

# CHAPITRE 11

## Quelques applications



- 11.1. Analyse thermique métallurgique du refroidissement d'une poutrelle
  - 11.1.1. Description de la pièce et des hypothèses de calcul
  - 11.1.2. Résultats
- 11.2. Analyse thermique mécanique métallurgique d'un cylindre en acier 60NCD11
  - 11.2.1. Description de la modélisation
  - 11.2.2. Résultats
- 11.3. Analyse thermique mécanique métallurgique du refroidissement d'une poutrelle
- 11.4. La simulation de l'estampage d'une aube de turbine
  - 11.4.1. Description de la pièce et des hypothèses de calcul
  - 11.4.2. Description de la simulation
  - 11.4.3. Conclusions
- 11.5. Simulation du formage d'un pignon de machine
  - 11.5.1. Description de la pièce et des hypothèses de calcul
  - 11.5.2. Etape 1 du formage
  - 11.5.3. Etape 2 du formage



## 11.1. ANALYSE THERMIQUE METALLURGIQUE DU REFROIDISSEMENT D'UNE POUTRELLE

### 11.1.1. Description de la pièce et des hypothèses de calcul.

Dans le but de tester nos développements thermiques métallurgiques, nous avons simulé le refroidissement d'une poutrelle métallique fabriquée par la société ARBED. Toutes les données métallurgiques caractérisant l'acier employé n'étaient pas disponibles lors de la réalisation de ce calcul, aussi les données relatives à l'acier 42CD4 ont été utilisées :

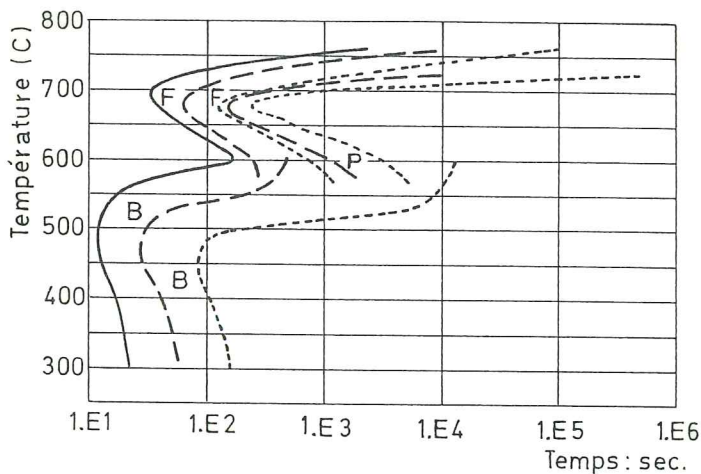


Figure 11.1.- Diagrammes des transformations isothermiques de l'acier 42CD4 (d'après CP 30).

Tp° C	% Y <sub>max</sub>	Constituant
760	0	ferrite proeutectoïde
740	25	
720	50	
700	48	
680	42	
660	38	
640	34	
620	30	
590	20	Bainite
580	30	
570	40	
560	50	
550	60	
540	70	
530	80	
480	99	

Figure 11.2. - Tableau des pourcentages maximaux de phase formée (d'après CP30).

$$A_3 = 757^{\circ}\text{C}$$

$$T_h = 600^{\circ}\text{C}$$

$$B_f = 525^{\circ}\text{C}$$

$$A_1 = 725^{\circ}\text{C}$$

$$B_s = 600^{\circ}\text{C}$$

$$M_s = 310^{\circ}\text{C}$$

(signification des notations : voir fig. 3.9)

enthalpie de transformation :

austénite - ferrite :  $590 \cdot 10^6 \text{ J/m}^3$

austénite - bainite :  $240 \cdot 10^6 \text{ J/m}^3$

austénite - perlite :  $590 \cdot 10^6 \text{ J/m}^3$

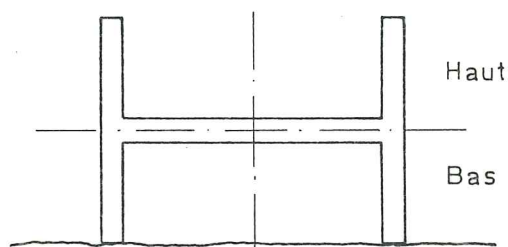
austénite - martensite :  $640 \cdot 10^6 \text{ J/m}^3$  (d'après CP30).

Les données concernant la conductivité thermique  $k$ , la capacité calorifique  $\rho c$ , les coefficients d'échange convectif ou l'émissivité pour les échanges radiatifs ont été fournies par ARBED-Recherches, elles concernent l'acier réellement utilisé.

