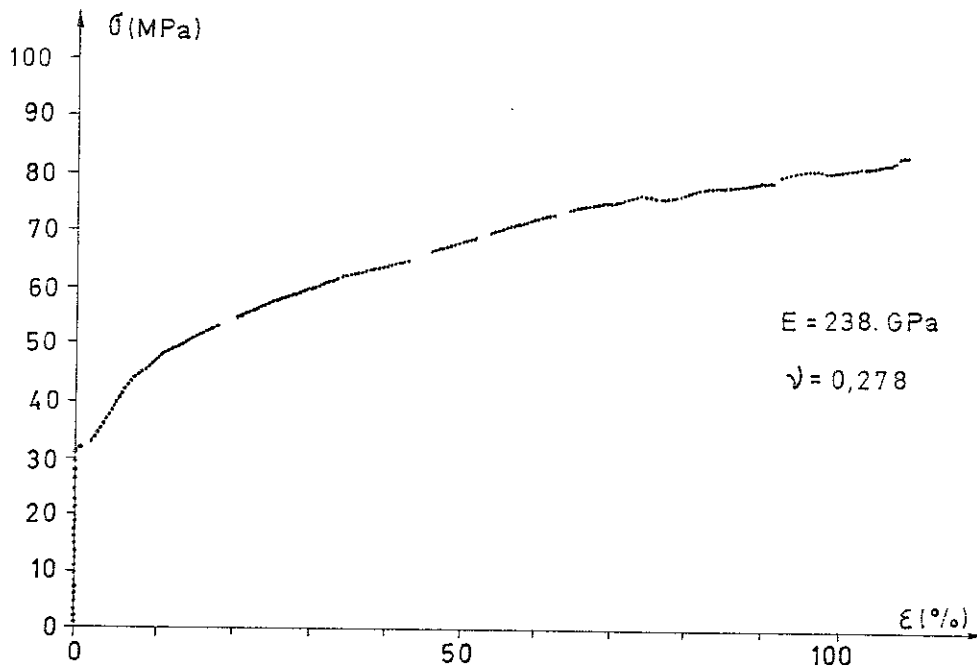


Figure 7.6. - Loi constitutive - Acier 18CD4-18G.

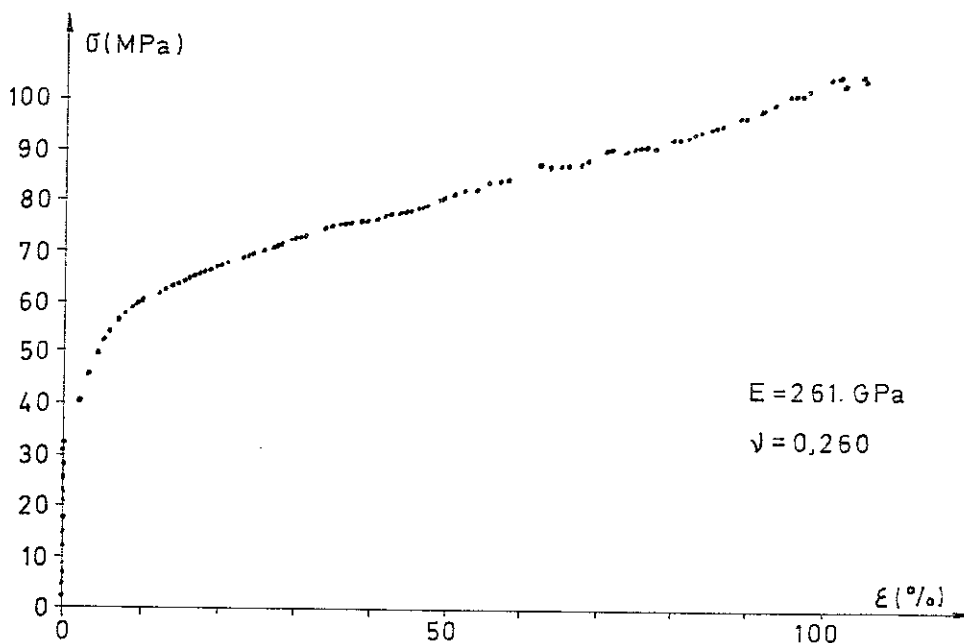


Figure 7.7. - Loi constitutive - Acier 30CD4-34G.

7.1.3. Résultats et comparaisons.

Nous avons groupé nos résultats de sorte à les comparer soit entre eux, soit avec ceux obtenus à l'aide d'autres programmes ou par l'expérience. Sauf mention contraire, la discrétisation est axisymétrique.

Tout d'abord, nous avons réalisé la même simulation que TAYLOR et BECKER [129] et DETRAUX [83]. La loi constitutive est bilinéaire (figure 7.4.) et le contact collant. Nous avons comparé les courbes charge-écrasement ($P-\lambda$) (figure 7.8.) ainsi que les maillages déformés à 40 % ($\lambda = 60$ %) de leur hauteur initiale (figure 7.9.).

Dans les trois analyses, le diamètre équatorial D à cette déformation ($\lambda = 60$ %) est égal à 16,7 mm.

BELKHIRI [105, 97] a effectué des expériences d'écrasement de lopins cylindriques réalisés dans les aciers dont les lois constitutives ont été présentées aux figures 7.6. et 7.7. Les plateaux de la presse utilisée ont été conçus de telle sorte que pratiquement aucun glissement ne soit possible à leur contact. Le contact est donc collant. BELKHIRI a mesuré l'évolution avec la déformation de la charge axiale, des diamètres maximum et minimum (figure 7.1.) et des déformations équatoriales circonférentielle et axiale (7.1.). Pour obtenir ces dernières mesures, BELKHIRI a mesuré l'évolution d'un grillage à mailles initialement carrées de 1 mm de côté, photo-déposé à la surface des lopins expérimentés.

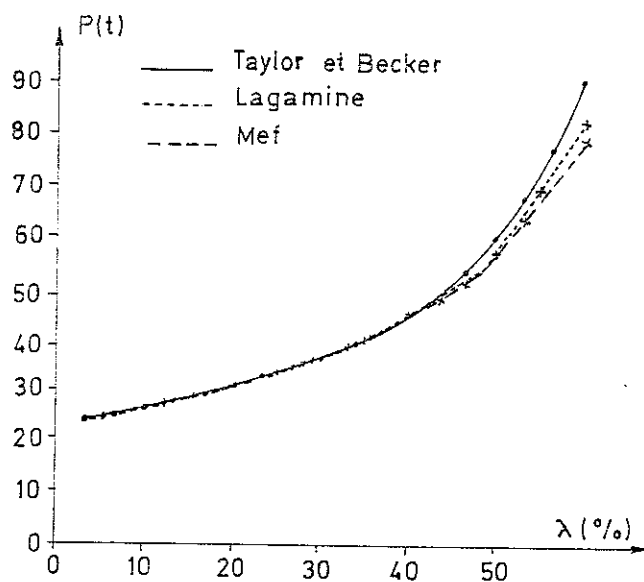


Figure 7.8. - Courbes charges-écrasement.

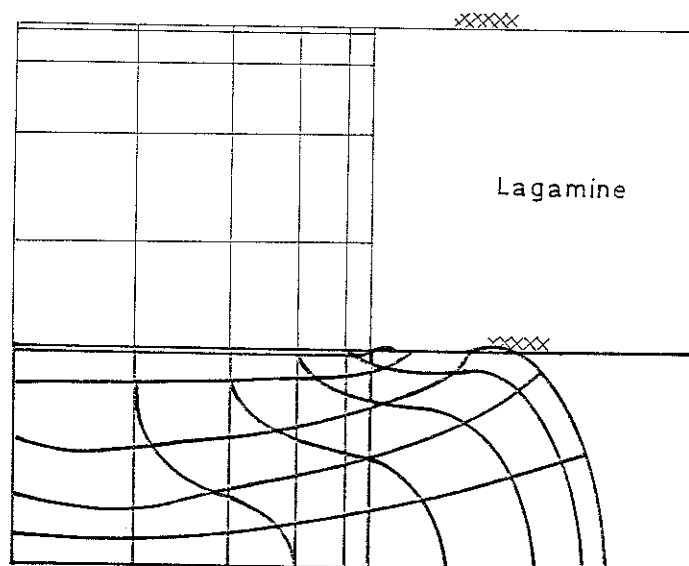
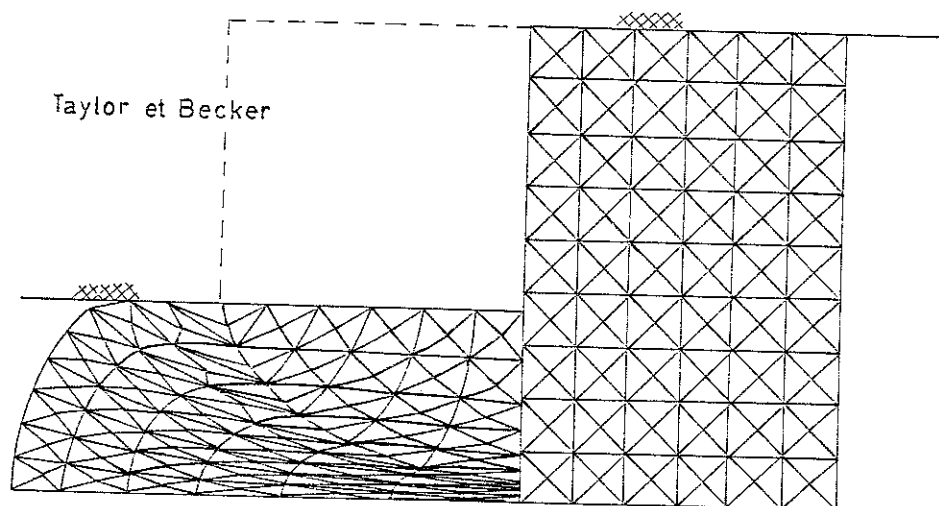


Figure 7.9. - Maillages pour $\lambda = 60 \%$.

Ces expériences ont été simulées par notre programme LAGAMINE. DETRAUX [83] a également réalisé des modélisations à l'aide du programme MEF. L'ensemble des résultats a été comparé dans un article [97] dont nous présentons ici quelques figures. Les courbes charge-déformation axiale sont comparées aux figures 7.10. Nous avons également calculé pour un des aciers, l'évolution de la charge lorsque le contact

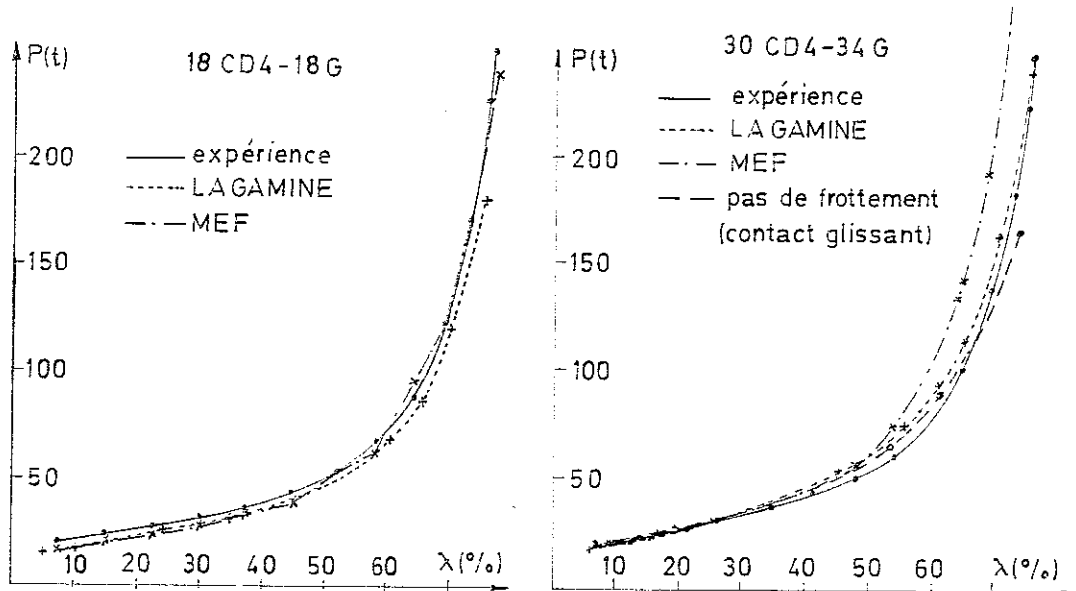


Figure 7.10. - Charge en fonction de la déformation.

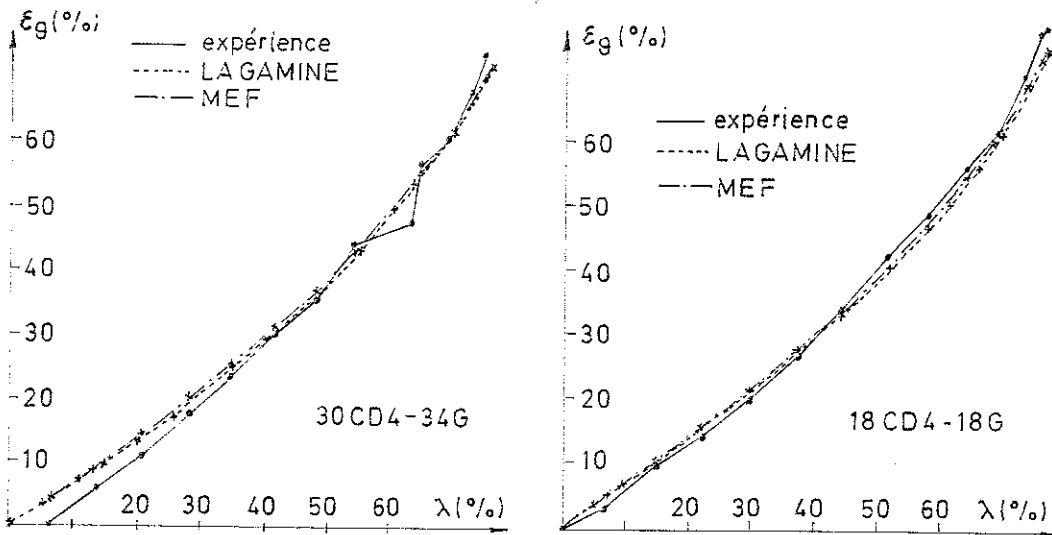


Figure 7.11. - Déformation équatoriale circonférentielle.

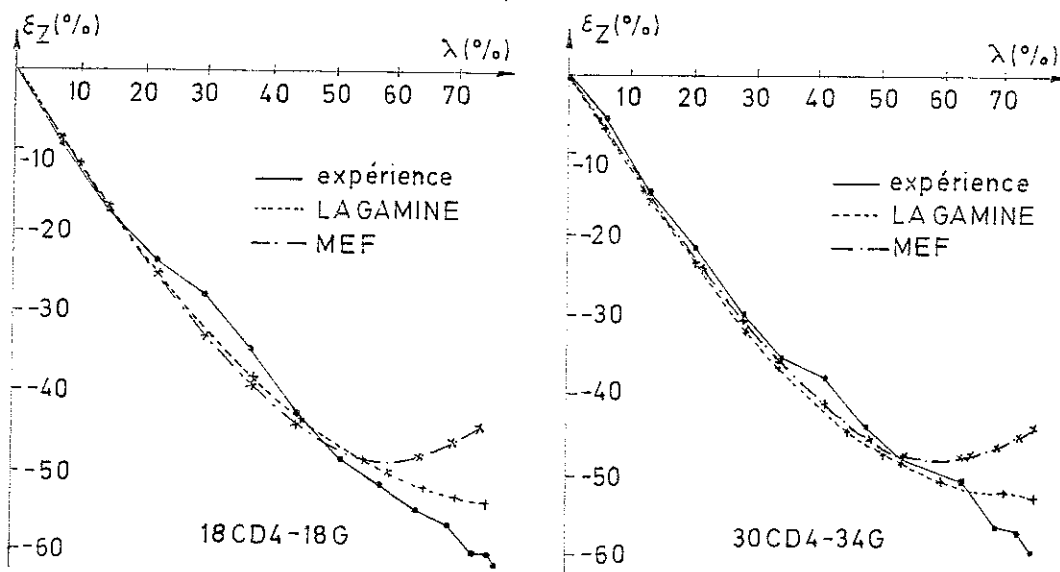


Figure 7.12. - Déformation équatoriale axiale

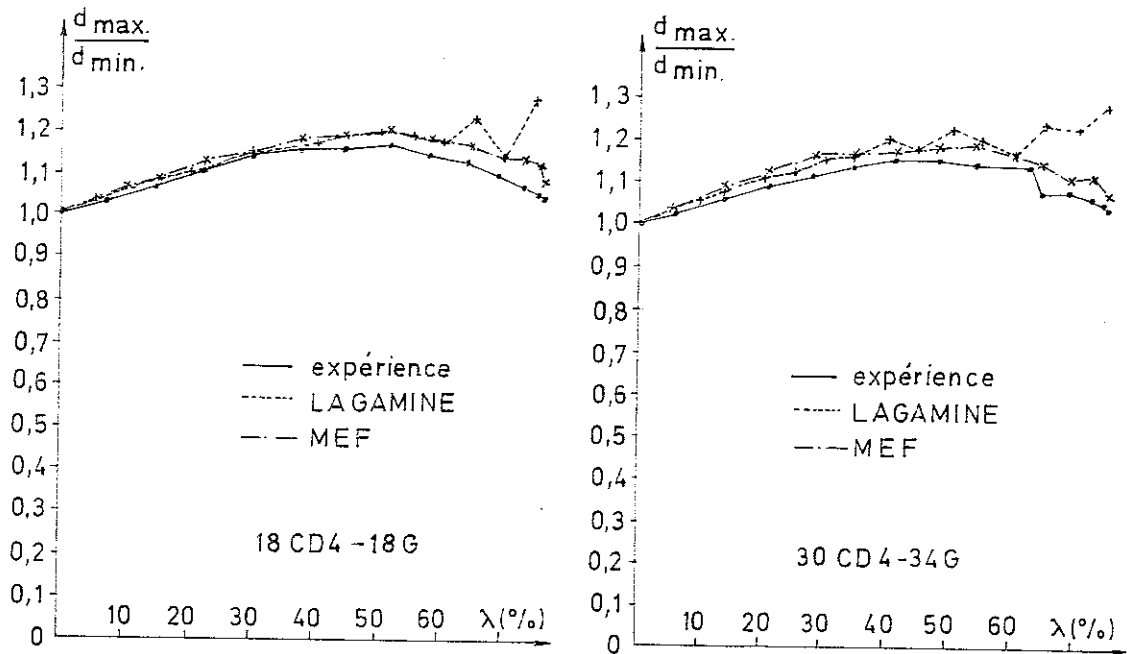


Figure 7.13. - Rapport des diamètres maximum et minimum.

entre l'éprouvette et le plateau est parfaitement lubrifié. Dans ce cas, aucune contrainte de frottement n'apparaît, et le lopin reste parfaitement cylindrique. Il apparaît ainsi que les conditions de frottement n'ont pas d'influence significative sur la charge d'écrasement jusqu'à ce que le lopin ait été réduit à la moitié de sa hauteur initiale.

Nous avons comparé l'évolution des déformations équatoriales circumférentielle ϵ_{θ} (figure 7.11.) et axiale ϵ_z (figure 7.12.), et le rapport des diamètres maximum et minimum $\frac{d_{max}}{d_{min}}$ (figure 7.13.) en fonction de la déformation λ .

L'ensemble de ces courbes montre qu'un très bon accord existe entre les deux programmes et l'expérience. Toutefois, à partir de 50 % d'écrasement, certains écarts apparaissent entre les mesures du diamètre minimum et de la déformation équatoriale axiale. A ce moment, le maillage a subi de fortes distorsions. La déformation ϵ_z résultant de la simulation est calculée d'après la position déformée d'un bord d'élément, qui représente une grande partie de la hauteur résiduelle du lopin à la fin de l'écrasement. Ceci apparaît à la figure 7.14. où quelques maillages sont représentés. Il en résulte que le calcul de ϵ_z est affecté par l'état de l'ensemble du méridien et non pas seulement par l'état équatorial.

D'autre part, le diamètre minimum ne peut être obtenu directement dans un listing, mais résulte d'une mesure réalisée sur le dessin de la dé-

formée. Il est donc fort sensible à l'oeil de l'opérateur et à la taille des éléments utilisés.

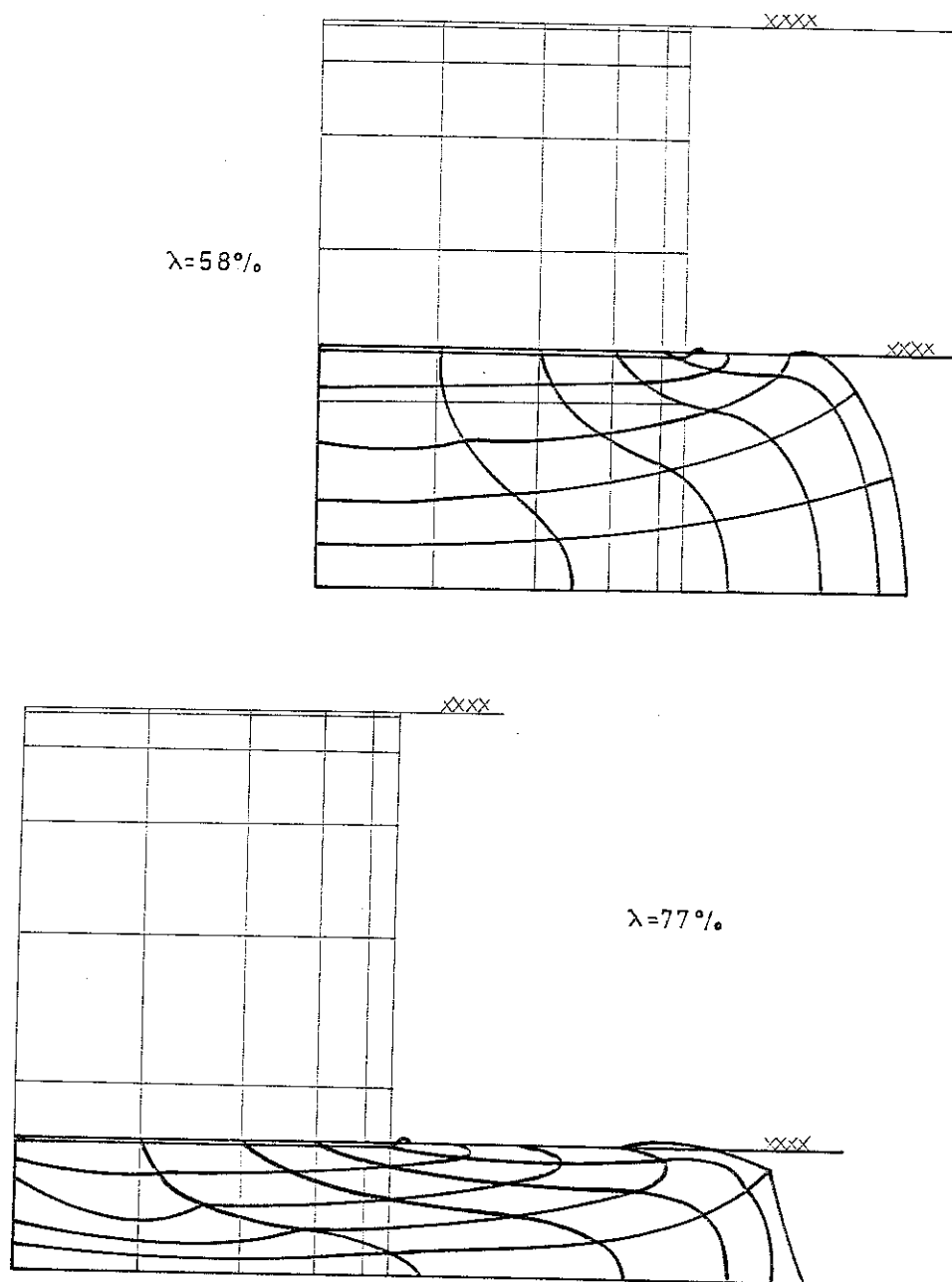


Figure 7.14. - Maillages déformés obtenus par LAGAMINE.

Nous avons ensuite réalisé par LAGAMINE quatre simulations qui diffèrent uniquement par le coefficient de frottement. ($\phi = 0.1 / 0.2 / 0.4 / 10.0$). Nous avons ainsi pu comparer l'évolution de la charge axiale P (figure 7.15.), des diamètres maximum d_{\max} (figure 7.16.) et minimum (7.17.), et des déformations équatoriales axiale (figure 7.18) et circonférentielle (figure 7.19.) en fonction de la déformation.

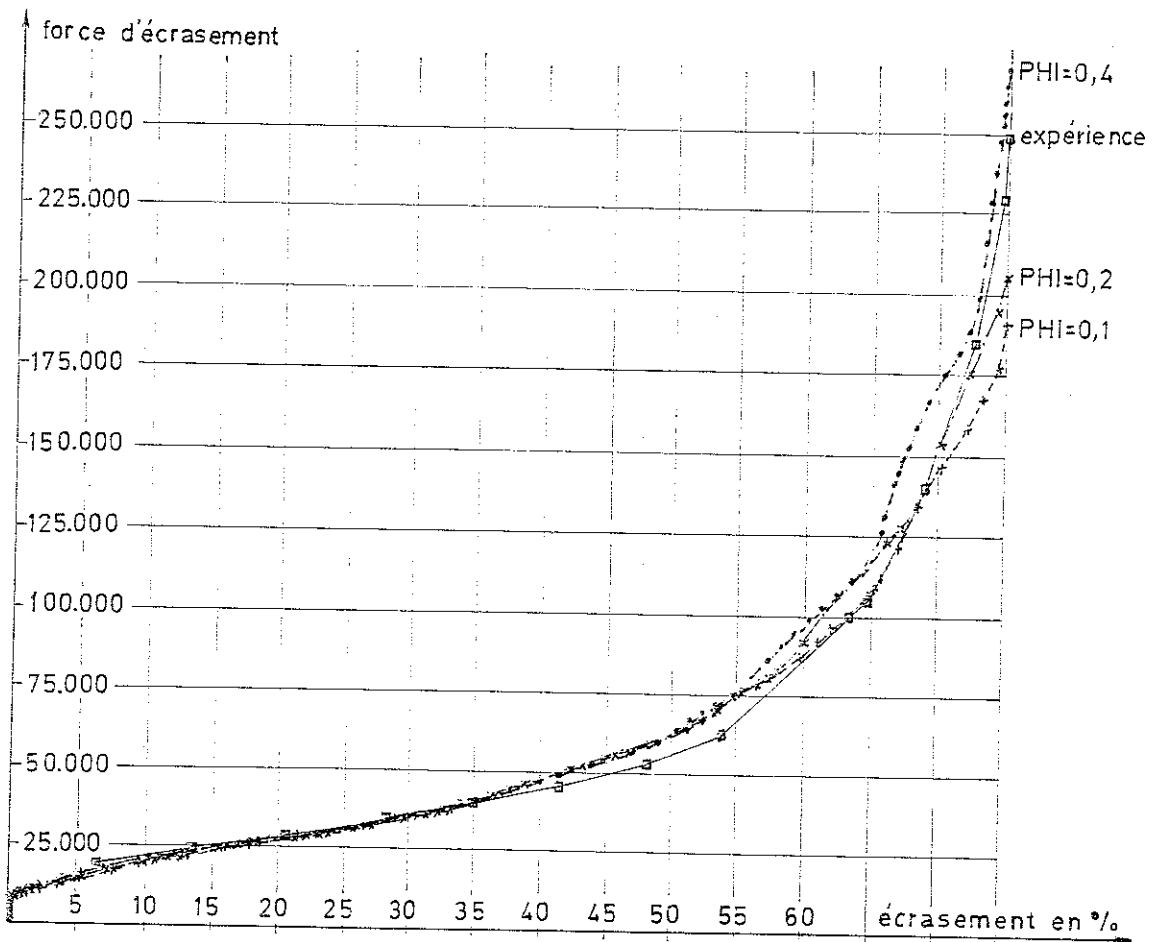


Figure 7.15. - Charge d'ecrasement.

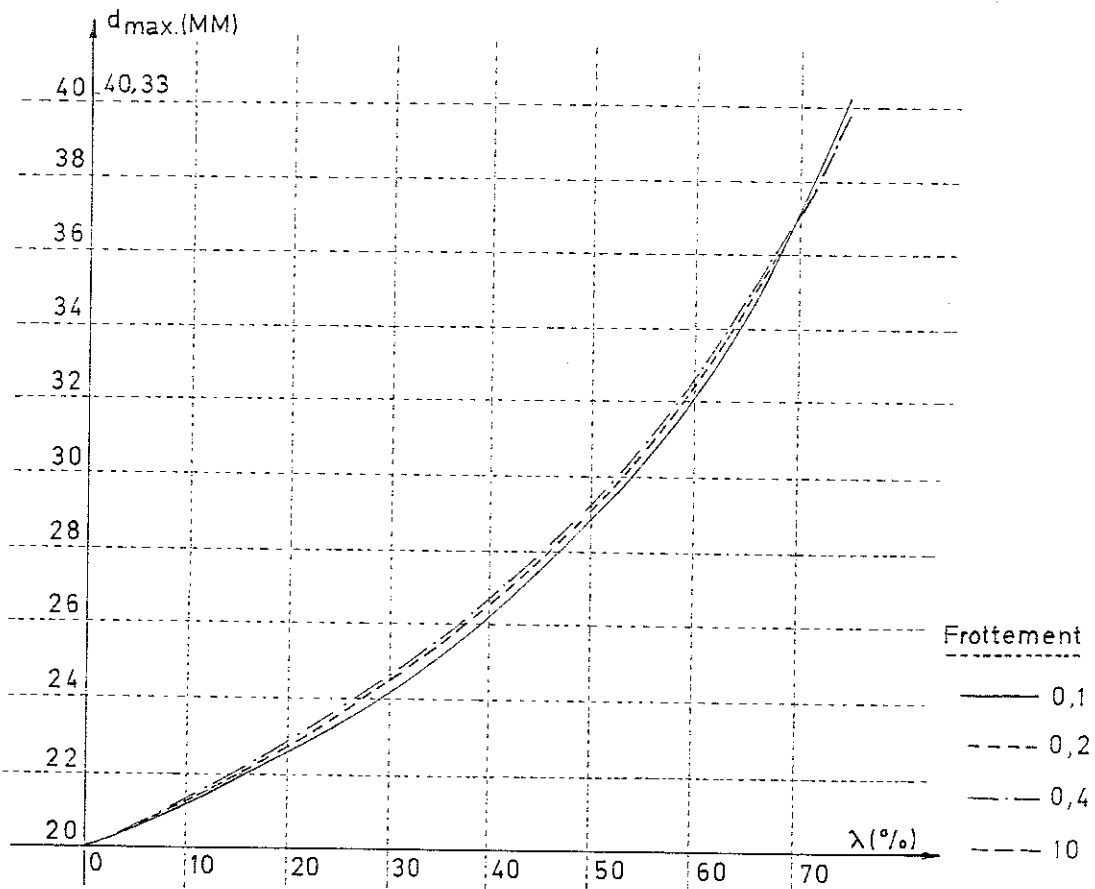


Figure 7.16. - Diamètre maximum.

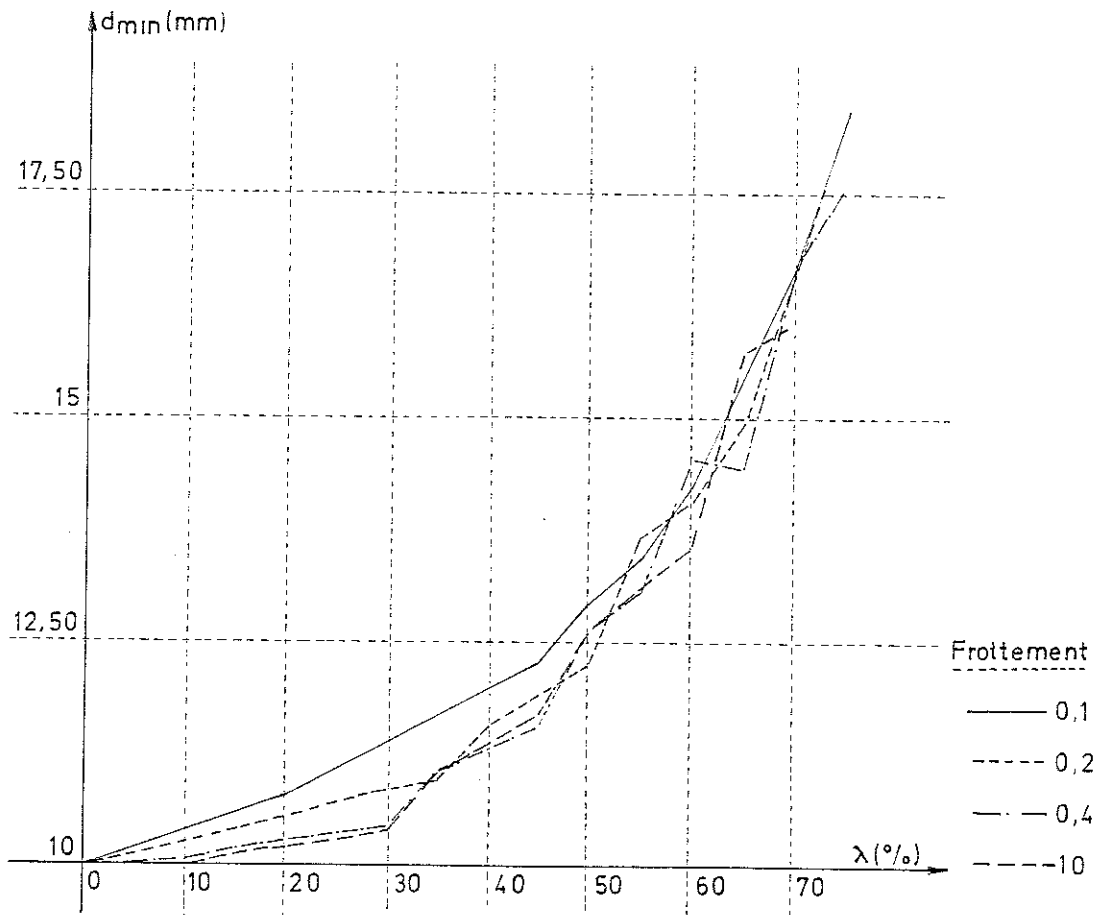


Figure 7.17. - Diamètre minimum.

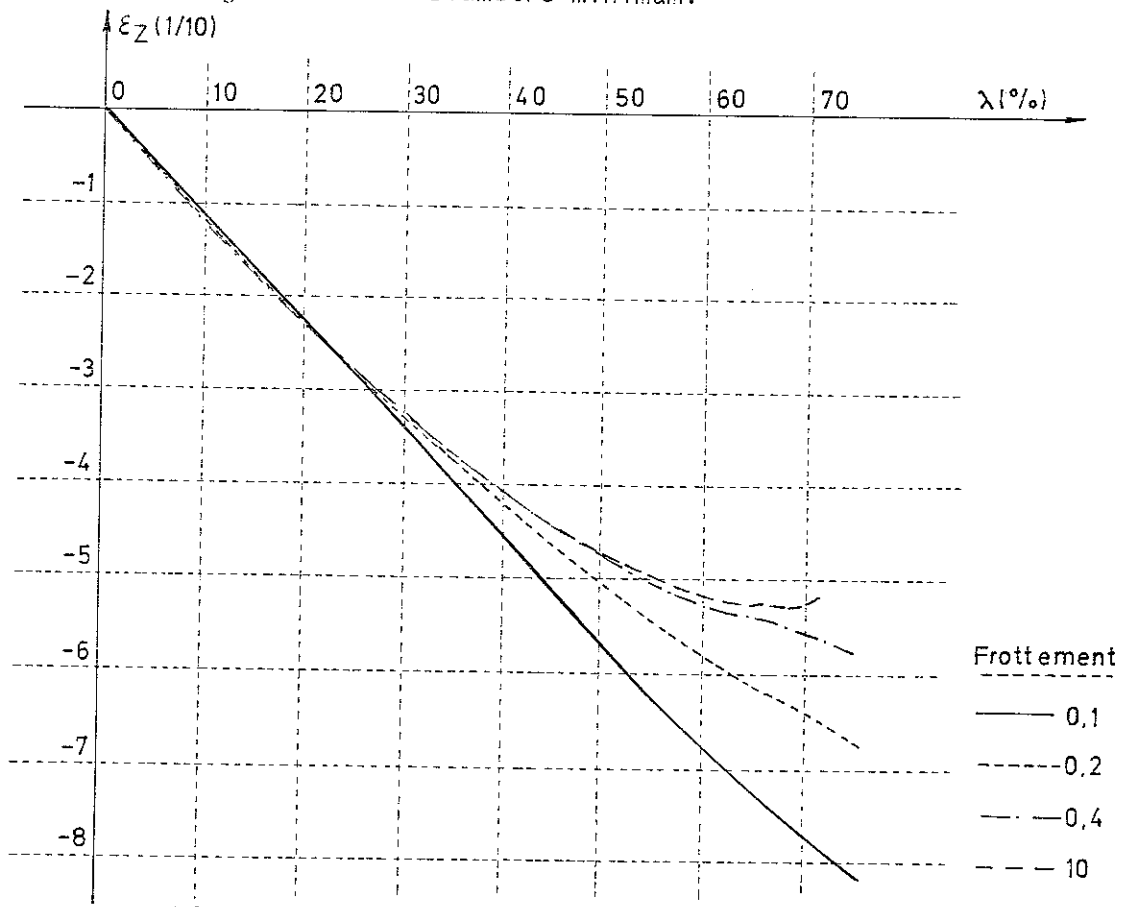


Figure 7.18. - Déformation équatoriale axiale.

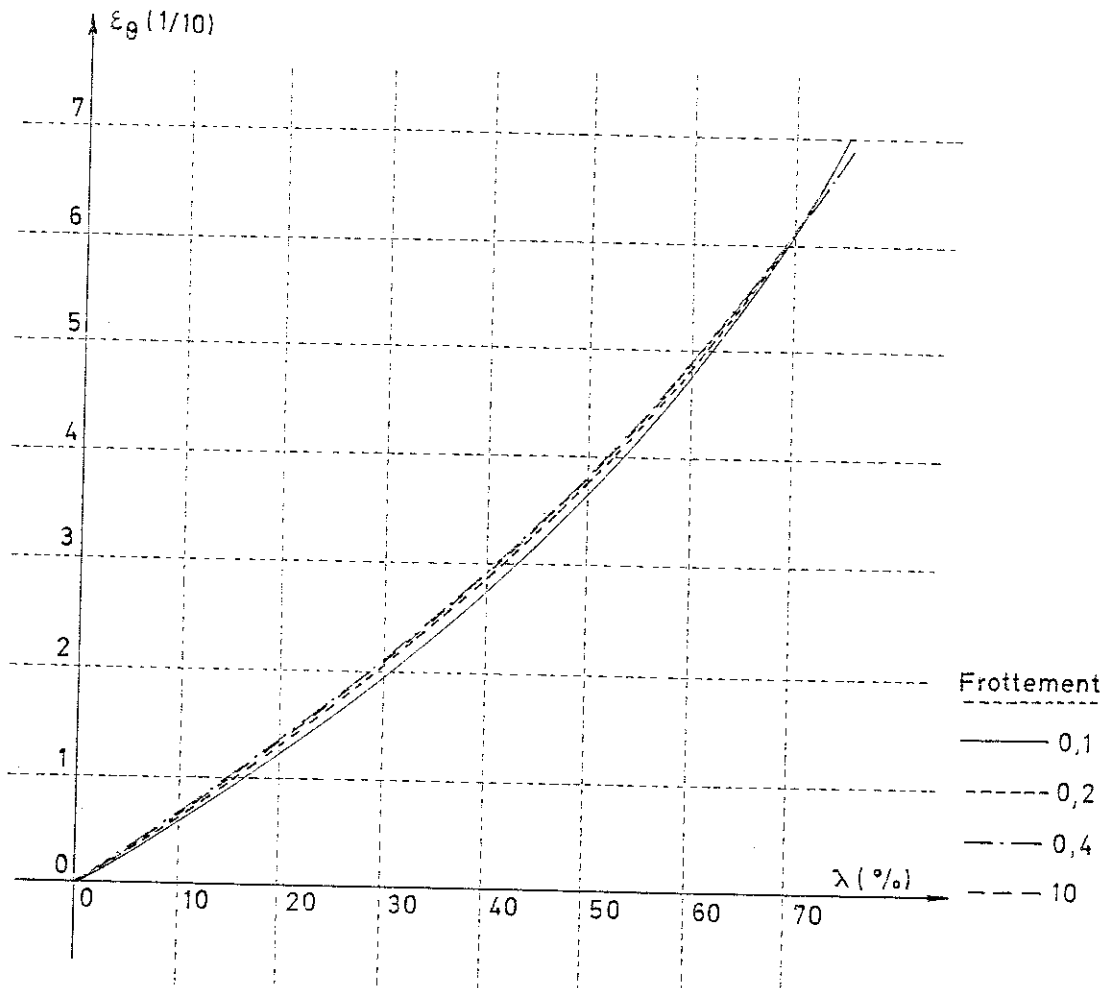


Figure 7.19. - Déformation équatoriale circonférentielle.