A la sortie des rampes de laminage, la poutrelle a une température moyenne de  $1.100^{\circ}\text{C}$ , son champ de température est supposé homogène. Le refroidissement est réalisé en 3 phases successives :

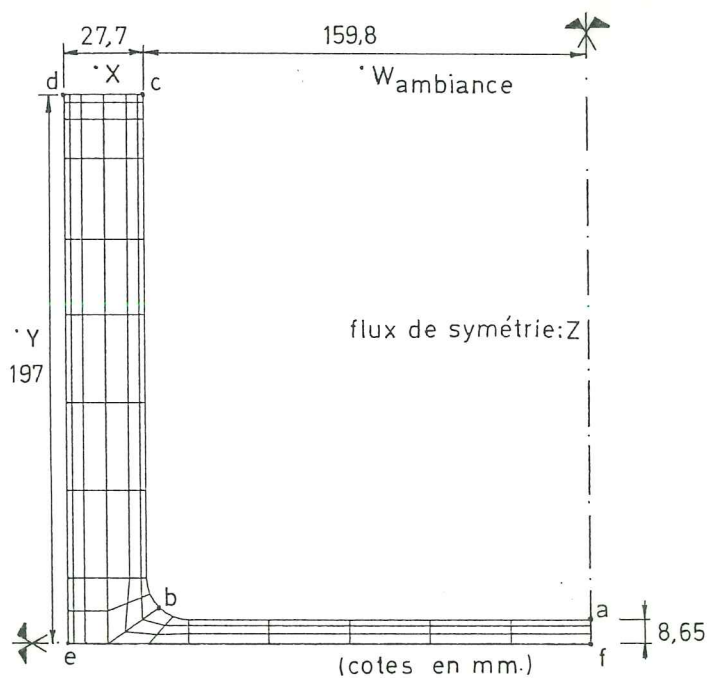
- A.- un refroidissement naturel
- B.- un arrosage à l'eau
- C.- un refroidissement naturel.

Pendant ce traitement thermique, la poutrelle est posée sur un train de refroidissement :



**Figure 11.3.-** Position de la poutrelle lors de son refroidissement

Dans notre calcul, nous avons supposé des conditions aux limites identiques pour le haut et le bas. Par symétrie, nous modélisons uniquement un quart de poutrelle :



**Figure 11.4.-** Modélisation d'un quart de poutrelle.



### *Phase de refroidissement naturel (A et C).*

- Côté ab et bc : rayonnement avec prise en compte :
  - d'un rayonnement vers l'ambiance (représenté par W)
  - d'une interaction entre les côtés ab et bc
  - de la condition de symétrie des flux (représentée par Z).
- Côté cd : rayonnement vers l'ambiance représentée par X
- Côté de : rayonnement vers l'ambiance représentée par Y.

### *Phase d'arrosage (B).*

La projection d'eau sur la poutrelle entraîne des échanges par convection d'intensité différente selon la température de la poutrelle et le débit d'eau. ARBED-Recherches nous a fourni 3 coefficients d'échange  $\alpha_c$  (T) relatifs au pourtour a b c d e du profilé.

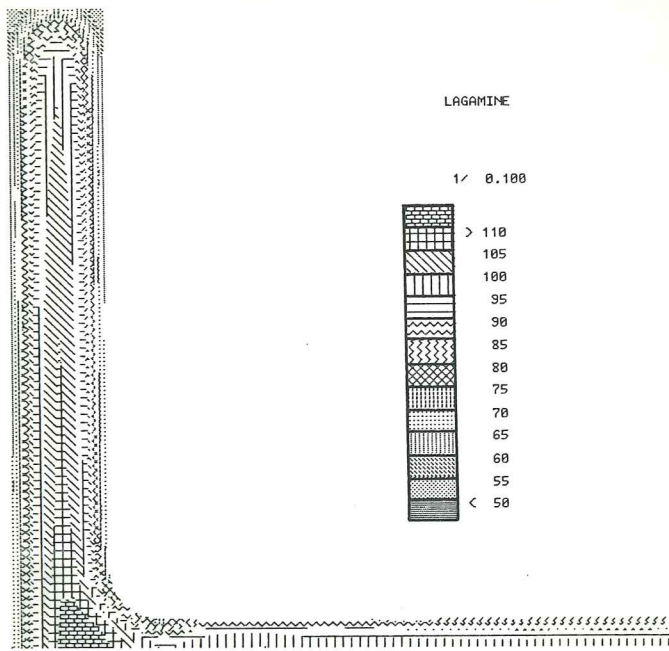
Par symétrie, aucun flux de chaleur ne traverse les côtés ef et fa.

#### **11.1.2. Résultats.**

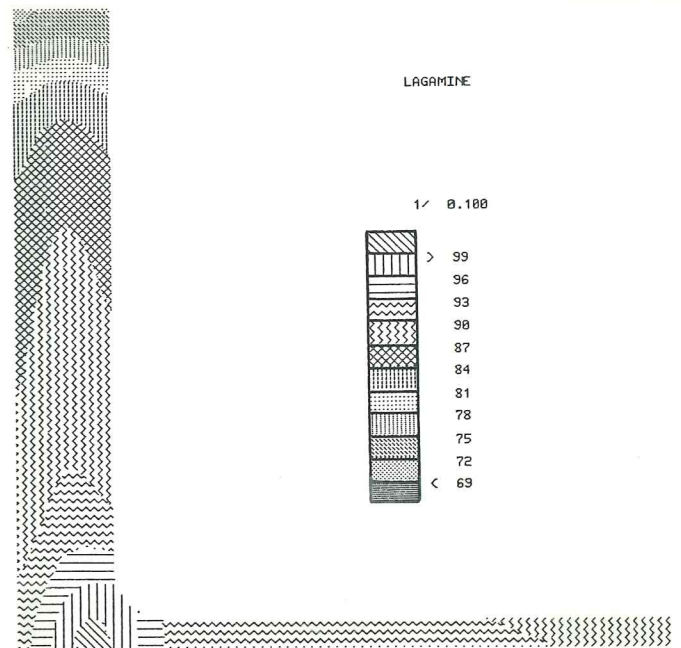
Le calcul donne en tout instant le champ de température et la composition microstructurale de la pièce. De plus, on peut sauver l'histoire des températures en certains points du profil. Les figures 11.5 à 11.8 illustrent ces résultats.