L'examen de ces figures 7.15. à 7.19. montre que l'influence du coefficient de frottement est assez limitée. Les courbes ($P - \lambda$) sont quasi confondues jusqu'à $\lambda = 50 \%$. L'écart avec l'expérience (BELKHIRI acier 30CD4-34G) correspond à un écart entre la relation $\sigma - \varepsilon$ expérimentale et son modèle numérique (une parabole suivie d'une droite). Au-delà de $\lambda = 50 \%$, les 4 courbes d'origine numérique restent proches. Les courbes ($d_{\max} - \lambda$) et ($\varepsilon_{\theta} - \lambda$) sont également très peu sensibles au frottement (Remarquons que ε_{θ} est une fonction de d). Par contre, les courbes ($d_{\min} - \lambda$) et ($\varepsilon_z - \lambda$) sont sensibles au frottement. Comme nous l'avons dit plus haut, le diamètre minimum ne peut être obtenu que par une mesure sur un dessin du maillage déformé. De plus, il varie irrégulièrement en fonction de l'arrivée (discrète) des points d'intégration des éléments de contact sur la fondation. Pour ces deux raisons, la courbe ($d_{\min} - \lambda$) est très irrégulière. On peut toutefois constater que, plus le frottement est élevé, plus lente est la croissance du diamètre au contact avec le plateau. Ceci est d'ailleurs in-

tuitivement assez évident. Enfin, la déformation équatoriale axiale croît d'autant plus lentement que le frottement est élevé. Il faut toutefois pondérer cette observation par la méthode d'évaluation de ϵ_z . Cette déformation est obtenue par dérivation des déplacements dans un élément de grande hauteur (dans le maillage adopté). Elle est donc sensible à la déformation d'une grande partie de l'éprouvette, et plus particulièrement d'une zone qui est d'autant plus perturbée que la déformation est grande. Dans quelle mesure cet effet justifie-t-il l'écart des courbes ($\epsilon_z - \lambda$) ? Seule une analyse numérique avec un maillage plus fin pourrait nous donner une réponse. Nous ne l'avons pas réalisée.

Pour terminer cette analyse, nous présentons à la figure 7.20. quelques déformées du lopin ($\lambda = 25\%$, 50. et 75. %) pour deux coefficients de frottement (0.1 et 0.4). On constate ainsi que le frottement a une grande influence sur la déformation et sur les rotations à l'intérieur du lopin.

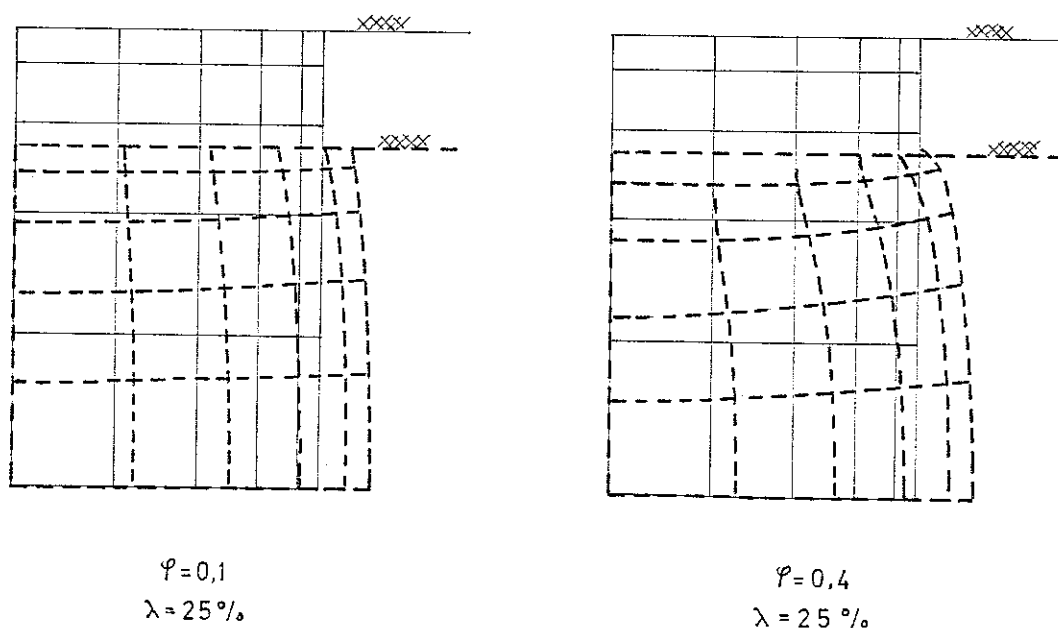
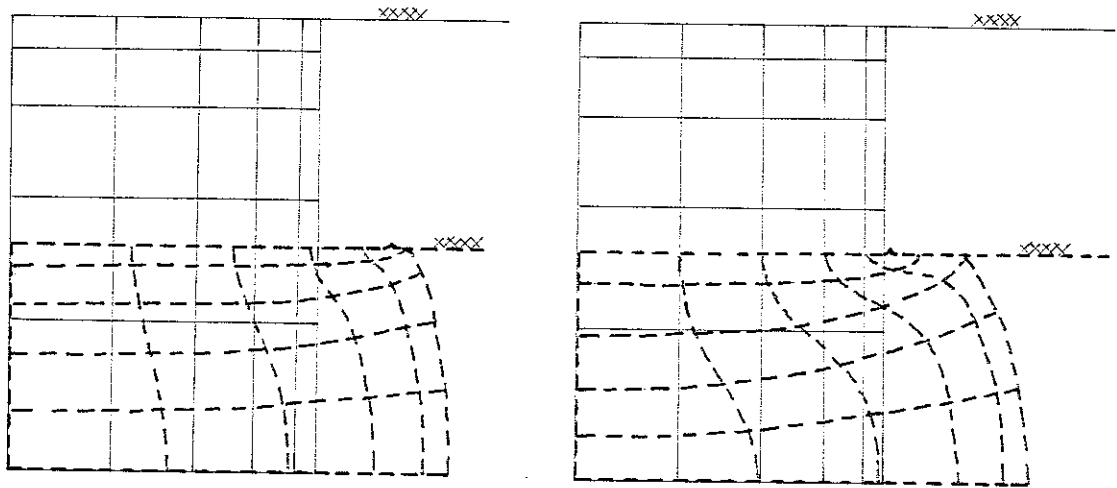
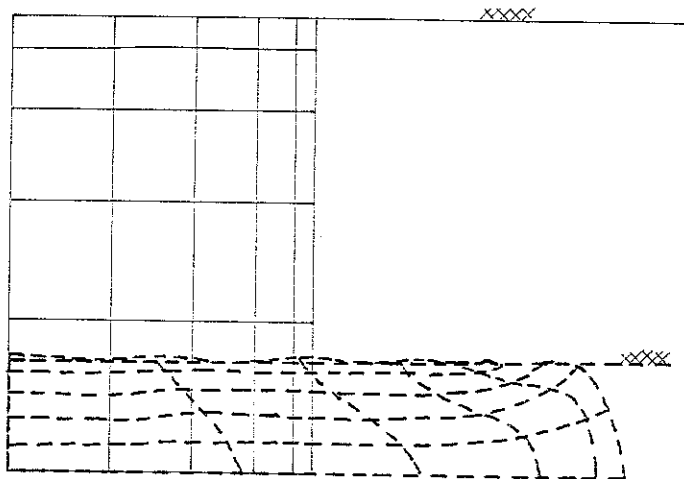


Figure 7.20. - Quelques déformées des maillages.

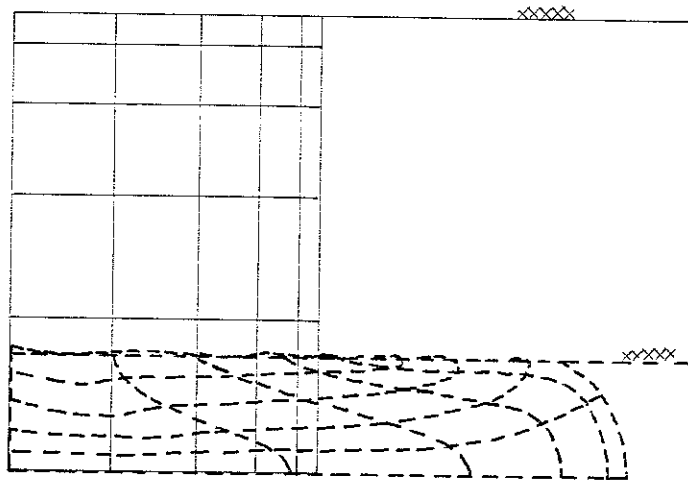


$\varphi=0,1$
 $\lambda=50\%$

$\varphi=0,4$
 $\lambda=50\%$



$\varphi=0,1$
 $\lambda=75\%$



$\varphi=0,4$
 $\lambda=75\%$

Figure 7.20. - Quelques déformées du maillage (suite).

Nous avons également étudié l'écrasement du lopin à l'aide d'éléments de volume, pour l'acier 30CD4-34G et un frottement de $\phi = 0,3$. La discrétisation est moins fine que celle qui tient compte de l'axisymétrie. Nous présentons d'abord quelques maillages déformés aux figures 7.21. et 7.22. Deux cas sont envisagés : les éléments de contact ont une intégration à 4 ou 9 PI. La deuxième figure diffère de la première en ce sens qu'elle utilise pour la visualisation la technique des "vus et cachés", et représente ainsi uniquement la surface extérieure du maillage déformé. Ces deux figures montrent qu'une discrétisation avec 4 points d'intégration conduit à une distorsion très forte de la surface de contact. Il semble qu'il s'agisse d'une sorte de mode cinématique. Nous avons fréquemment remarqué ce phénomène dans d'autres modélisations réalisées avec cet élément de contact. Il s'accompagne dans le cas présent d'une convergence plus difficile. Par contre, il n'a aucun effet sur la courbe charge-déformation (P- λ). Celle-ci a été comparée à celle obtenue avec un maillage axisymétrique (figure 7.23.). L'accord est excellent. Enfin, nous avons tracé aux points d'intégration les vecteurs force par unité de surface au contact entre le lopin et le plateau. La figure 7.24. représente uniquement les éléments de contact de la discrétisation tridimensionnelle. La figure 7.25. également, mais ici seules les contraintes de frottement sont représentées. La figure 7.26. est relative à la discrétisation axisymétrique.

Il apparaît ainsi que pour le maillage tridimensionnel, des décollements se produisent entre le lopin et le plateau. Ces décollements ne posent aucun problème numérique. Ils n'apparaissent pas dans les maillages axisymétriques. Cette différence est probablement due à la différence de finesse entre les deux maillages. Nous supposons que la faible finesse du maillage et la déformation des éléments de contact, conjuguées à l'approche du décollement, justifient les orientations inattendues de certains vecteurs de frottement (figure 7.25.).

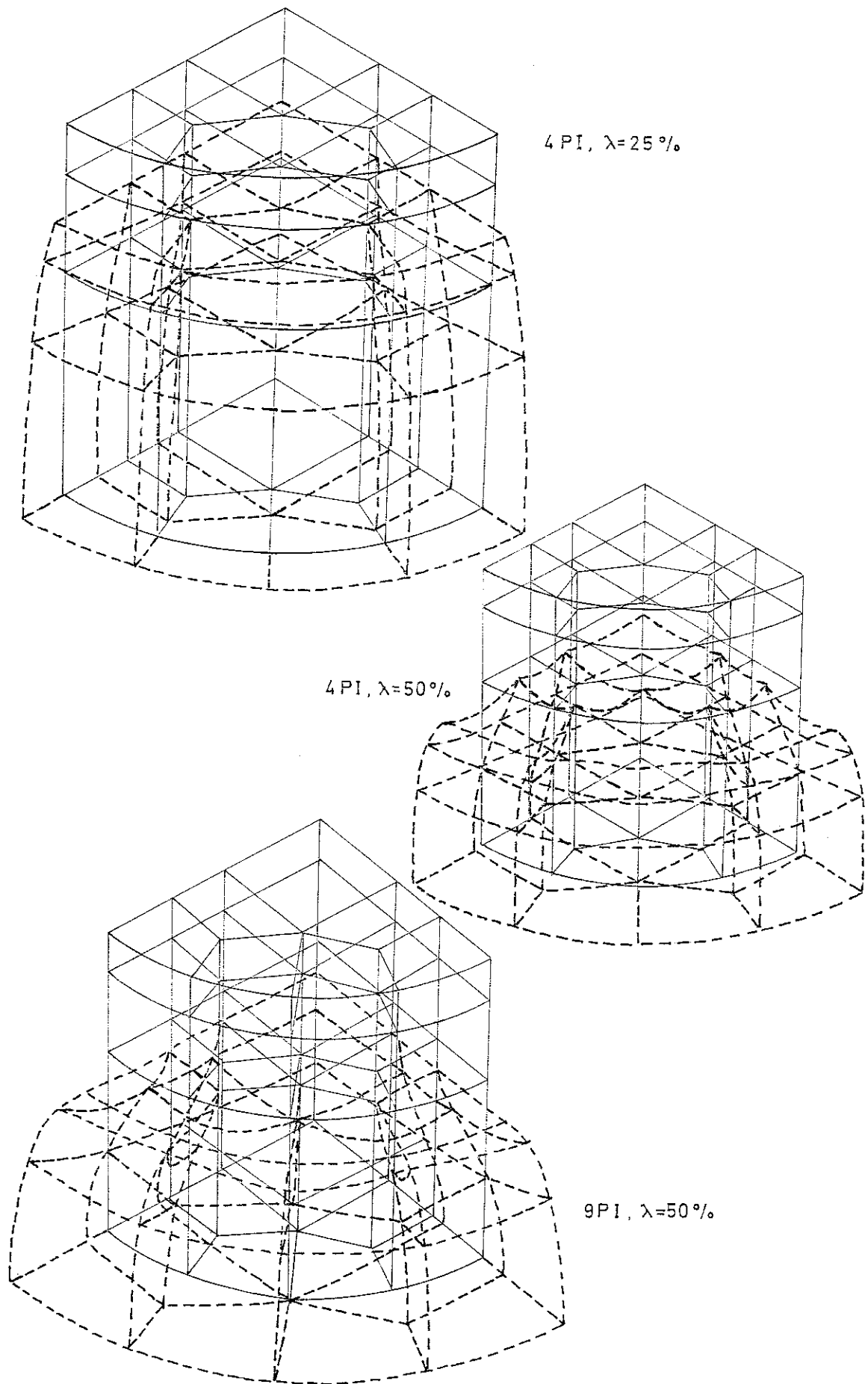
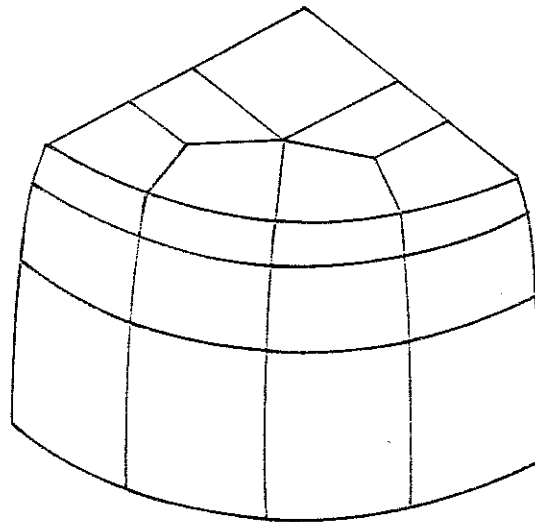
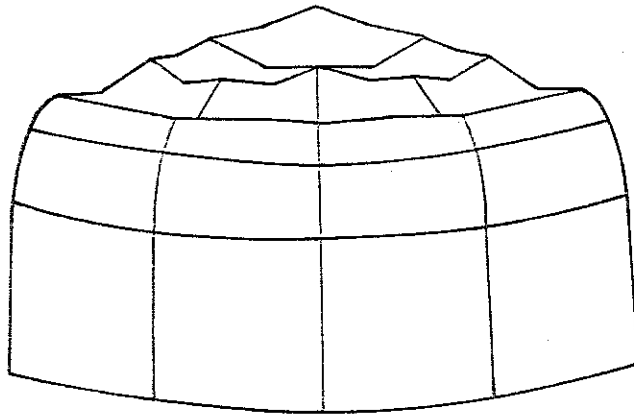


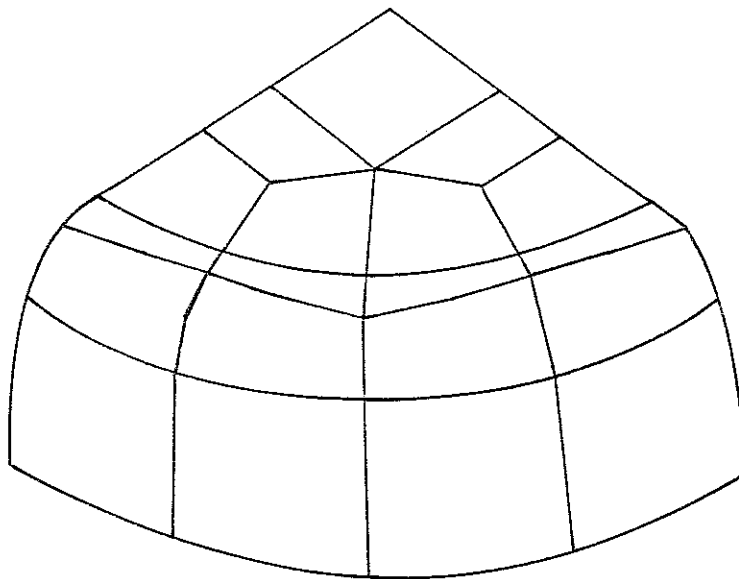
Figure 7.21. - Déformées du maillage tridimensionnel.



4 PI
 $\lambda=25\%$



4 PI
 $\lambda=50\%$



9 PI
 $\lambda=50\%$

Figure 7.22. - Déformées du maillage tridimensionnel (vus et cachés).

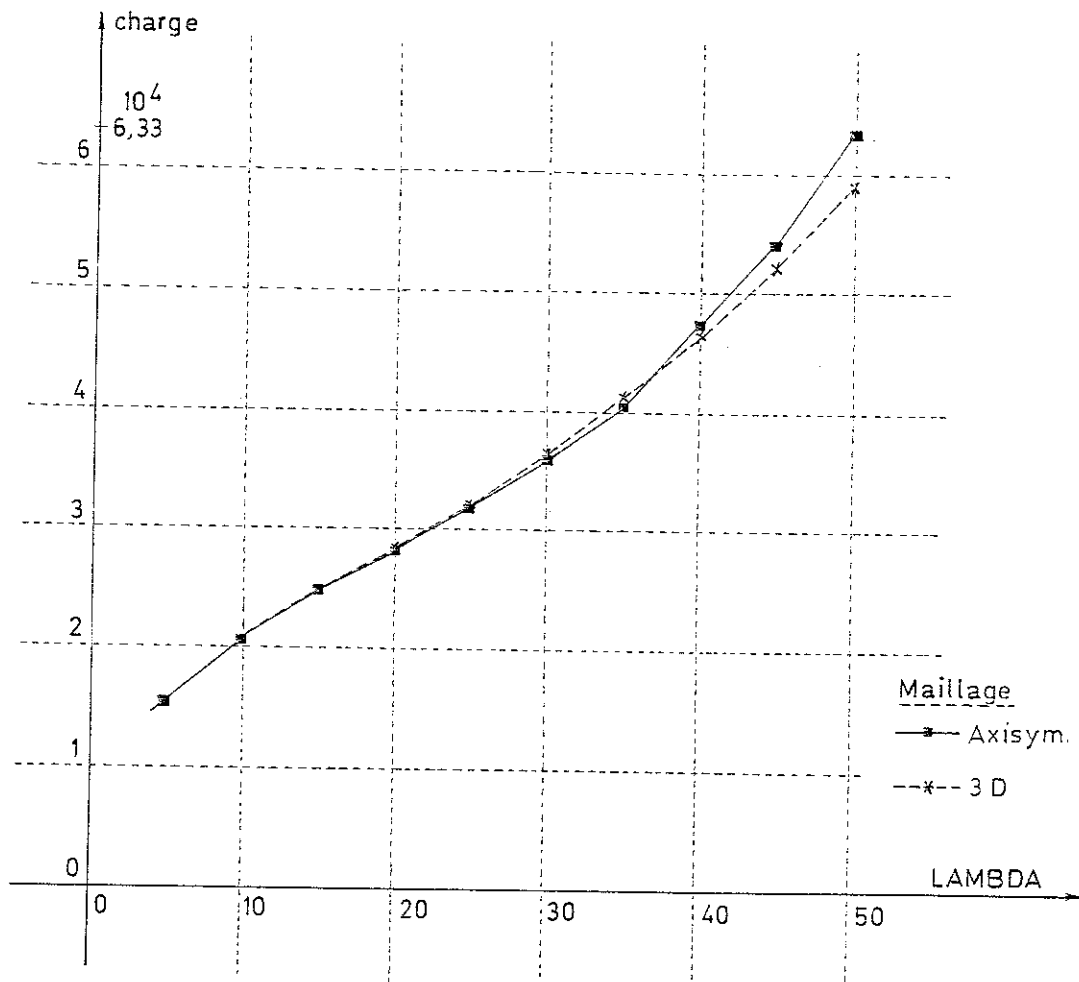


Figure 7.23. - Charge d'ecrasement. Comparaison de deux maillages.