La figure 11.5 traduit le brusque refroidissement de la couche externe du profilé suite à l'arrosage. Ce phénomène entraîne la formation d'une couche de martensite (fig. 11.7) sur le pourtour de la semelle. L'arrêt de l'arrosage et la température importante du coeur entraîne une augmentation de la température de la couche externe : le phénomène d'auto-revenu. La martensite du pourtour est donc une martensite revenue dont les caractéristiques mécaniques répondent aux exigences des industriels.

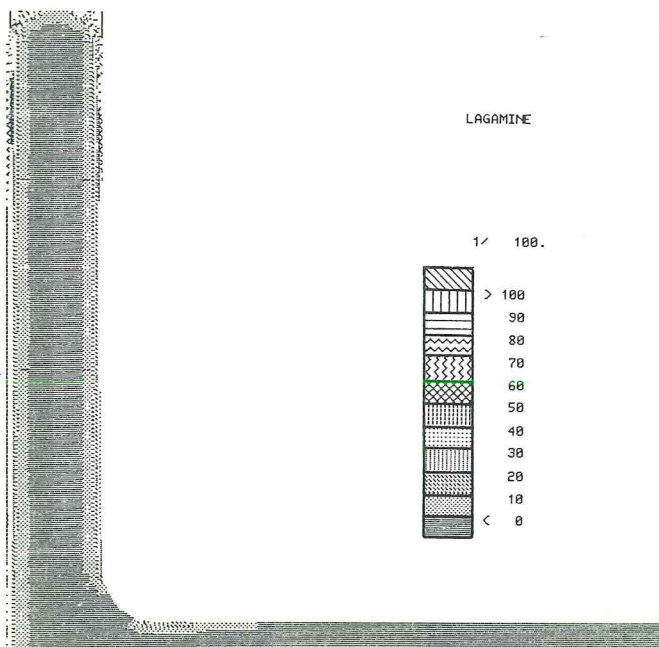
La poursuite du refroidissement entraîne l'apparition de bainite dans l'âme et la semelle (fig. 11.8) de ferrite et de perlite à la jonction âme-semelle (fig. 11.9).



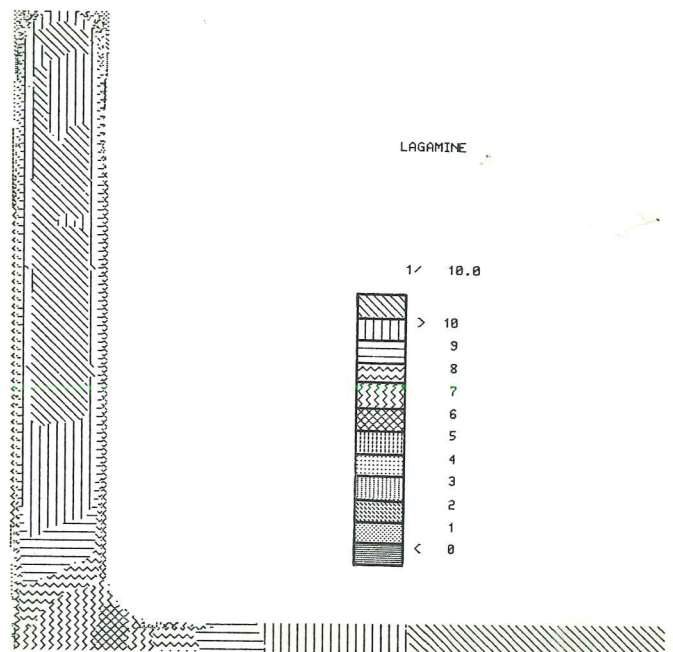
*Figure 11.5.- Courbes de niveau des températures à la fin de l'arrosage (phase B) (degré Kelvin)*



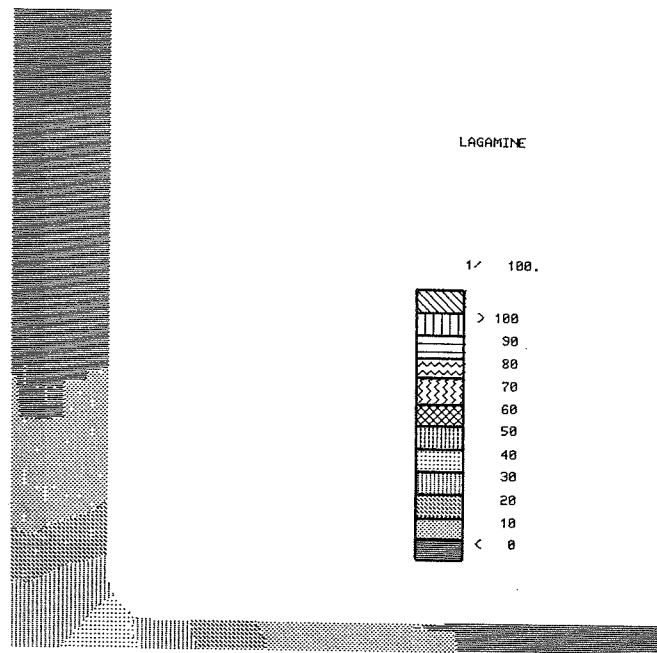
*Figure 11.6.- Courbes de niveau des températures obtenues 10 secondes après la fin de l'arrosage (degré Kelvin)*