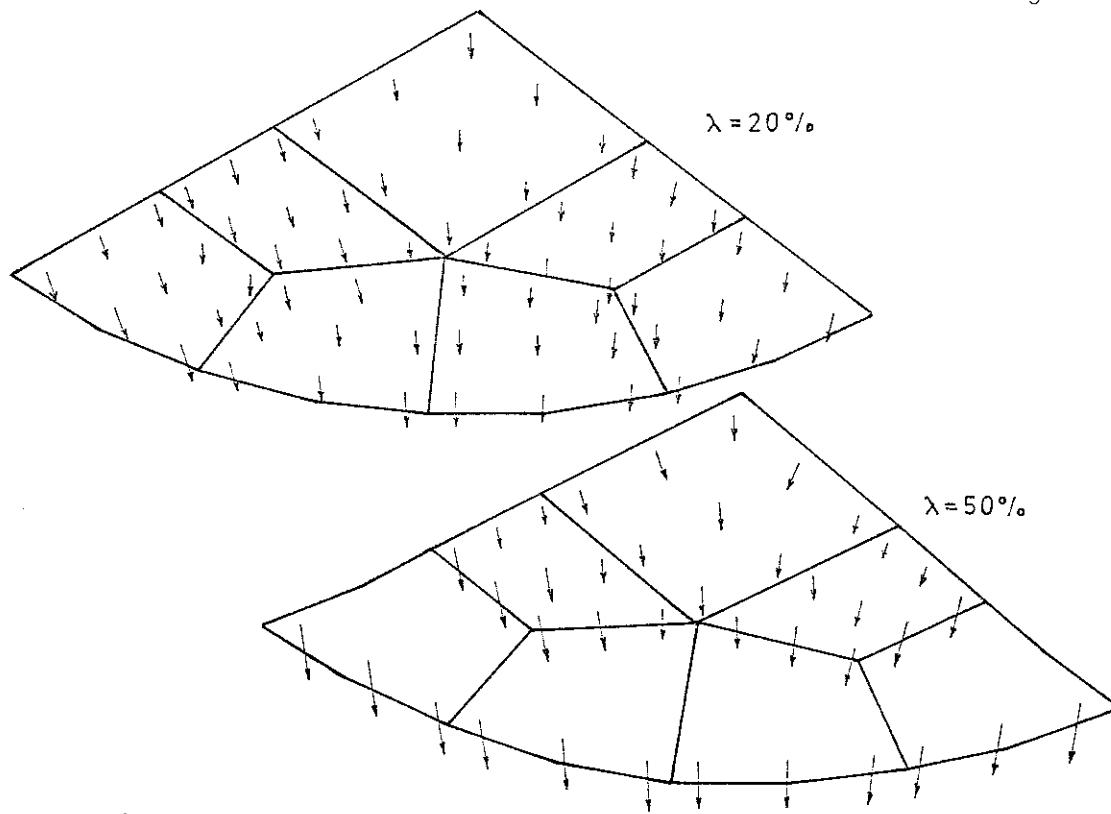


Figure 7.24. Forces de contact - Perspective - Cas 3D.

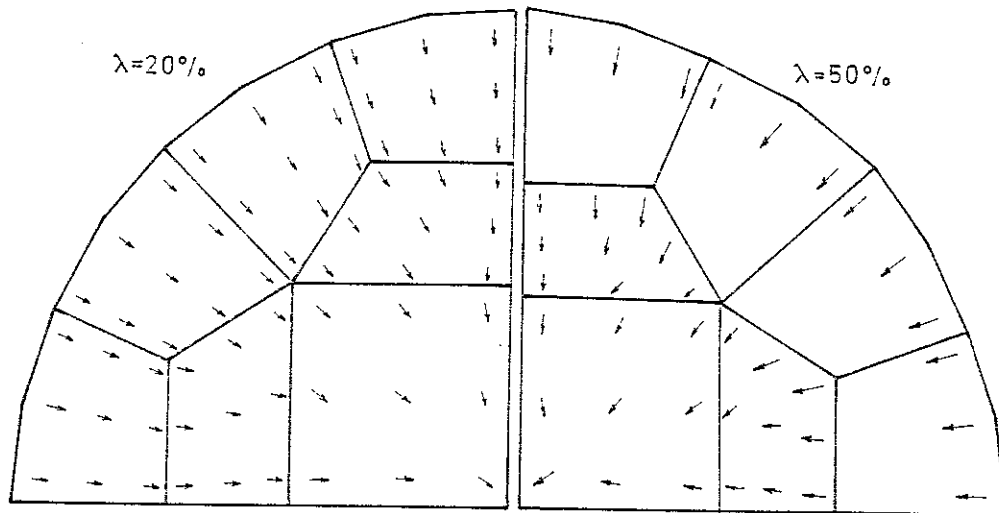


Figure 7.25. - Forces de frottement - Vue en plan - Cas 3 D.

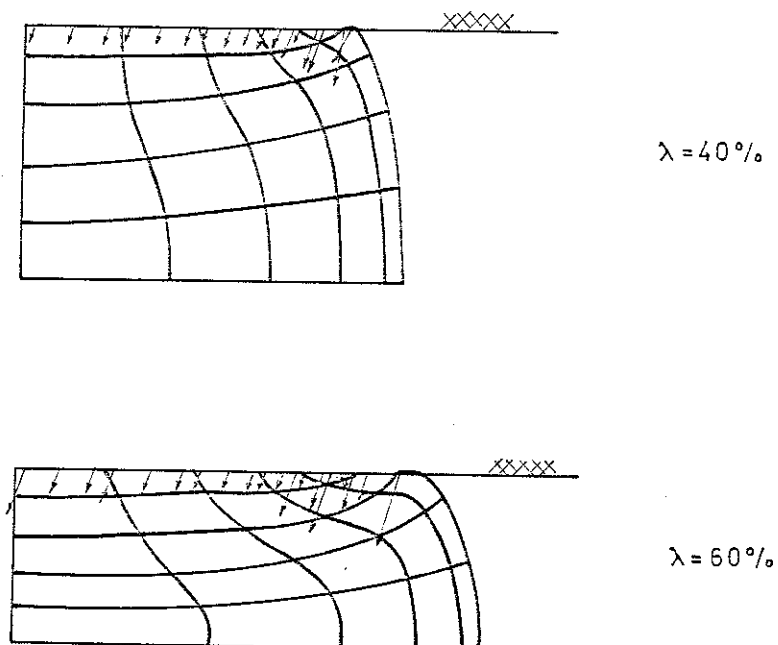


Figure 7.26. - Forces de contact. Cas axisymétrique.

7.2. L'ARRACHEMENT D'UNE TETE DE BIELLE.

7.2.1. Introduction.

La société T.A.C. construit des bielles d'avion en serrant les extrémités de tubes d'aluminium ou d'acier sur des inserts dans lesquels sont vissées les têtes de bielles. Depuis quelques années, T.A.C. étudie avec le CTN la possibilité de réaliser des bielles par hydroformage ou par magnétoformage de tubes en aluminium sur des inserts très rigides et de formes simples. La méthode de formage est notamment décrite par GRISARD [132]. La résistance à la traction de ce type d'assemblage a été étudiée par nous et par GRISARD [132 à 134].

La forme générale des bielles magnétoformées est présentée à la figure 7.27. et l'extrémité modélisée à la figure 7.28. Le formage n'est jamais parfait, et ceci se conjugue au retour élastique à la décharge de fin de formage pour obtenir, comme le montre la radiographie de la figure 7.29., un écart entre le tube et l'insert.

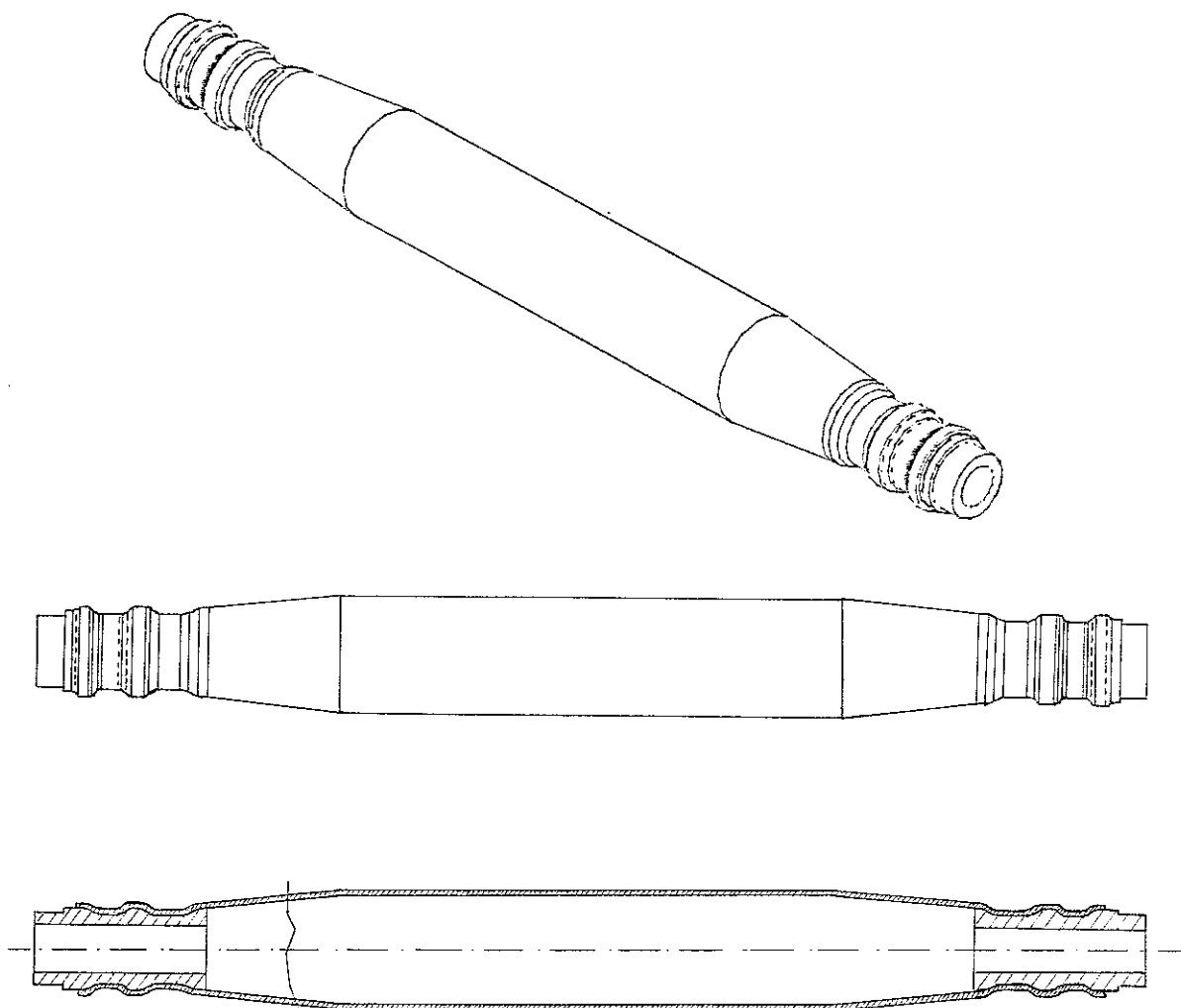


Figure 7.27. - Géométrie des bielles.

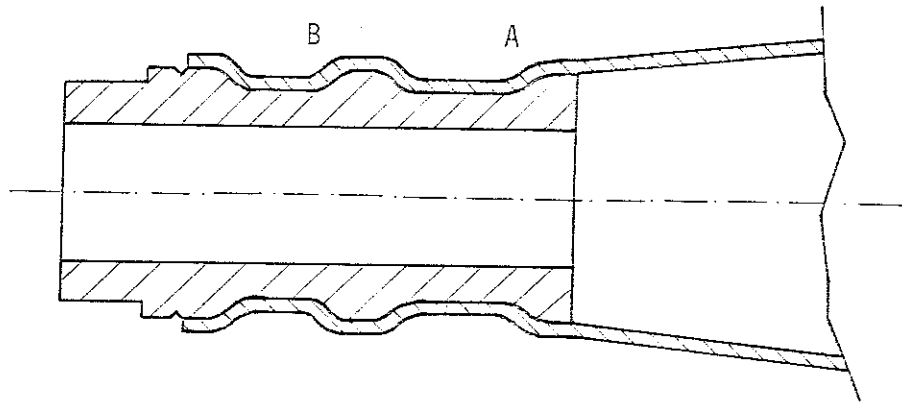


Figure 7.28. - Zone étudiée.

Figure 7.29. - Radiographie d'une extrémité de bielle.

7.2.2. Modélisation.

La discrétisation du tube est réalisée à l'aide de 54 éléments de solide axisymétrique. 17 éléments de contact modélisent la liaison avec l'insert, qui joue le rôle d'une fondation. 236 noeuds ont été utilisés. Le modèle a 403 degrés de liberté. Nous avons supposé qu'aucun frottement ne s'oppose au glissement du tube sur l'insert. La résistance de l'assemblage est donc d'origine purement géométrique.

La loi constitutive de l'aluminium constituant le tube est élasto-plastique à écrouissage isotrope, du type de von MISES. Les paramètres

ont été déterminés par des essais de traction sur des tubes tels que ceux qui servent à réaliser les bielles [134]. Les résultats de ces essais ont été groupés à la figure 7.30. Ils sont limités à quelques % de déformation logarithmique longitudinale. En effet, l'arrachement de l'insert n'entraîne pas de grandes déformations du tube, mais surtout de grandes rotations et de nombreux contacts. La loi constitutive de l'aluminium peut donc être ajustée sur la première partie des courbes expérimentales. En uniaxial, nous obtenons ainsi l'équation :

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{71460} + \left(\frac{\sigma}{540}\right)^{10,5} \quad (\text{N, mm})$$

pour le régime élastoplastique. Le coefficient de POISSON est

$$\nu = 0,32.$$

La limite initiale d'élasticité est de 100 N/mm^2 .

Nous supposons l'assemblage initialement non contraint et vierge de contraintes résiduelles. Cette hypothèse est justifiée par le traitement thermique appliqué aux bielles avant et après leur formage, qui entraîne une recristallisation complète de l'aluminium.

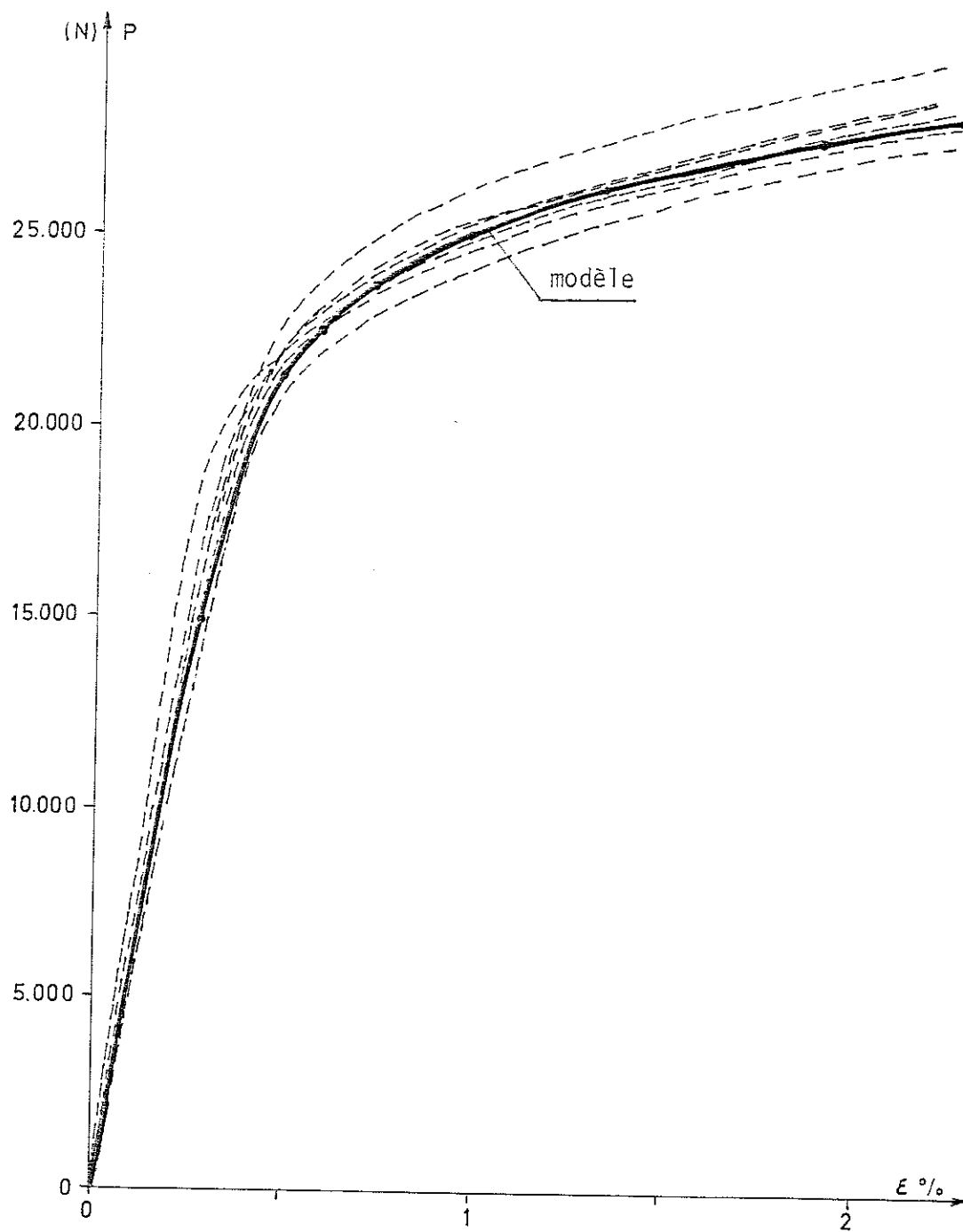


Figure 7.30. - Tractions sur des tubes d'aluminium.

7.2.3. Résultats.

La courbe charge-déplacement ($P-d$) est donnée à la figure 7.31. Au début du chargement, le déplacement croît rapidement. Ensuite, la pente du diagramme s'élève considérablement. Ceci correspond à une mise en place due aux vides existant dans la structure initiale entre le tube et l'insert. Le glissement résultant est de l'ordre de 0,13 mm, soit une valeur comparable à celles observées lors d'ex-

périences réalisées à la F.N. pour T.A.C. Remarquons que ce glissement dépend fortement de la structure initiale, donc du vide modélisé en créant le maillage. Ce vide est difficile à régler (au contraire du contact parfait et continu), car sa forme est mal connue. GRISARD [132] a modélisé successivement le formage puis la traction. Le maillage obtenu juste avant la traction est donc plus réaliste que le nôtre. GRISARD n'obtient ainsi pas de glissement préalable à la résistance de l'assemblage.

Après le glissement, l'assemblage se comporte quasi élastiquement, mais avec une rigidité presque deux fois moindre que celle du tube vierge, puis se plastifie. Un long plateau plastique, légèrement décroissant à la fin, caractérise la suite de la déformation. La charge maximale est égale à 60 % de celle obtenue par traction sur tube vierge.

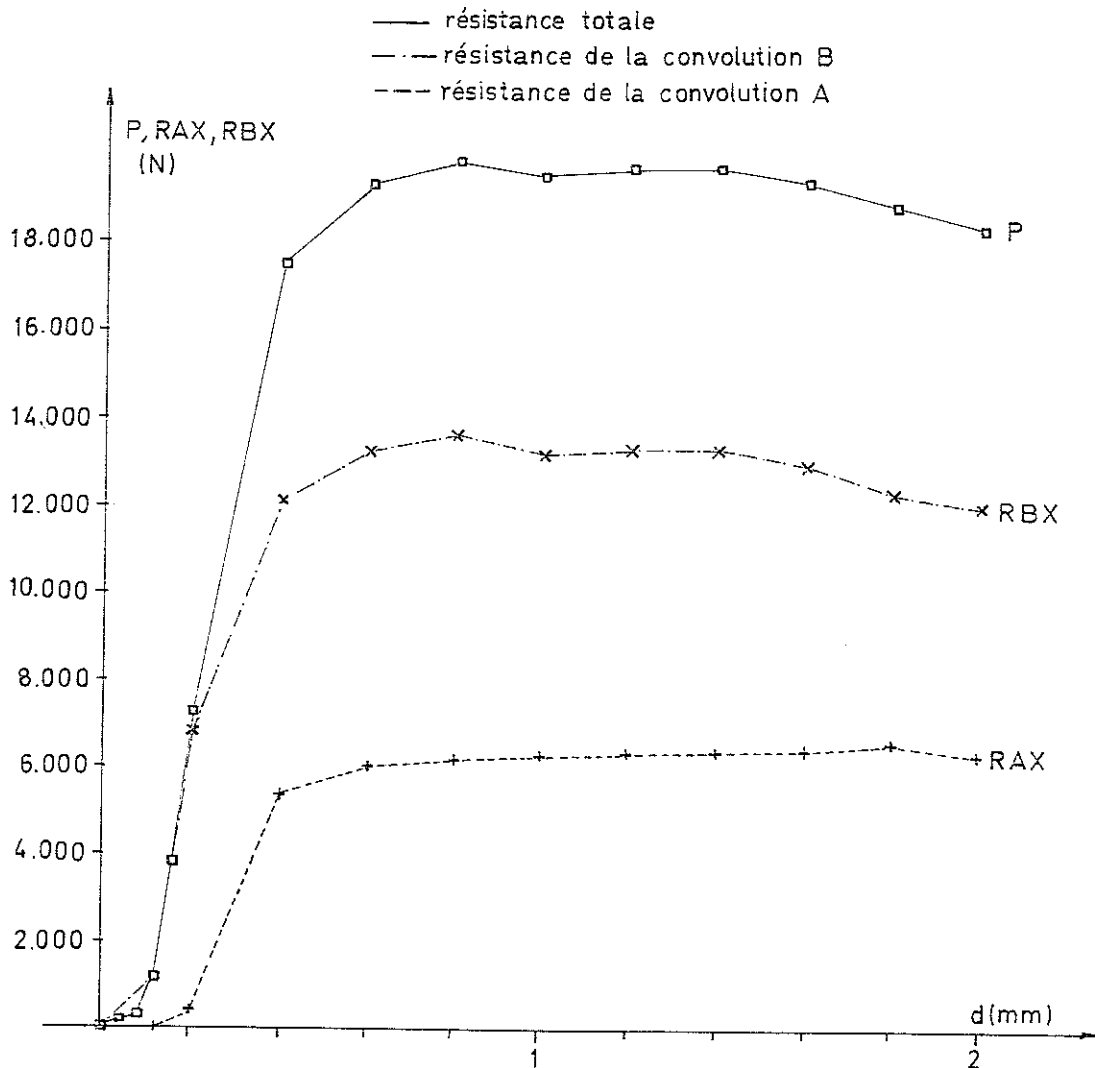


Figure 7.31. - Courbes charge-déplacement.