*Figure 11.7.- Couche de martensite obtenue après l'arrosage*



*Figure 11.8.- Répartition de la bainite lorsque la température ambiante est atteinte*

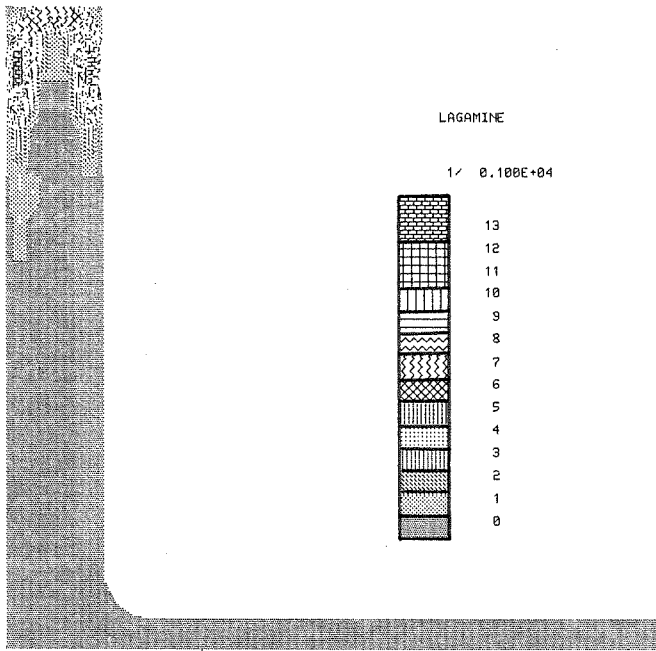


**Figure 11.9.- Répartition de la ferrite lorsque la température ambiante est atteinte**

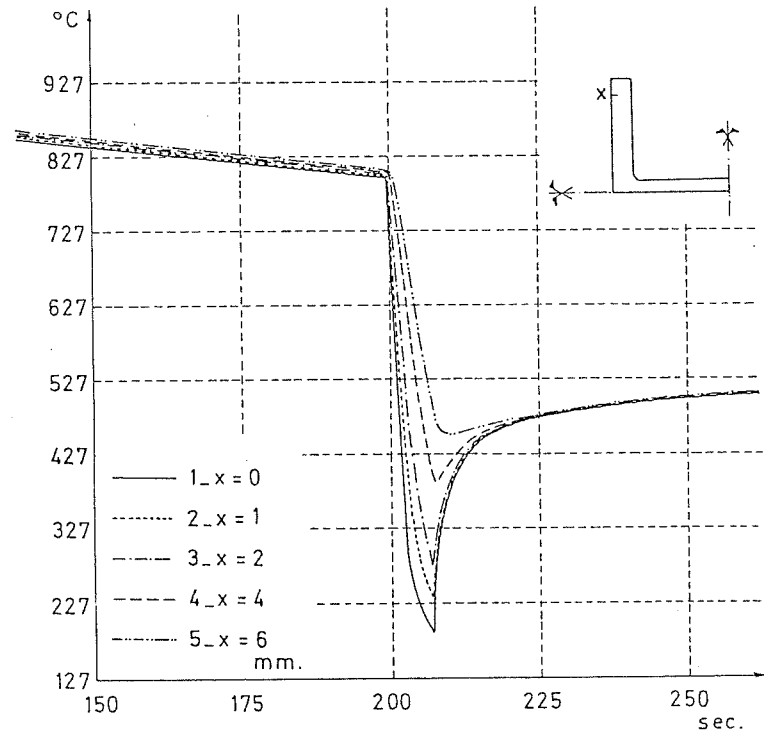
Le calcul métallurgique est prévu pour un refroidissement, le phénomène d'auto-revenu présent dans cette simulation a été modélisé en ajoutant les hypothèses suivantes :

- la martensite créée subsiste lors de l'augmentation de température
- la germination et la croissance se poursuivent de la même façon que lorsque la température chute.

En pratique, l'augmentation de température ne concerne que le pourtour de la poutrelle et elle est fortement limitée dans le temps (fig. 11.11). On observe pendant ce laps de temps une formation de moins d'un % de bainite aux extrémités des ailes (fig. 11.10).



*Figure 11.10.- Répartition de bainite à la fin de l'auto-revenu*



*Figure 11.11.- Courbes de températures lors de l'auto-revenu.*

Dans cette application, l'effet limité de l'auto-revenu sur la formation des différentes phases justifie les hypothèses simplifiées que nous avons adoptées. Une étude plus approfondie de la modélisation des phénomènes apparaissant lors du revenu constitue une voie de développement de notre approche.