A la figure 7.31., nous avons également tracé la résistance axiale de chacune des deux convolutions de l'assemblage, telle que calculée dans les éléments de contact. Il apparaît ainsi que, dès le début du chargement, la convolution B résiste, tandis qu'il faut un déplacement relatif du tube et de l'insert de 0,2 mm pour que la convolution A atteigne sa pleine résistance. Cette différence de comportement est due essentiellement à la modélisation. On constate également que la convolution A a une résistance limite ultime nettement inférieure à celle de la convolution B. Ceci est probablement dû à la différence de géométrie : La convolution A a un profil plus doux que B. GRISARD obtient des résultats différents : les deux zones ont approximativement la même résistance. Mais il faut remarquer que la bielle étudiée est différente, notamment par l'épaisseur du tube et par la géométrie de l'insert.

Enfin, la figure 7.32. montre l'évolution de la déformée du maillage au cours de la traction. On voit clairement comment le tube "escalade" l'insert et se déforme au niveau des contacts A et B.

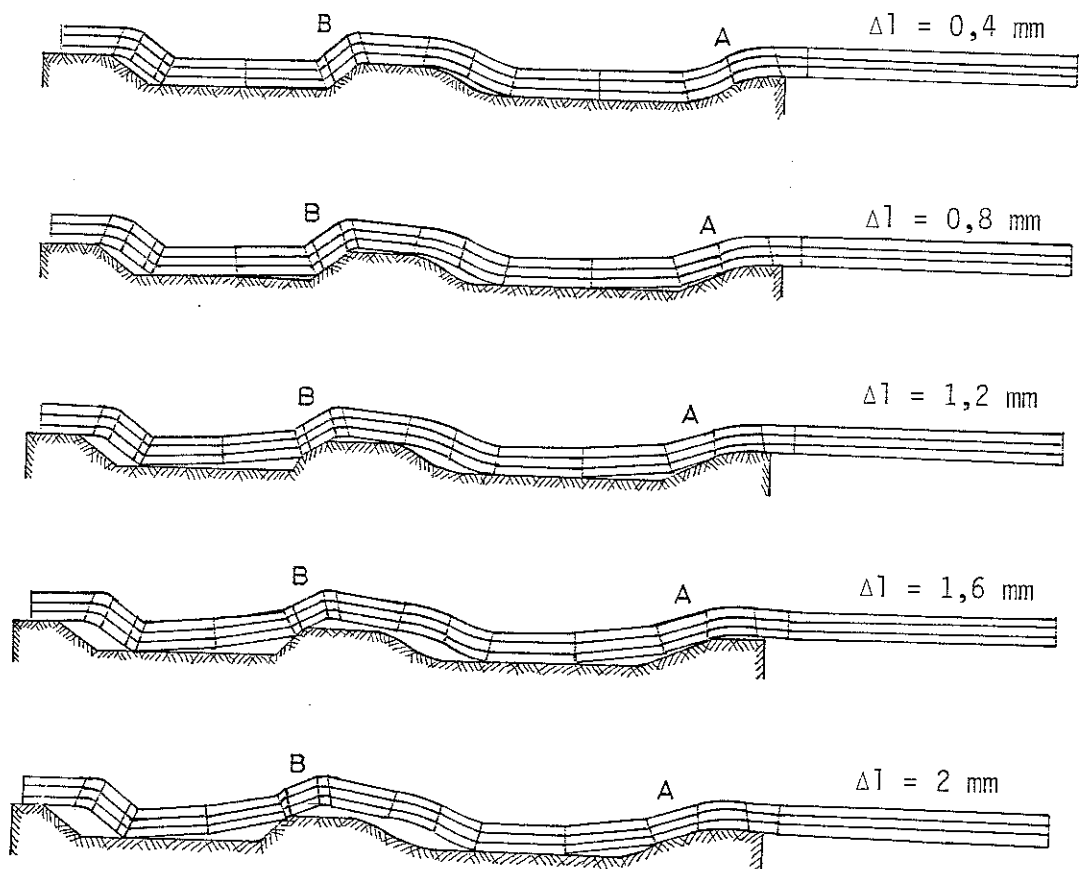


Figure 7.32. - Déformées pour divers niveaux de traction.

7.3. LA SUBSIDENCE D'UN GISEMENT PETROLIER.

7.3.1 Introduction.

A la demande de plusieurs sociétés pétrolières européennes, nous avons étudié la déformation d'un réservoir sous-marin de pétrole et des terrains surincombants. Le réservoir est constitué de couches de craies d'une porosité de 10 à 40 %, et d'une perméabilité assez élevée par rapport aux craies et argiles l'entourant. Les pores étaient, voici 15 ans encore remplis de pétrole et de gaz naturel. Le réservoir a ~ 300 m d'épaisseur, $\sim 6,5$ km de longueur et ~ 5 km de largeur. Il est courbé en anticlinal (figure 7.33.). Cette courbure et la grande perméabilité relative expliquent pourquoi les hydrocarbures se sont concentrés dans cette zone.

Le réservoir est surmonté de 3000 m de terrains dont la composition est moins bien connue. Il s'agit essentiellement d'argiles du quaternaire très peu consolidées (on observe des surpressions de près de 100 % par rapport à l'équilibre - le gradient hydraulique constant) et très peu perméables (sinon les surpressions se seraient dissipées depuis longtemps). Ces couches d'argiles sont, semble-t-il, séparées par des bancs minces et nettement plus résistants, composés probablement de calcaire.

Sous le réservoir, on trouve d'abord 650 m de craie très compacte, puis une couche fine (150 m) de marne et 650 m d'argilite .

Une coupe schématique Est-Ouest dans le réservoir et les couches adjacentes est réalisée à la figure 7.4. Elle permet de situer les diverses strates.

Depuis 15 ans, des plates-formes pétrolières off-shore ont été construites, et de nombreux puits forés, dans le but d'exploiter le pétrole et le gaz de ce réservoir. Certains puits servent à l'extraction. D'autres permettent d'injecter de l'eau ou du gaz, et ainsi d'optimiser la récupération du pétrole. Les phénomènes d'écoulement associent donc plusieurs phases (l'eau de mer, le gaz et le pétrole) plus ou moins miscibles entre elles. Il n'est pas possible de modéliser de tels écoulements avec le programme LAGAMINE. Les sociétés qui nous ont commandé l'étude des déformations possèdent des programmes (par différences finies) qui permettent une modélisation des écoulements multiphasiques moyennant certaines simplifications. En particulier, l'état de contrainte total est supposé constant et la relation entre le taux

de pression et le flux absorbé est linéaire. Nous avons donc obtenu les champs de pression dans le réservoir, selon ces hypothèses, pour les 40 années d'exploitation prévue du gisement. Il s'agit, pour les 15 premières années, d'une diminution régulière de la pression depuis une valeur initiale de 40 MPa jusqu'à 20 MPa aujourd'hui, soit une diminution de moitié (figure 7.35.). Il en résulterait, s'il n'existait aucun bridage, une augmentation du même ordre de la compression moyenne. De plus, les dimensions, et particulièrement l'épaisseur du réservoir se modifient. Nous appelons *compaction* la diminution d'épaisseur.

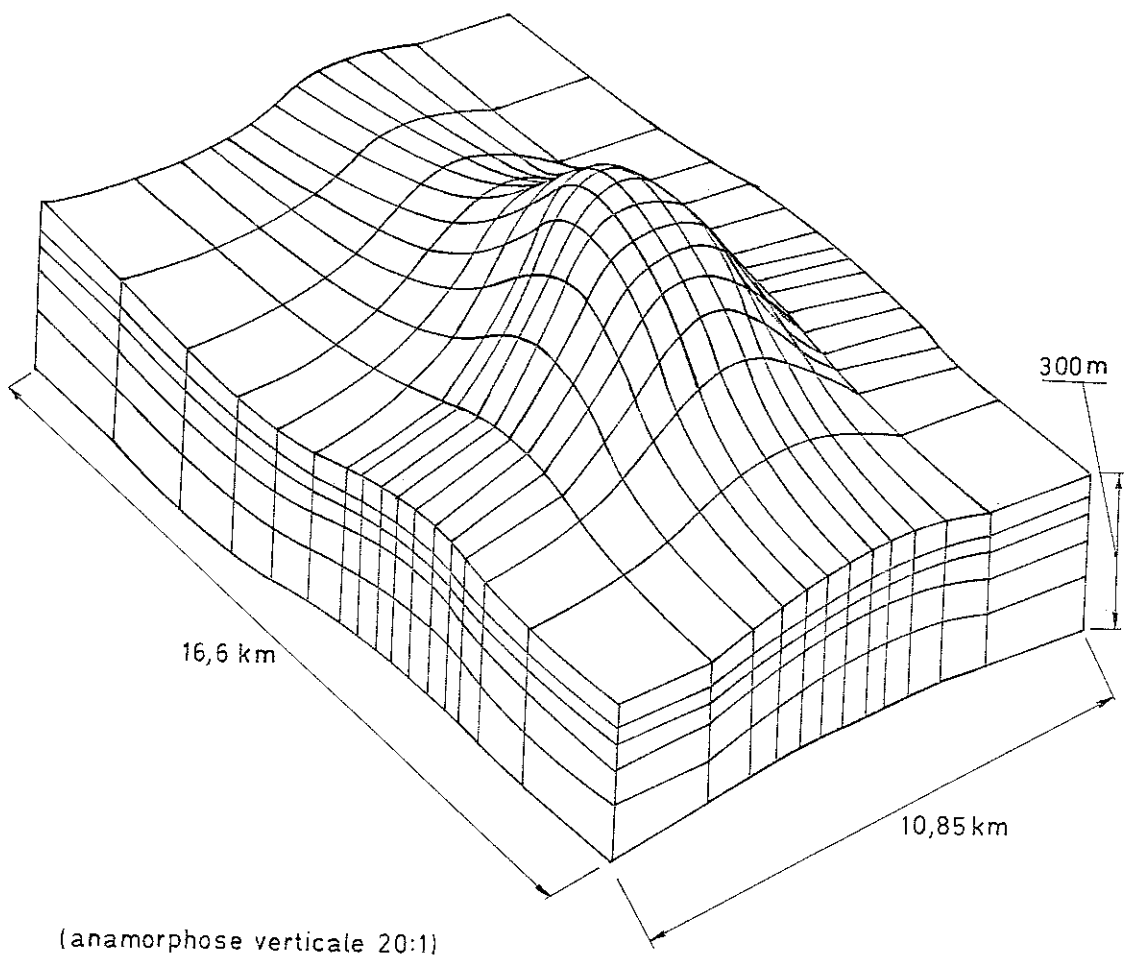


Figure 7.33. - Perspective avec anamorphose du réservoir.

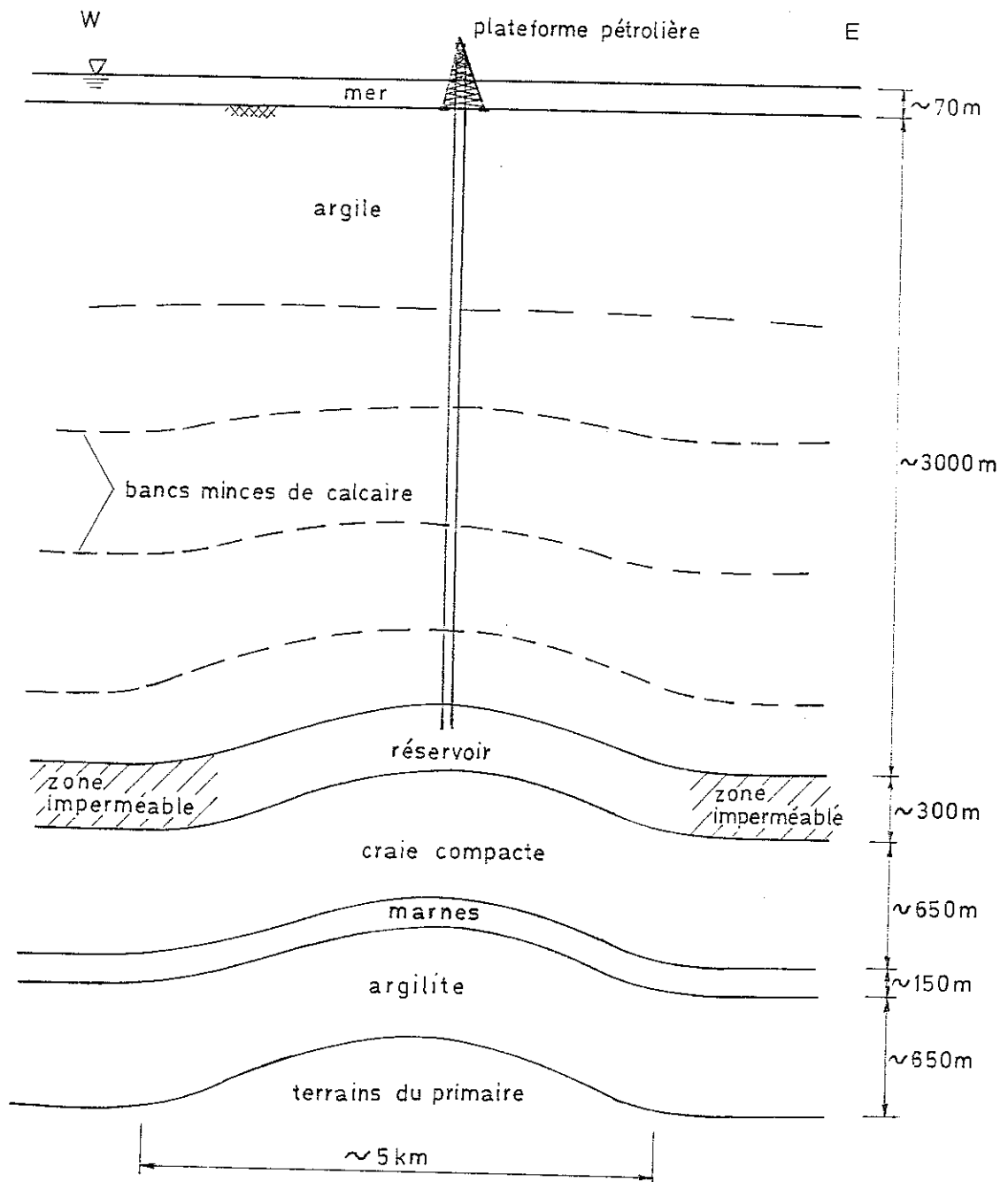
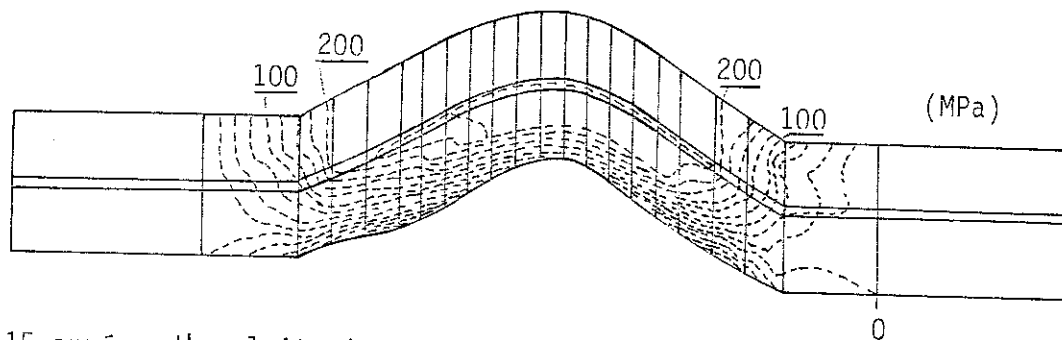


Figure 7.34. - Schéma de la coupe Est-Ouest.

Cette compaction entraîne les terrains surincombant le réservoir vers le bas. Dans la plupart des gisements de pétrole, seule la base de ces terrains s'affaisse, et en surface, aucun phénomène n'est observé. Ce n'est pas le cas du gisement étudié. Voici environ deux ans, on s'est aperçu que la plate-forme centrale était descendue d'environ 2,5 m dans la mer. Donc, il en est de même du fond marin. Si cette *subsidence* se poursuit, la sécurité de la plate-forme ne sera plus assurée en cas de tempête exceptionnelle. L'exploitation devra être arrêtée et la plate-forme modifiée, ce qui provoquera une catastrophe économique pour les sociétés pétrolières exploitantes. Il est donc fort important de comprendre pourquoi cette subsidence se produit et s'il est possible de l'arrêter ou de la retarder. C'est le but de cette étude, qui a commencé en mars 1985 et qui n'est pas achevée à ce jour (décembre 1986).



15 années d'exploitation.

Figure 7.35. - Courbes de niveau de la dépression dans le réservoir

7.3.2. Modélisation.

Nous acceptons a priori le champ de pressions dans le réservoir fourni par les sociétés pétrolières, et nous supposons d'après les données géologiques existantes, qu'en-dehors du réservoir, les terrains et roches sont suffisamment peu perméables pour que les pressions ne varient pas de façon significative pendant la période considérée (40 ans). Par ces hypothèses, nous nous limitons à une analyse mécanique.

De nombreuses modélisations élastiques linéaires ont été réalisées avant de passer à un modèle non-linéaire. Nous ne les présentons pas ici. Nous nous contentons d'en rappeler les résultats significatifs, lorsqu'ils nous sont nécessaires.

Nous nous limitons ici à une modélisation en état plan de déformation. Etant donné la forme quasi elliptique du réservoir vu en plan, il est clair que cette restriction est discutable. Les calculs élastiques linéaires bi et tridimensionnels ont montré que des erreurs de 30 % sur la subsidence peuvent être ainsi obtenues. Mais l'état plan a pour avantage son coût "modéré" (50 h. CPU sur Micro Vax II) et la facilité de visualisation des phénomènes et résultats divers. Il nous paraît être un préalable indispensable à l'étude non linéaire tridimensionnelle, qui est actuellement en projet.

Les études linéaires ont montré que les couches sous-jacentes au réservoir sont quasi rigides sous les sollicitations auxquelles elles sont soumises dans ce cas, et par rapport aux craies du réservoir et aux argiles. Nous ne les avons donc pas modélisées, et nous supposons que la base du réservoir ne se déplace pas. Latéralement, nous modélisons les terrains sur 3 km de part et d'autre du réservoir, afin de limiter l'influence de ces limites, et nous y supposons le déplacement vertical parfaitement libre.

Des considérations précédentes résulte la discrétisation de la figure 7.36. Le réservoir est représenté par 154 éléments d'élasticité plane à 8 noeuds et les terrains surincombants par 220 éléments. Les bancs minces de calcaire ont été représentés par des éléments de poutres développés dans le cadre d'une autre recherche. La discrétisation comporte au total 1201 noeuds et 2649 degrés de liberté.

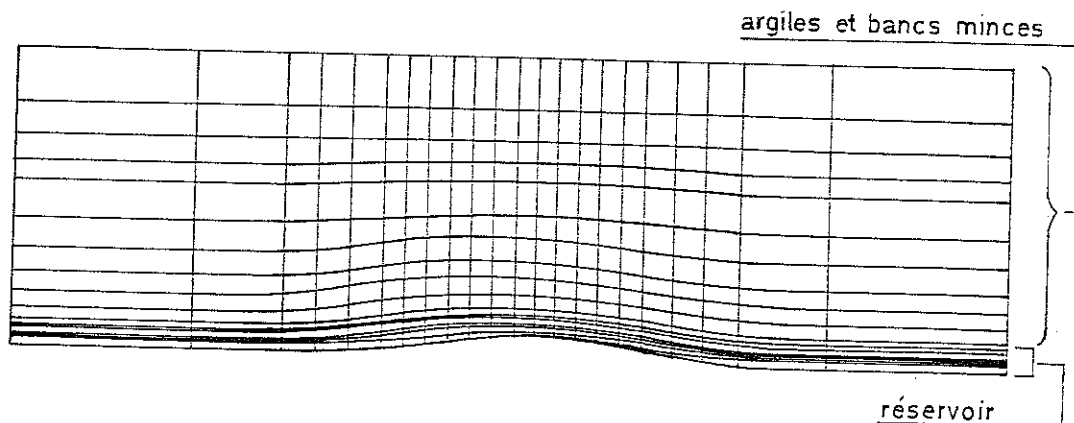


Figure 7.36. - Discrétisation de la coupe est-ouest.