Depuis la réalisation de cette première application industrielle, BOURDOUXHE d'ARBED-Recherches a effectué plusieurs calculs avec le LAGAMINE. Ses simulations sont plus proches des conditions réelles grâce aux modifications suivantes :

- une demi-poutrelle et non plus un quart est modélisée pour tenir compte de la dissymétrie des conditions de refroidissement entre le haut et le bas (fig. 11.3),
- le champ des températures initiales n'est plus homogène, il est le résultat de simulations thermiques couvrant toute la durée du laminage,
- les caractéristiques métallurgiques de l'acier 42CD4 sont modifiées dans le but de se rapprocher de celle de l'acier réellement utilisé.

Les résultats microstructuraux qu'il a obtenus présentent une bonne concordance avec les observations métallographiques effectuées. De même, les courbes de températures obtenues par calcul et mesures sont en bon accord.

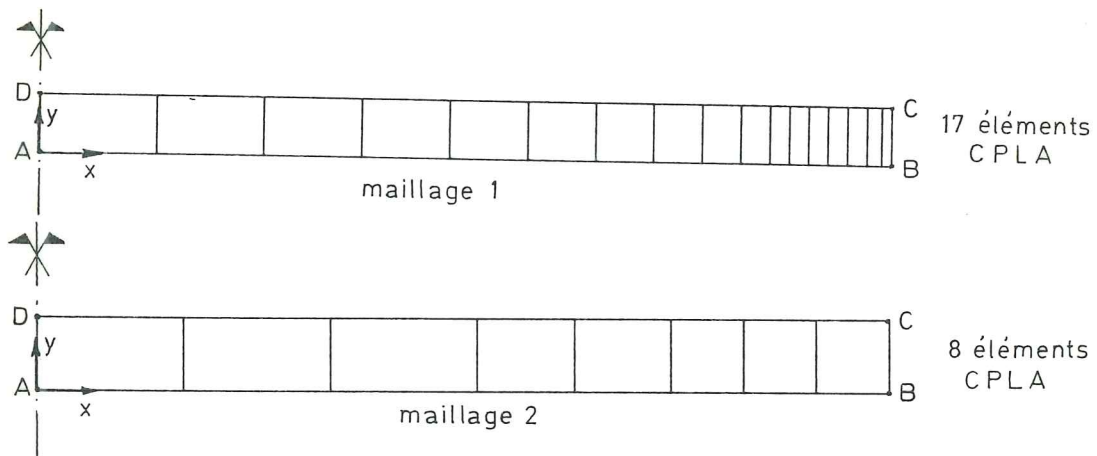
## 11.2. ANALYSE THERMIQUE MECANIQUE METALLURGIQUE D'UN CYLINDRE 60NCD11

### 11.2.1. Description de la modélisation.

Le cas de la trempe à l'eau à 20°C d'un cylindre en acier 60NCD11 de diamètre 35 mm et de hauteur 105 mm est traité. Les températures initiales et finales sont respectivement de 900°C et 20°C. Seule la transformation martensitique complète apparaît lors de ce refroidissement.

Les données métallurgiques thermiques mécaniques sont données au § I.2.1. de la référence CP31. Dans un souci de concision, nous avons préféré ne pas les reproduire ici, elles vous seront cependant communiquées sur simple demande.

Deux maillages d'éléments finis axisymétriques ont été utilisés :



**Figure 11.12.- Maillages 1 et 2**

Dans le premier, un élément à 8 noeuds remplace 2 éléments à 4 noeuds du maillage proposé par DENIS (CP31). Les conditions aux limites traduisent l'hypothèse d'un cylindre infiniment long :

- côté AB :
  - noeud A bloqué selon X, Y
  - autres noeuds bloqués selon Y
  - flux thermique nul dans la direction Y
- côté CD :
  - les noeuds sont astreints à rester dans un plan perpendiculaire à l'axe Y
  - flux thermique nul selon Y



- côté CB : • flux convectif déterminé par  $\alpha_c (T) (T - 20^\circ\text{C})$  où T est la température de surface
- côté AD : • noeuds bloqués selon X
  - flux thermique nul selon Y.

Rappelons que notre *calcul couplé complet* prend en compte les phénomènes suivants :

- $\varepsilon^{\text{tr}}$  changement de volume dû à la transformation
- $\varepsilon^{\text{pt}}$  plasticité de changement de phase
- $\Delta M_s(\sigma_m, \bar{\sigma})$  modification de la température  $M_s$  par l'état mécanique
- $\varepsilon^{\text{p}}$  la plasticité classique adaptée à la présence de plusieurs phases
- $\varepsilon^{\text{th}}$  la dilatation thermique habituelle adaptée à la présence de plusieurs phases
- un modèle d'érouissage isotrope "*classique*" ou modifié (voir chapitre 5).

### 11.2.2. Résultats.

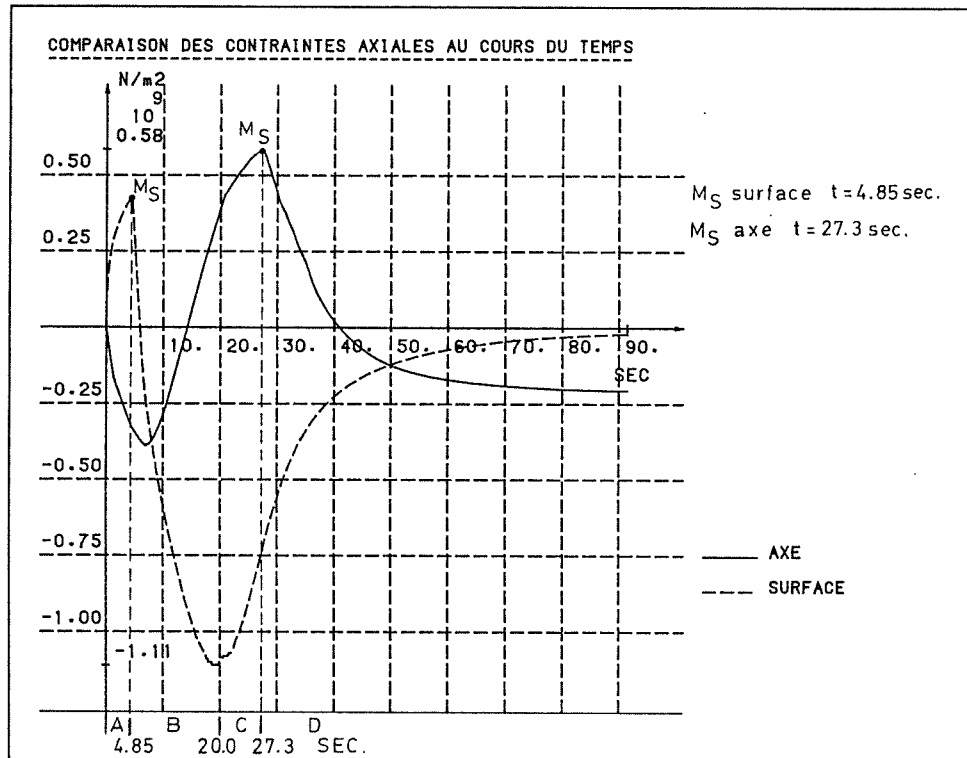
DENIS fournit dans sa thèse (CP31) une analyse détaillée de la genèse des contraintes internes lors du refroidissement et du changement de phase du cylindre. Pour rappel, on peut distinguer quatre étapes dans la genèse des contraintes internes : fig. 11.13.

**Etape A** : Centre et surface sont à une température supérieure à  $M_s$ , les contraintes sont d'origine purement thermique.

**Etape B** : La température de la surface devient inférieure à  $M_s$  et celle du centre reste supérieure à  $M_s$ . Les contraintes internes résultent de la superposition des gradients thermiques et de la transformation martensitique.

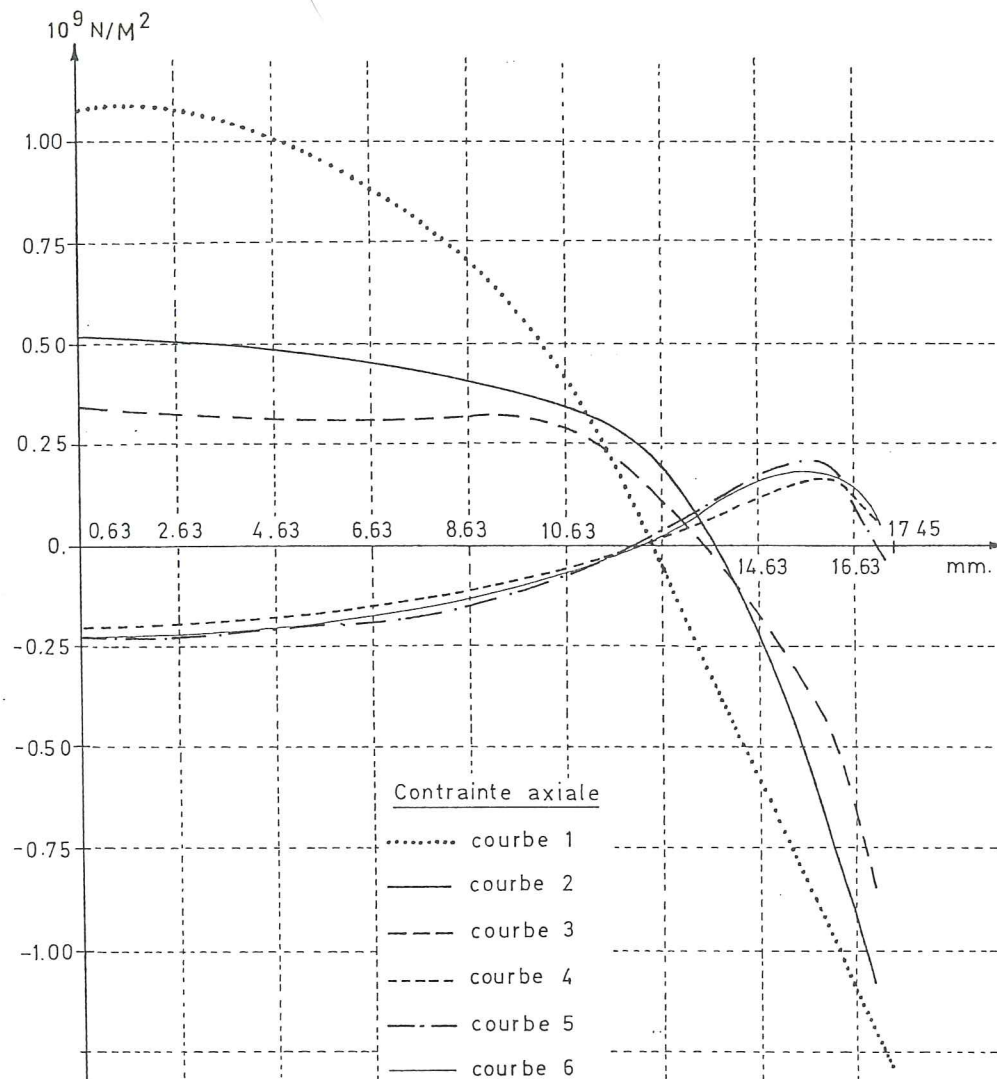
**Etape C** : La température du centre est toujours supérieure à  $M_s$  mais l'épaisseur de la zone transformée augmente et dépasse le mi-rayon du cylindre. Les contraintes internes ont le même type de cause que pour l'étape B mais les variations de contrainte sont déterminées par les épaisseurs relatives des zones transformées et non transformées.