La loi constitutive utilisée pour modéliser la craie du réservoir a été présentée au chapitre 3. Nous renvoyons le lecteur à cette description s'il veut plus de renseignements. Rappelons seulement la grande dispersion des résultats expérimentaux, et donc l'incertitude quant à la valeur des paramètres caractéristiques de la loi. Nous avons supposé l'écrouissage très faible, et le grand axe de l'ellipse définissant la limite du domaine élastique a la dimension minimum plausible. Les variations de porosité selon la zone du réservoir sont prises en compte par l'utilisation de 10 matériaux distincts. Comme les pressions dans le réservoir sont connues, la loi est exprimée en contraintes effectives.

Les caractéristiques des terrains surincombants sont mal connues. Peu d'échantillons ont été prélevés lors du forage des puits dans cette zone. L'argile est très peu perméable et gorgée d'eau. Celle-ci participe donc à la résistance mécanique du mélange biphasique. Il en résulte, comme nous l'avons montré au chapitre 3, un matériau quasi-incompressible. La rigidité volumique est à peu près celle de l'eau de pore, et la rigidité déviatorique est celle de l'argile. Nous avons supposé ce matériau élastique linéaire. En effet, nous ignorons complètement la taille de la surface de plasticité initiale, et les calculs montrent que les variations de contraintes déviatoriques sont extrêmement faibles par rapport à leur valeur initiale. La loi de l'argile est écrite en contraintes totales.

Nous supposons également les bancs minces élastiques linéaires, d'une raideur égale à 10 fois celle de la craie à 10 % de porosité (soit une valeur assez élevée $E = 40 \text{ GPa}$). Leur section droite par mètre vertical croît avec la profondeur. Ils correspondent en quelque sorte à une "armature" renforçant les argiles de manière croissante avec la profondeur, comme si c'était une poutre en béton armé soumise à flexion.

Un des grands problèmes de ce type d'analyse est l'évaluation de l'état de contrainte initial. Il n'est pas possible de l'obtenir par des mesures in-situ. Donc il faut faire des hypothèses. Comme la stratification est courbe, on ne peut pas supposer un rapport constant entre la contrainte verticale et les contraintes horizontales. Nous avons donc été amenés à évaluer à l'aide du programme d'éléments finis l'état initial : nous avons réalisé un pas de calcul partant d'un état vierge (contraintes effectives et totales et pression nulles).

La mise en charge consiste à appliquer partout le poids propre et dans le réservoir la pression avant l'exploitation du gisement. Les matériaux sont supposés élastiques linéaires, avec leurs caractéristiques actuelles. Il en résulte un tassement de près de 1 km... L'état de contrainte obtenu n'est donc pas en équilibre dans la configuration initiale mais dans une configuration très déformée.

Nous réalisons alors un second pas avec pour conditions initiales la géométrie initiale et l'état de contrainte obtenu par le premier pas. La mise en charge n'est pas modifiée. Nous obtenons ainsi un état de contrainte en équilibre avec une géométrie proche de la géométrie initiale (l'écart est au maximum de quelques dizaines de centimètres). La suite des calculs est réalisée en prenant cet état à la fin du pas 2 (géométrie et contraintes) comme état initial, avant exploitation.

Si l'on souhaite une plus grande précision numérique pour l'état initial, un troisième pas semblable au pas 2 peut-être réalisé. Nous n'avons pas jugé ceci nécessaire (notamment en comparaison des autres approximations).

7.3.3. Résultats.

Nous présentons d'abord aux figures 7.37. et 7.38. l'allure de la compaction et de la subsidence en 10 instants de l'étude. Horizontalement, on parcourt la coupe d'ouest en est. La subsidence ou la compaction est portée verticalement, en fonction de la position géométrique et de l'année. Le profil de compaction est très perturbé. Il est fonction du champ de pression et de l'hétérogénéité (en porosité) des craies du réservoir. Le profil des subsidences est nettement plus doux : les courbes de compaction ont été "filtrées" par 3000 m de sédiments. Nous avons comparé la courbe de subsidence en 1985 à des mesures effectuées par satellite et lors de la pose des pipelines (figure 7.39.). L'accord est très bon. Notons qu'il serait bien moins bon si nous n'avions pas représenté les bancs minces de calcaire, ainsi qu'un essai numérique linéaire nous l'a montré.

Le programme fournit également la dissipation plastique aux points d'intégrations. Par un post-traitement d'extrapolation et en utilisant le programme de dessin DESFIN, nous avons pu représenter l'évolution de l'énergie dissipée par les déformations mécaniques irréversibles de la craie (figure 7.40.). Cette représentation permet aux sociétés pétrolières d'évaluer les zones où une réinjection de fluide, en atténuant les variations de pression et de contraintes effectives, limiterait

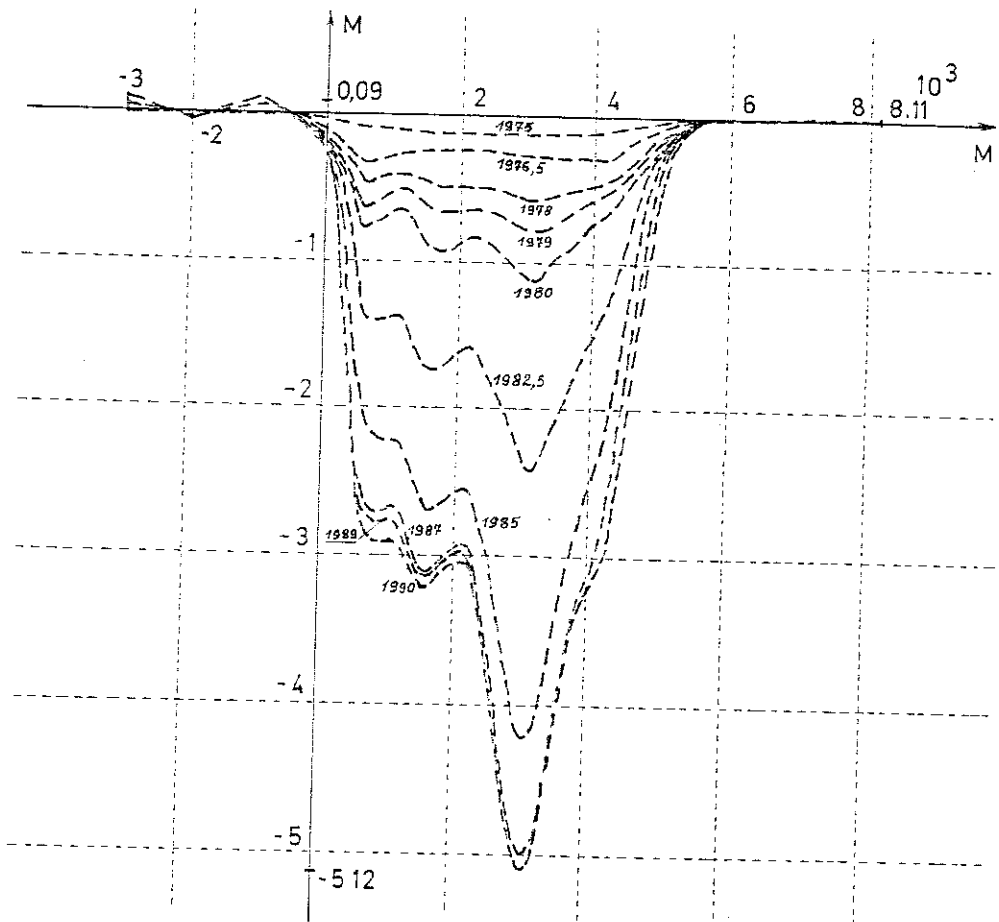


Figure 7.37. - Evolution de la compaction.

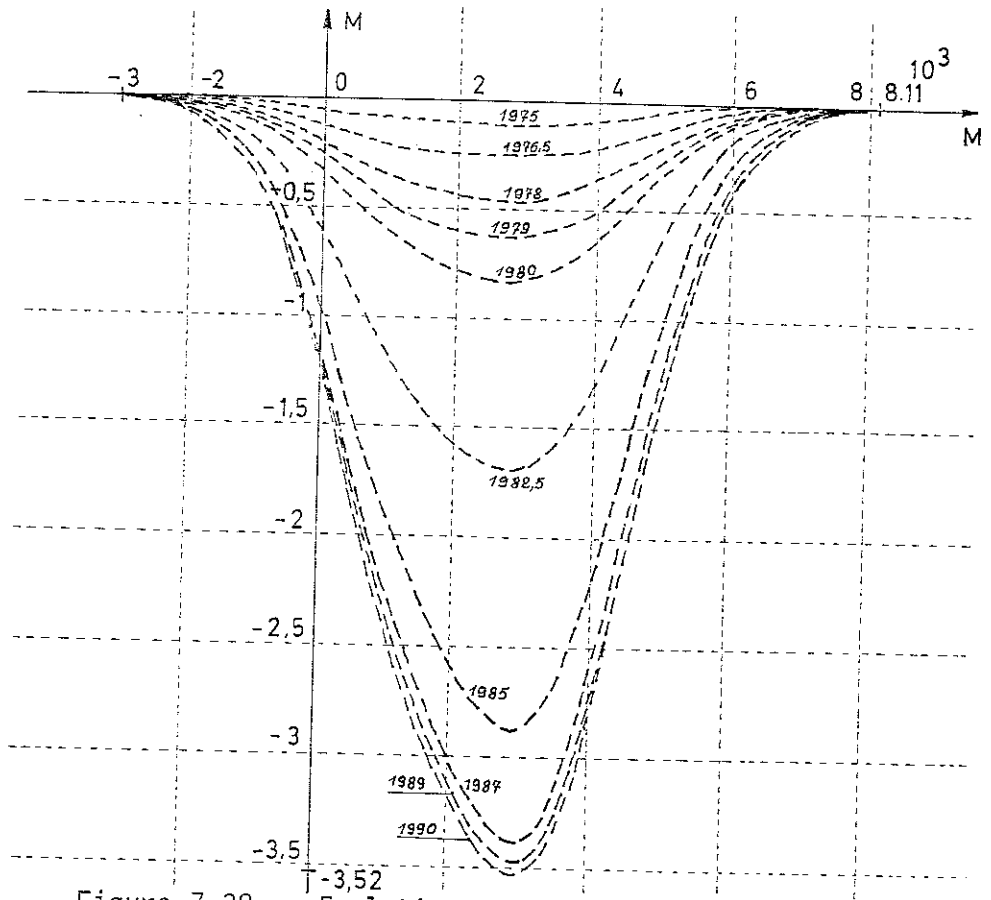


Figure 7.38. - Evolution de la subsidence.

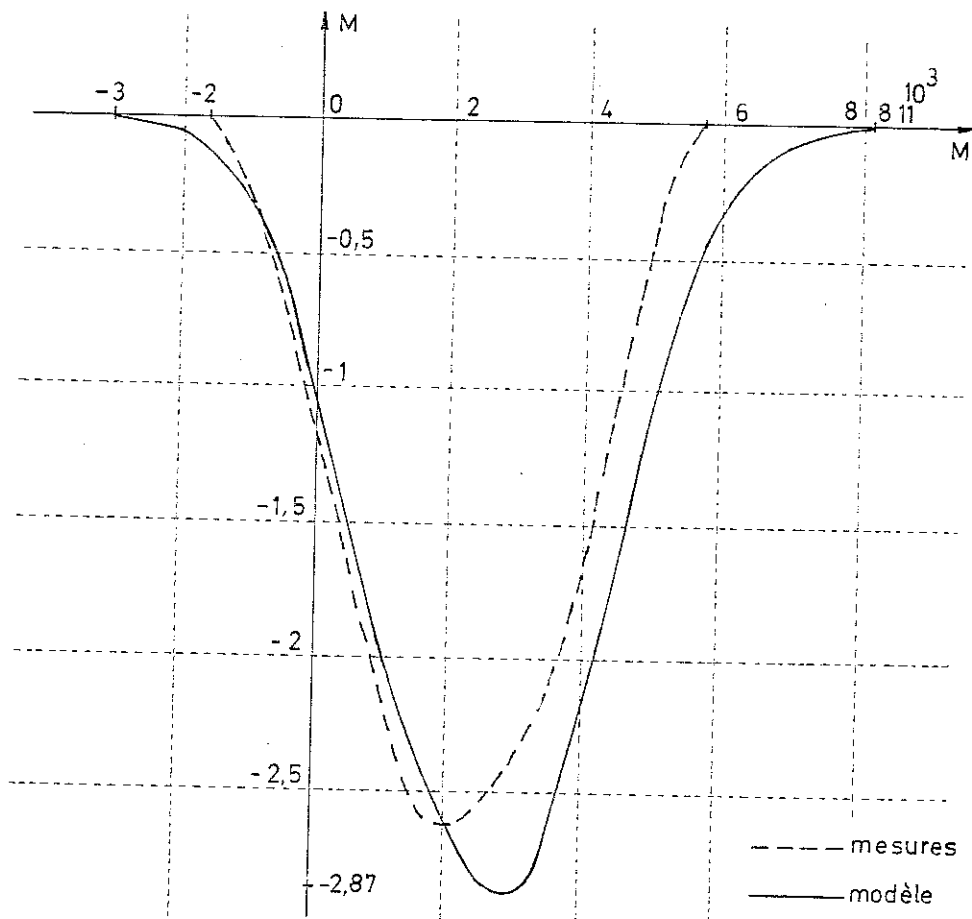


Figure 7.39.- Comparaison des subsidences calculées et mesurées (1985).
efficacement la compaction et donc la subsidence.

Remarquons que les dissipations et les compactations obtenues montrent que des changements de volume de l'ordre de 1 % interviennent dans le réservoir suite à la dépression. Ces modifications correspondent presque totalement à une variation du volume des pores. Il en résulte que la perméabilité peut varier significativement dans les zones les plus plastifiées. Cet aspect n'est pas pris en compte dans le modèle d'écoulements des sociétés pétrolières.

Le modèle mis au point a été utilisé pour simuler diverses conditions d'exploitation pour les 25 années à venir. Ces conditions varient par les quantités de pétrole et de gaz extraites et les quantités d'eau et de gaz injectées pour éviter une trop grande dépression et "nettoyer" au mieux le réservoir de son pétrole. Les courbes d'évolution de la compaction et de la subsidence maximale sont présentées à la figure 7.41. On remarque les valeurs maximales (courbes 8) qui sont obtenues lorsqu'une injection de fluide n'est pas réalisée.

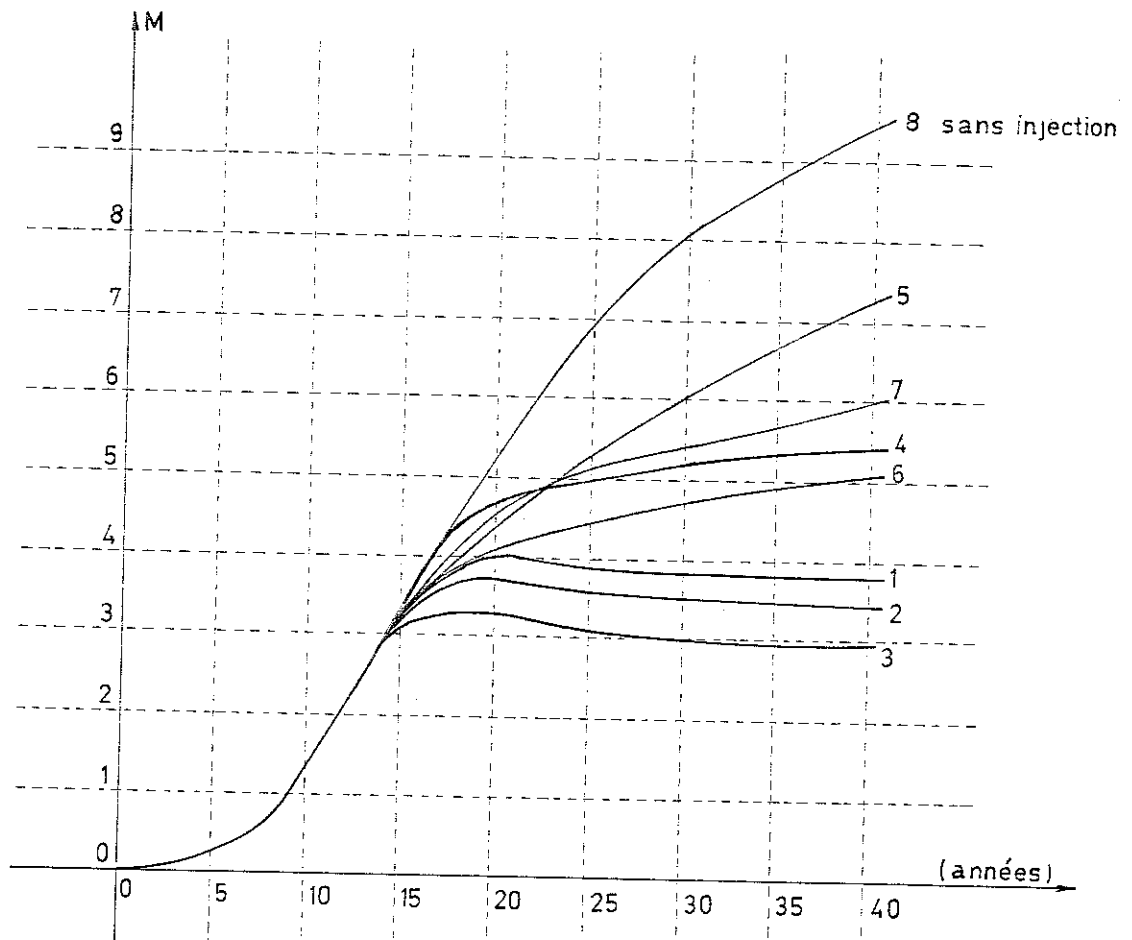


Figure 7.41.- Prévisions de l'évolution de la subsidence maximum.

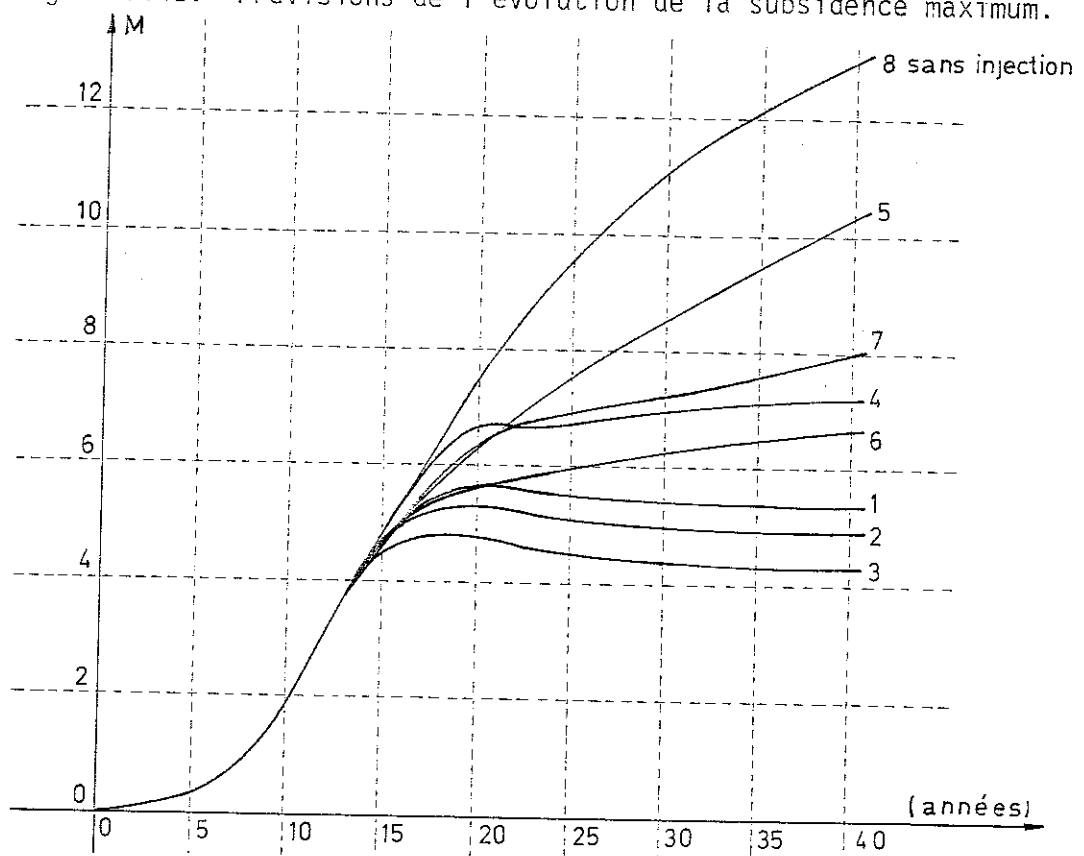


Figure 7.42. - Prévisions de l'évolution de la compaction maximum.

Un enfoncement de la plate-forme de près de 10 m dans la mer est tout à fait inacceptable pour une exploitation en toute sécurité. Dans les hypothèses 1, 2 et 3, l'injection est suffisamment forte pour provoquer des décharges élastiques du squelette de craie. Mais le retour élastique est faible.