**Etape D** : La température du centre de l'échantillon devient également inférieure à  $M_S$ . Les gradients de température dans l'éprouvette sont relativement faibles et les variations de contrainte sont essentiellement dues à la transformation martensitique du centre.



**Figure 11.13.** - Histoire des contraintes axiales ( $\sigma_y$ ) au centre et à l'axe écrouissage isotrope

L'importance des hypothèses de calcul modifie profondément le profil des contraintes résiduelles obtenu (fig. 11.14 et 11.15).



**Courbe 1 :** simulation d'une trempe où les effets de la transformation sont absents. Les propriétés de l'acier restent celles de l'austénite. Ces résultats sont obtenus par DENIS avec un écrouissage isotrope

**Courbe 2 :** prise en compte "simple" du changement de phase : modification des propriétés mécaniques et thermiques selon la proportion des phases en présence, effet de  $\epsilon^{tr}$ ,  $\epsilon^{th}$  et  $\epsilon^p$ . Ni  $\epsilon^{pt}$ , ni  $\Delta M_s$  ne sont considérés (écrouissage isotrope)

**Courbe 3 :** hypothèses de la courbe 2 et effet de  $\Delta M_s$

**Courbe 4 :** hypothèses de la courbe 2 et effet de  $\epsilon^{pt}$

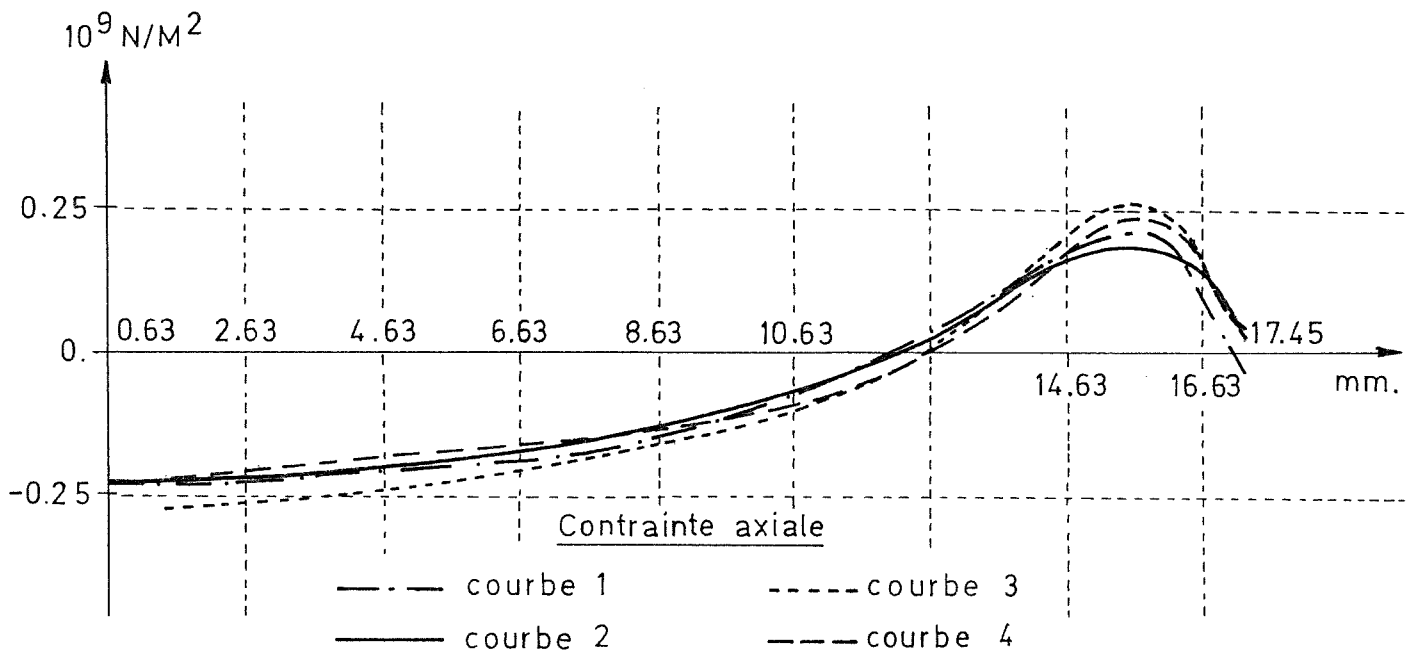
**Courbe 5 :** hypothèses de la courbe 2 et effets cumulés de  $\Delta M_s$  et  $\epsilon^{pt}$

**Courbe 6 :** hypothèses de la courbe 5 avec un modèle d'écrouissage isotrope modifié.

*Figure 11.14.- Profil radial de la contrainte résiduelle axiale.*



La figure 11.15 compare les résultats des calculs complets effectués à Liège et à Nancy, ainsi que des valeurs expérimentales (obtenues d'après CP31).