Un dernier point nous paraît intéressant à signaler. La comparaison de modélisations géométriquement linéaires et non-linéaires montre, pour une même compaction, une différence de subsidence de l'ordre de 10%. Dans le cas non-linéaire, les contraintes initiales dues au poids propre sont prises en compte. Elles contribuent donc à la rigidité de façon significative. En effet, près du réservoir, elles sont d'un ordre de grandeur comparable à celui du module d'élasticité de l'argile.

7.4. L'ECHAUFFEMENT D'UNE COLONNE MIXTE PENDANT UN INCENDIE.

7.4.1. Introduction.

L'étude de la résistance au feu des constructions est un problème très complexe, qui nécessite l'étude de l'évolution du champ thermique dans les poutres colonnes, planchers, ... et l'étude des contraintes et déformations induites par l'échauffement. J. M. FRANSSSEN [138] notamment a consacré sa récente thèse de doctorat à ce problème. En 1982, l'ARBED nous a proposé d'étudier le champ thermique dans des colonnes mixtes composées d'un double té en acier bétonné entre ailes. L'une des sections étudiées est présentée dans ce paragraphe. Elle est d'un intérêt particulier en ce sens que nous l'avons modélisée à l'aide de deux programmes, LAGAMINE et le module THERNL du SAMCEF [139]. De plus, deux essais ont été réalisés à l'Université de Braunschweig [140]. Nous avons pu comparer nos calculs à quelques mesures effectuées par thermocouples.

La géométrie de la section droite est représentée à la figure 7.43. Par symétrie, seul un quart de la section est étudié.

La notion d'"incendie normalisé" a été introduite afin que les essais réalisés dans divers laboratoires et les simulations numériques puissent être comparés [141]. Une certaine évolution de la température est imposée dans les fours d'essais. Cette relation est présentée à la figure 7.44.

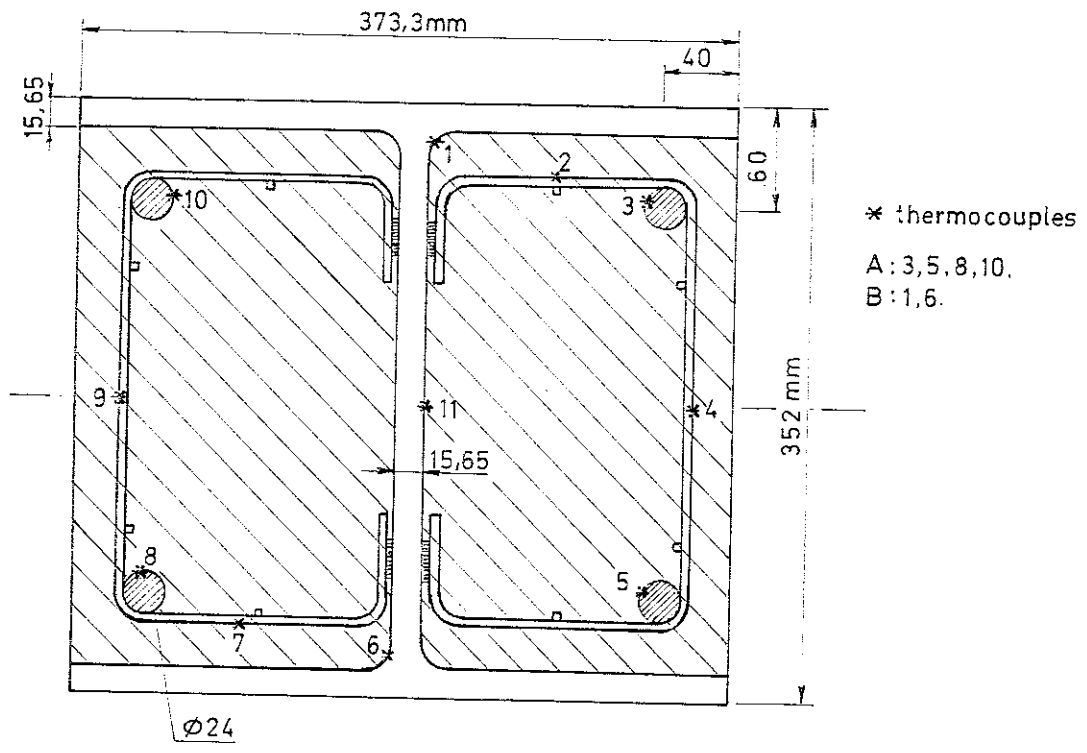


Figure 7.43. - Section droite de la colonne étudiée.

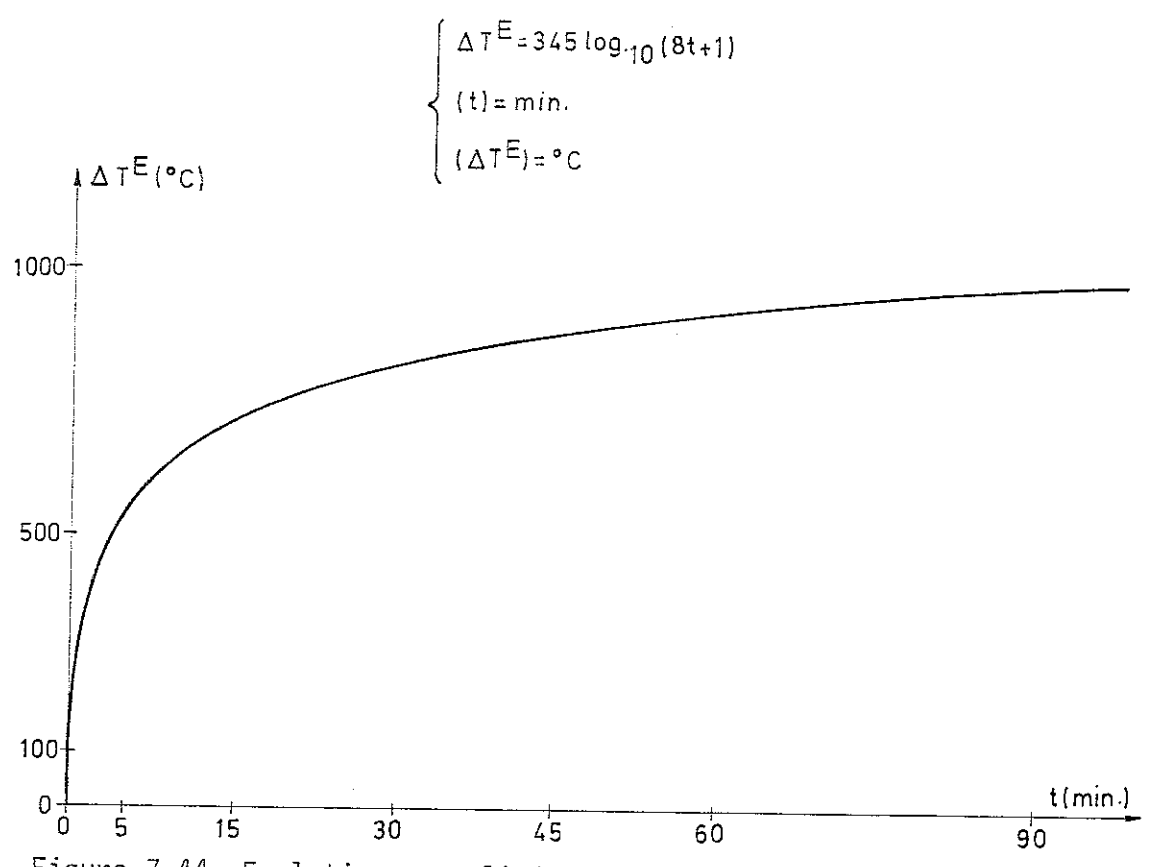


Figure 7.44.-Evolution normalisée de la température dans les fours.

7.4.2. Modélisation.

La discrétisation est représentée à la figure 7.45. Nous utilisons 72 éléments de conduction à 8 noeuds et 17 éléments de surface à échange imposé. La discrétisation comporte 252 noeuds, dont l'un représente le four et 251 degrés de liberté.

La conductivité λ et la chaleur spécifique par unité de volume c_v de l'acier et du béton dépendent de la température. Ces relations constitutives ont été présentées au chapitre 3, figures 3.41. à 3.44. Nous supposons que le béton n'est pas totalement sec, mais possède un taux de 0, 3.5 ou 7 % d'humidité en volume selon la distance à la surface extérieure du profil. La vaporisation de cette humidité provoque un pic de la chaleur spécifique, que nous modélisons par la méthode des enthalpies (figure 3.46.).

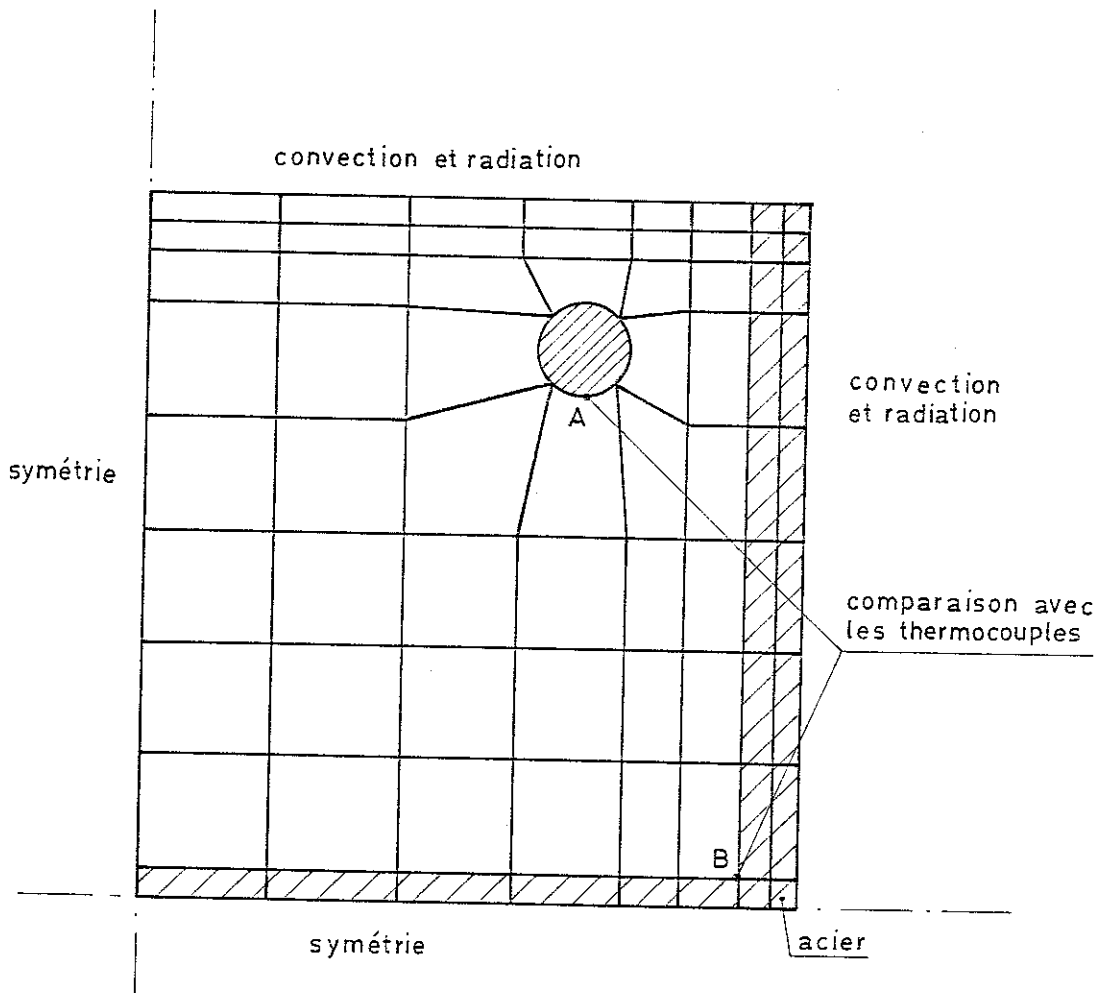


Figure 7.45. - Discrétisation.

La mise en charge thermique consiste à placer la section dans un four. Il en résulte des échanges thermiques de convection et de radiation aux frontières. Nous supposons que la température extérieure T^E (relations de convection (3.182.) et de radiation (3.183.)) est donnée par la courbe iso de montée de température dans un incendie normalisé (figure 7.44.). Le coefficient de convection est $h = 25 \text{ W/m}^2\text{°C}$. L'émissivité relative globale entre le four et l'acier est de $\epsilon = 0,55$, entre le four et le béton de $\epsilon = 0,45$.

7.4.3. Résultats.

L'échauffement de la section a été étudié pendant les deux premières heures de l'incendie. Les figures 7.46. et 7.47. montrent les courbes isothermes après 15 et 45 minutes. La progression de la chaleur apparaît clairement. La vitesse d'échauffement est beaucoup plus rapide dans l'acier que dans le béton. Les parties centrales des deux blocs de béton restent froides très longtemps. Elles gardent donc leur capacité portante nettement plus longtemps que l'acier, et le béton protège les armatures et l'âme du double té.

Les deux programmes utilisés, LAGAMINE et THERNL fournissent des réponses très proches pour des relations $\lambda(T)$ et $C_v(T)$ identiques. L'écart maximum de températures nodales est de 3°C .

Nous avons comparé l'évolution des températures données par le programme et mesurées par les thermocouples A et B (par symétrie, il correspond à ces positions A et B, 4 et 2 mesures). La dispersion des résultats expérimentaux est grande. Le calcul donne une valeur moyenne généralement en bon accord avec les mesures (figures 7.48. et 7.49.).

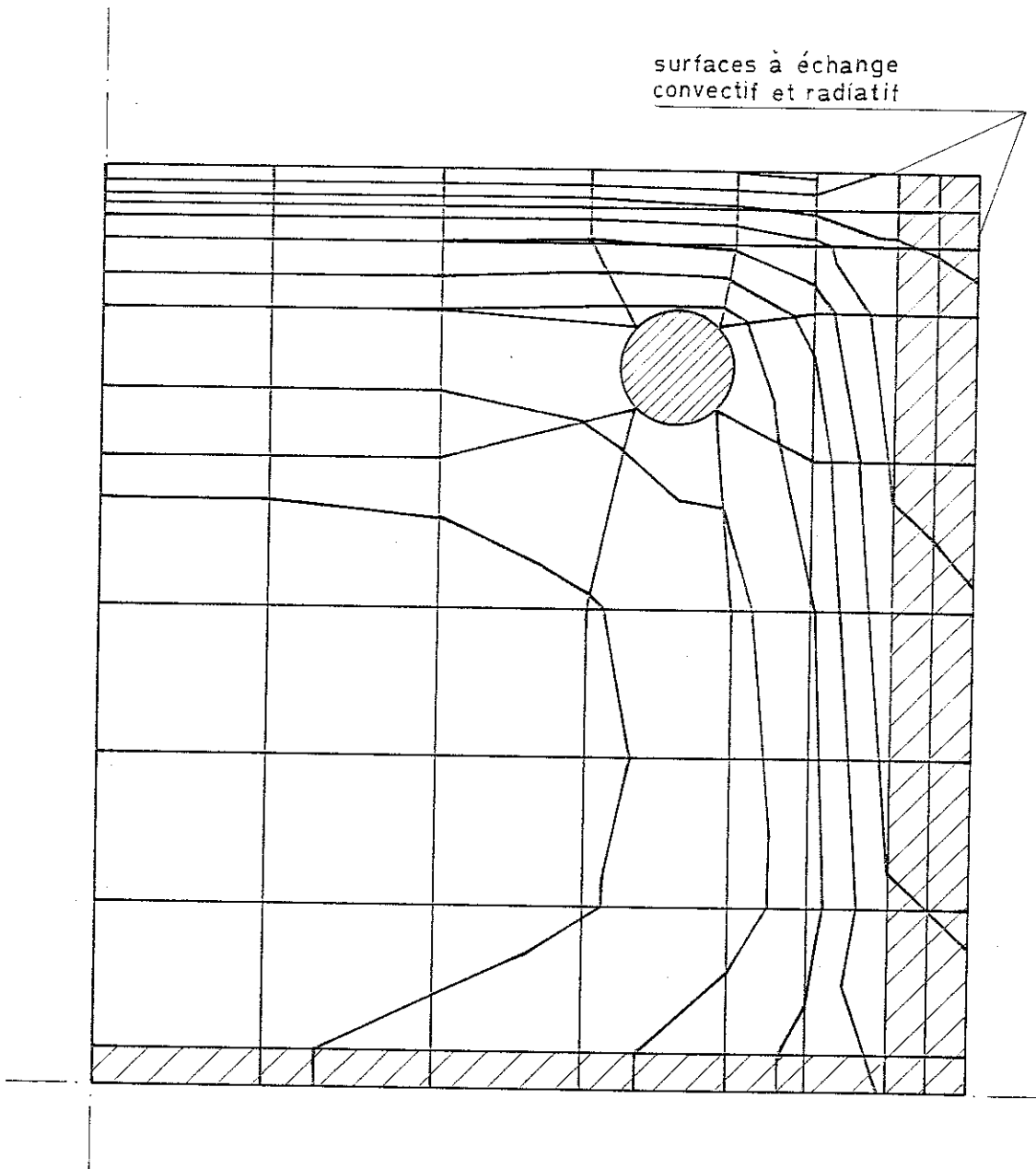


Figure 7.46. - Courbes isothermes après 15 minutes d'incendie.

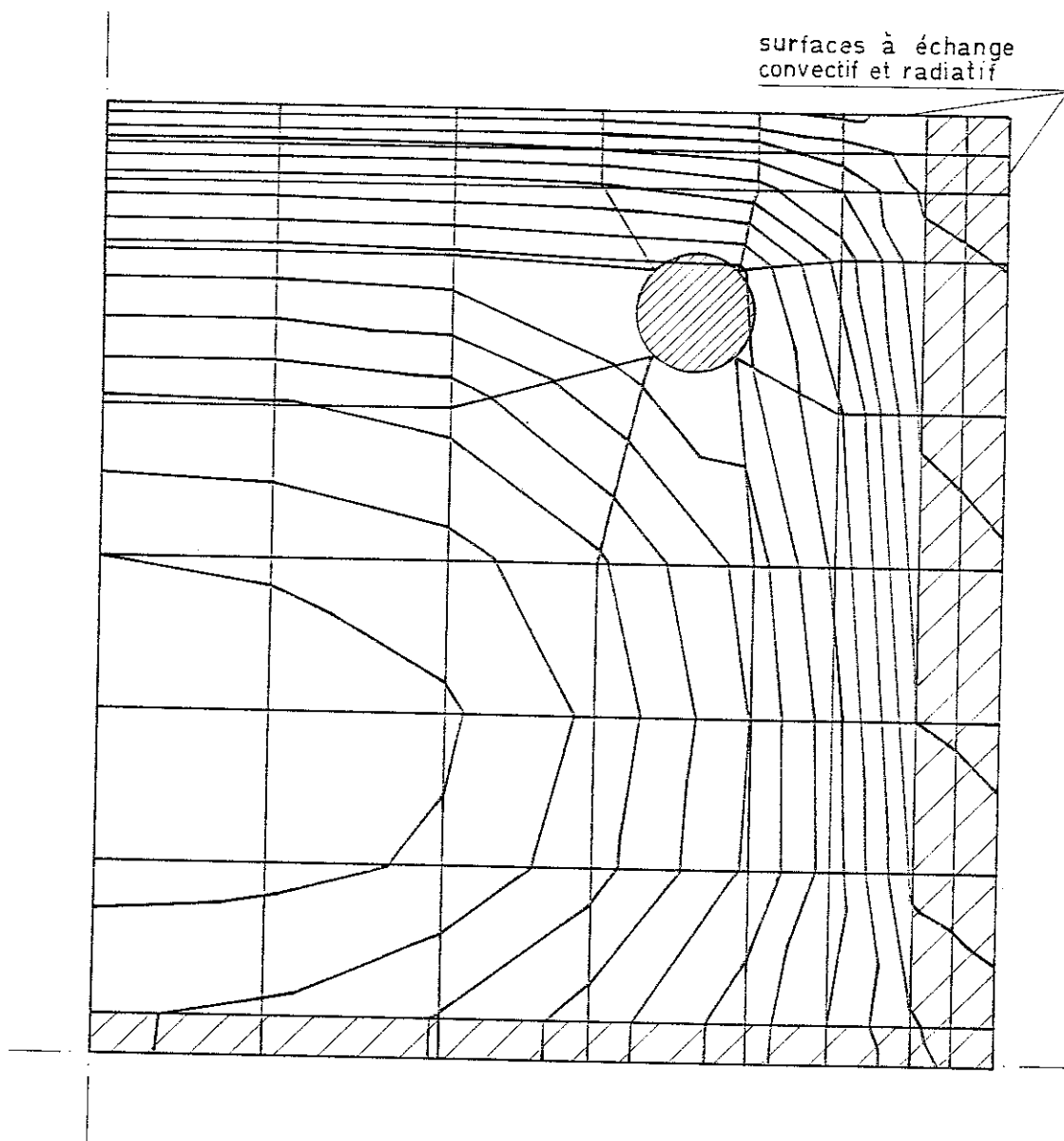


Figure 7.47. - Courbes isothermes après 45 minutes d'incendie.

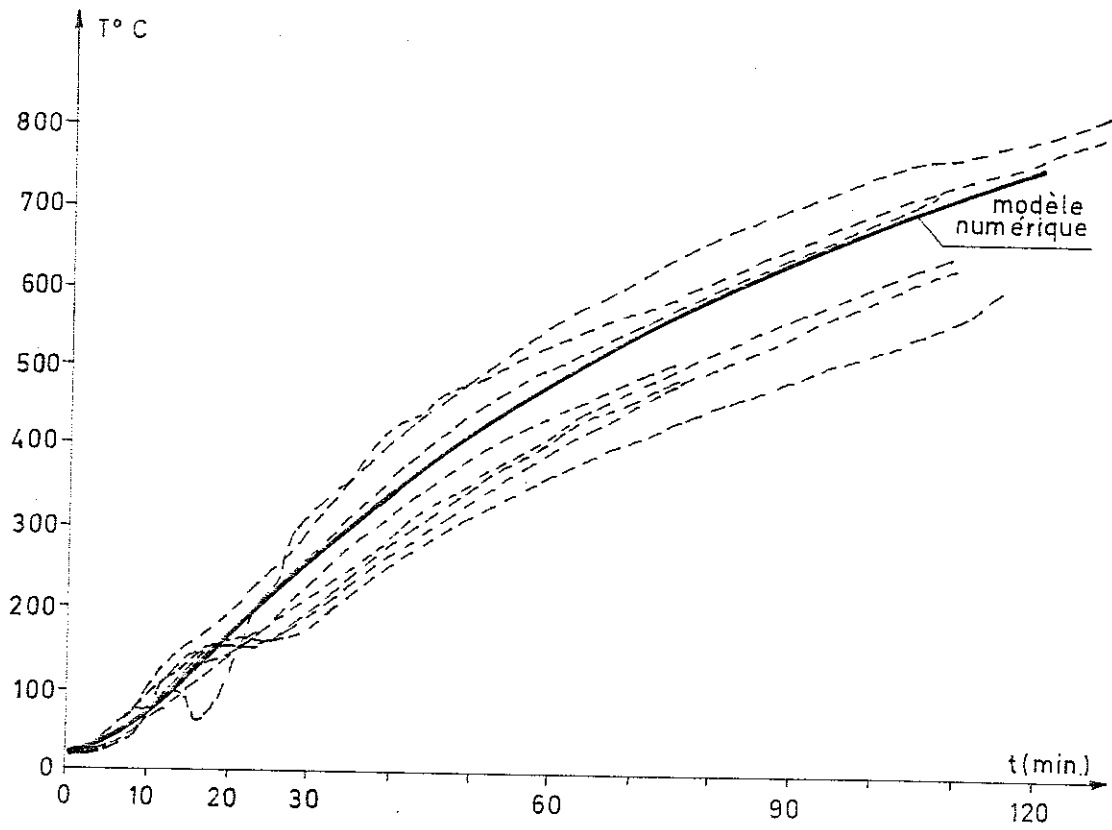


Figure 7.48. - Evolution de la température au point A.

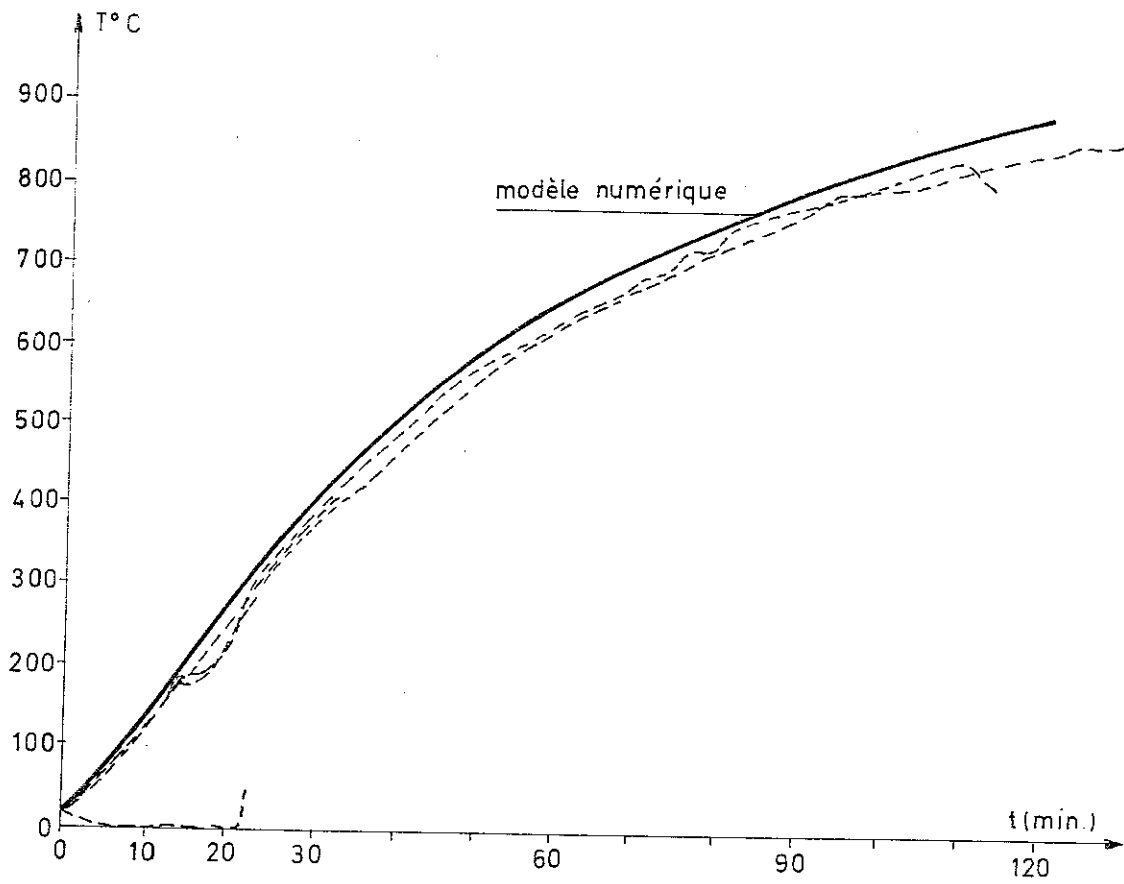


Figure 7.49. - Evolution de la température au point B.

7.5. ECOULEMENT AVEC SURFACE LIBRE SUITE A UN POMPAGE EN GALERIE.

7.5.1. Introduction.

Nous envisageons ici un problème étudié précédemment par PIETTE [27, 28] dans le cas stationnaire. Le milieu étudié est constitué d'une couche uniforme horizontale de terrains poreux de 66 m d'épaisseur reposant sur des terrains imperméables (figure 7.50.).

Initialement, le milieu est totalement saturé en eau. La perméabilité est de $1,5 \cdot 10^{-5}$ m/sec, et la porosité efficace de 30 %. Une galerie est forée à 55 m de profondeur. Instantanément, la pression y est annulée. Elle est maintenue à zéro jusqu'à ce que la nappe soit stabilisée. On étudie une longueur horizontale de 300 m de terrains, et on suppose qu'à 300 m, la position de la nappe et le champ de pression ne sont pas affectés. Cette hypothèse n'est pas très réaliste, ainsi que le montrent les courbes isobares obtenues plus loin. Mais elle permet de limiter la taille du modèle et de comparer les analyses entre elles.

7.5.2. Modélisation.

Le problème est plan. Un mètre de terrain est étudié. Nous utilisons un maillage rectangulaire de 120 éléments, 405 noeuds et 379 degrés de liberté (figure 7.50.). Ce maillage est nettement plus gros-

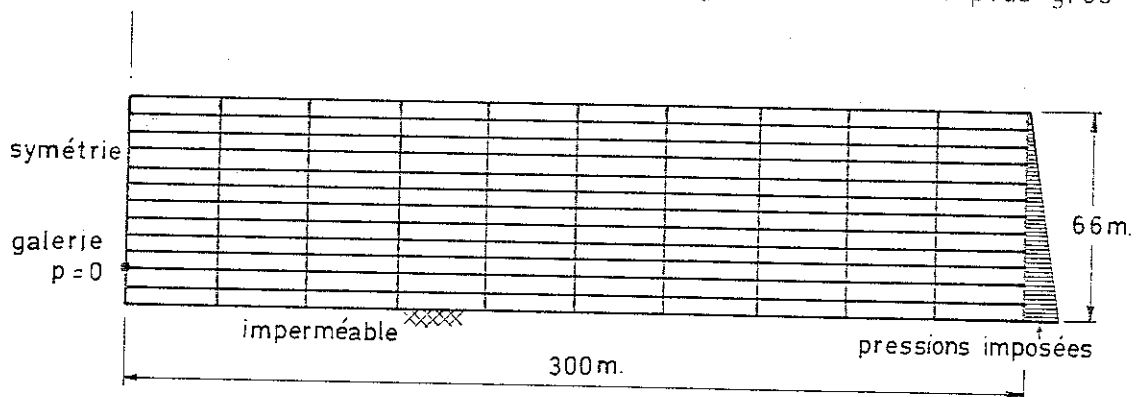


Figure 7.50. - Géométrie, maillage et pressions imposées.

sier et régulier que celui utilisé par PIETTE (celui-ci comprend 328 éléments à 8 noeuds). La galerie est supposée ponctuelle. La chute de pression est donc imposée en un noeud (ce n'est pas le cas chez PIETTE) et en quatre pas de 11 heures. A l'autre extrémité du maillage, les pressions sont bloquées à leurs valeurs initiales.

La perméabilité est isotrope. Le flux absorbé est représenté par

la variation de la quantité d'eau H présente dans les pores. Celle-ci est liée à la pression selon la courbe de la figure 7.51.

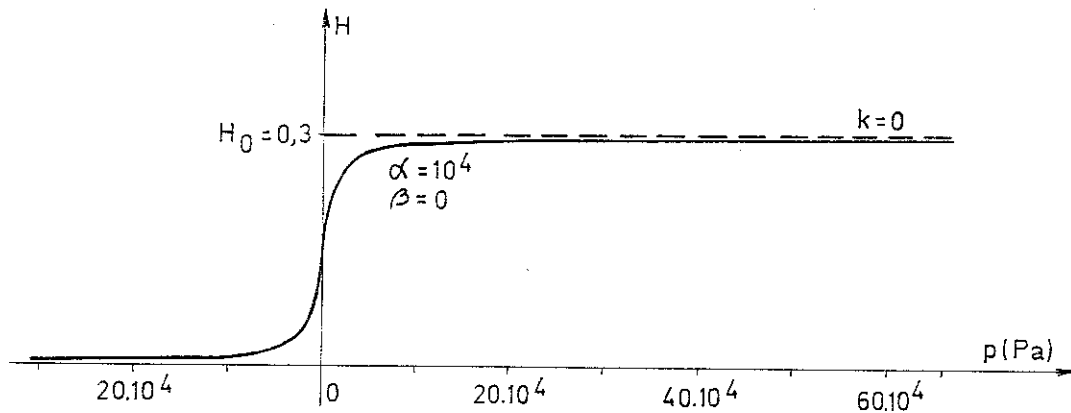


Figure 7.51. Quantité d'eau présente dans les pores.

7.5.3. Résultats.

Nous présentons d'abord à la figure 7.52. les positions de la surface libre à l'état stationnaire obtenues par PIETTE et par LAGAMINE. La concordance est très bonne. Tout au plus observe-t-on une légère différence tout près de la galerie. Dans cette zone, PIETTE utilise des éléments de 2 m d'épaisseur et nous de 5,5 m d'épaisseur. Ceci justifie probablement l'écart constaté entre les deux méthodes. Il n'est pas possible de réaliser d'autres comparaisons entre les deux programmes car PIETTE ne nous fournit pas plus d'information.

Notre programme LAGAMINE étudie la position de la nappe par une méthode transitoire. Il est donc nécessaire de réaliser plusieurs pas de temps successifs. Mais on a une information sur l'évolution

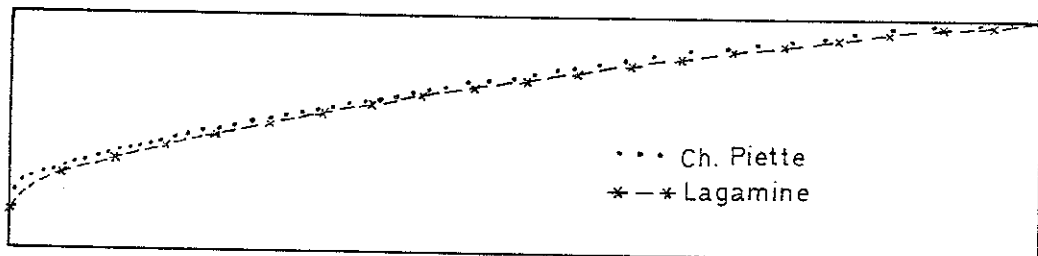


Figure 7.52.- Position de la surface libre en régime stationnaire.

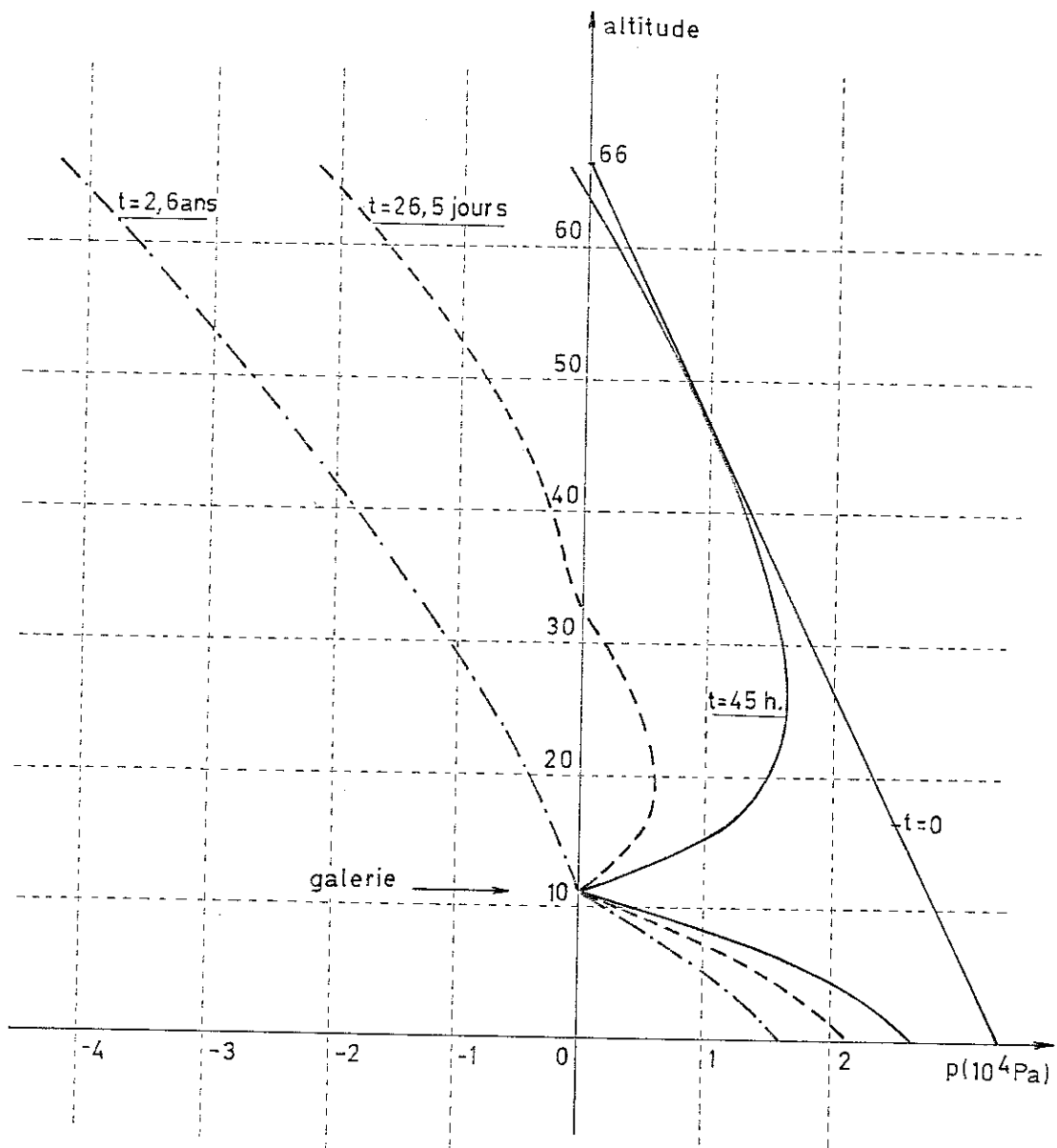


Figure 7.54.- Evolution de la pression au droit de la galerie.

La figure 7.55. montre l'évolution temporelle des débits pompés à la galerie et injectés dans le terrain. L'alimentation se fait à la frontière latérale de sorte à maintenir en permanence les pressions imposées. Au début, l'alimentation est quasi nulle et le débit pompé atteint $5,03 \cdot 10^{-4}$ /sec par mètre de galerie. Ensuite, la galerie s'appauvrit progressivement, et le débit injecté croît. Après un an, les deux débits sont très proches. La nappe est proche de l'équilibre. Après 3 ans, les débits entrant et sortant sont de $1,04 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3/\text{sec}$ par mètre de galerie. Cette figure montre clairement l'effet transitoire du pompage. Le temps de stabilisation est considérable.

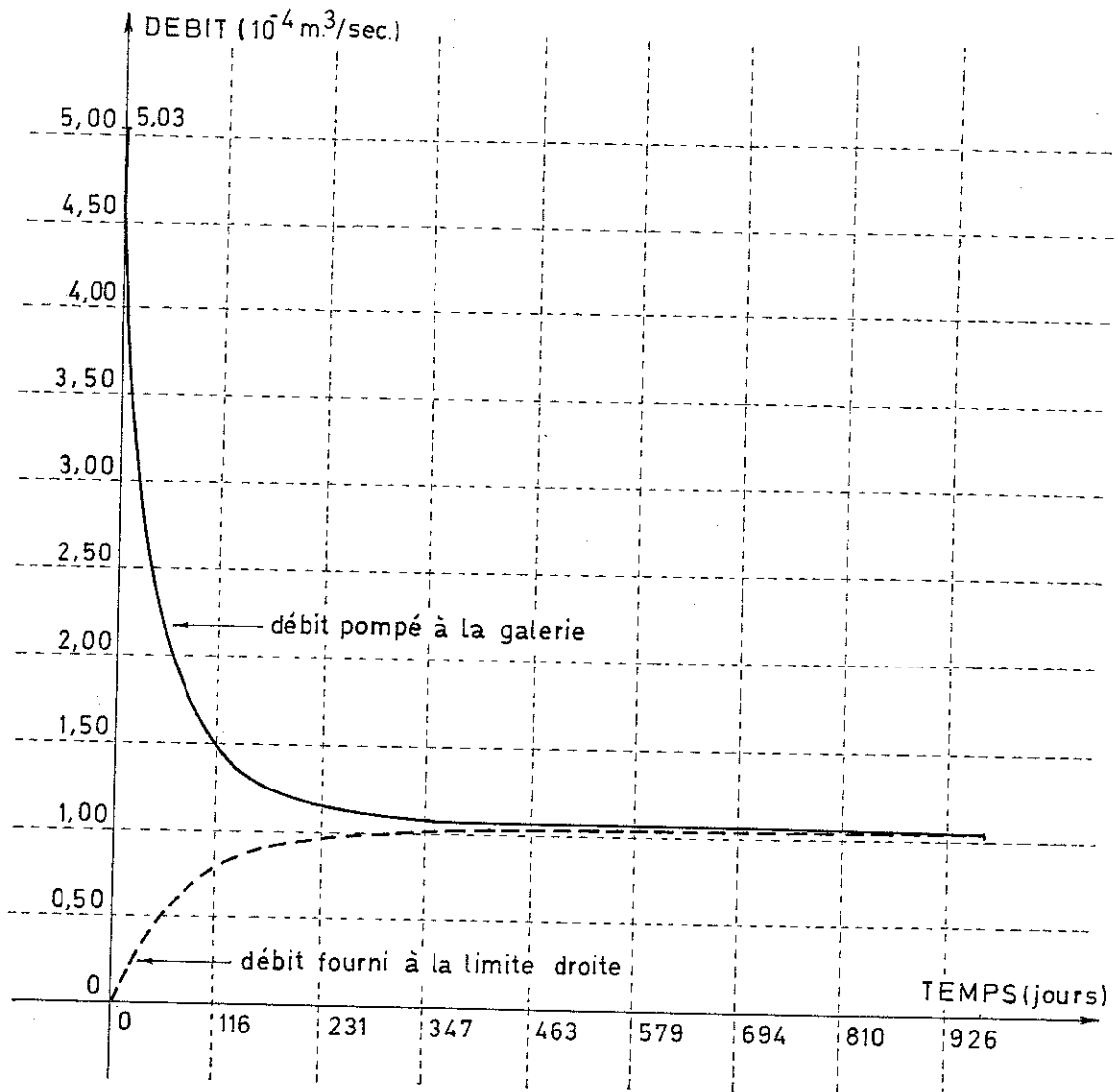


Figure 7.55. - Débits entrant et sortant.