- Courbe 1** : HABRAKEN : écrouissage isotrope
- Courbe 2** : HABRAKEN : écrouissage isotrope modifié
- Courbe 3** : DENIS : écrouissage isotrope modifié
- Courbe 4** : Valeurs expérimentales

*Figure 11.15.- Profil radial de la contrainte résiduelle axiale.*

Au vu de ces résultats, nous confirmons les conclusions de S. DENIS pour le cas étudié :

- la plasticité de transformation joue un rôle déterminant sur la genèse des contraintes résiduelles,
- l'effet des contraintes internes sur l'avancement de la transformation a une influence moindre.

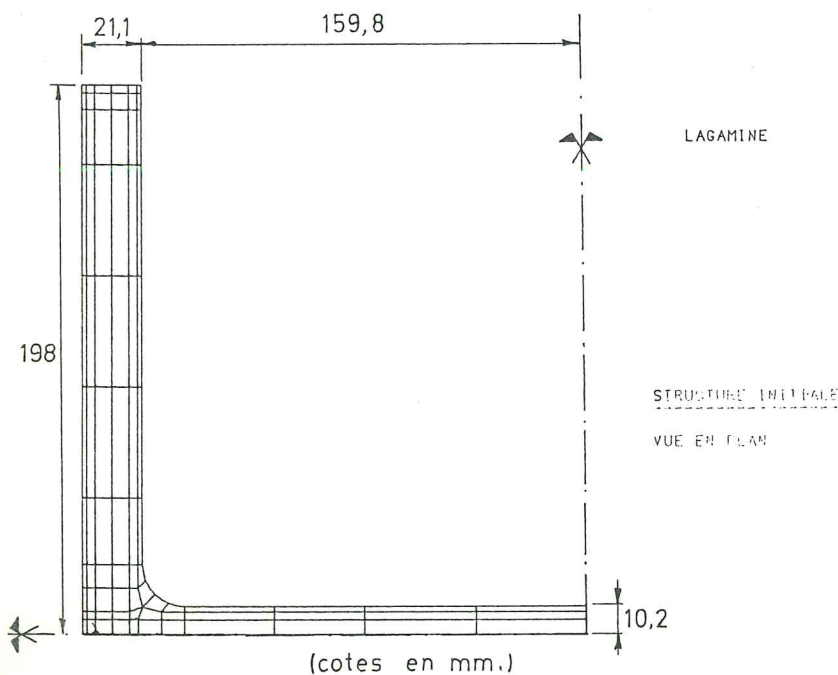
*Remarque.*

Les résultats fournis par les maillages 1 et 2 (fig. 11.12) coïncident, ce qui confirme que même pour un refroidissement relativement rapide (plus de 2.000°C/sec. au début de la trempe) un maillage relativement grossier donne une bonne précision.

### 11.3. ANALYSE THERMIQUE MECANIQUE METALLURGIQUE DU REFROIDISSEMENT D'UNE POUTRELLE

La poutrelle concernée est différente de celle traitée dans l'exemple 11.1, mais le traitement thermique de refroidissement est du même type. Les résultats des essais concernant l'acier utilisé seront très bientôt disponibles. En attendant, les données métallurgiques sont toujours celles du 42CD4 alors que les paramètres thermiques ( $k$ ,  $\rho c$ ), et mécanique ( $E$ ,  $\nu$ ,  $\sigma^P$ ...) caractérisent l'acier réellement employé.

Le maillage éléments finis est décrit par la figure 11.16 :



*Figure 11.16.- Maillage.*

- soit - 82 éléments CPLA
  - 866 équations
  - largeur de bande moyenne de 185
  - largeur de bande maximale de 866
- les conditions aux limites sont identiques à celles de l'application 11.1.

On a réalisé une analyse en état plan généralisé (voir chapitre 6), ce qui explique la largeur de bande importante du système. La non symétrie de la matrice tangente doit être prise en considération pour assurer la convergence du processus itératif. Ce calcul est actuellement traité par ARBED-Recherches sur un ordinateur F.P.S. Il tient compte de tous les couplages représentés figure 2.1 à l'exception de l'énergie plastique dissipée sous forme de chaleur, qui peut être négligée face aux autres phénomènes thermiques. Le modèle d'érouissage isotrope modifié est adopté.

Pendant le premier refroidissement naturel, la taille des pas de temps est de l'ordre de une à quelques secondes, mais elle chute fortement pendant l'arrosage. Le choc thermique absorbé par la surface est très important. Dans le but d'obtenir une simulation correcte de ce choc et d'éviter les oscillations spatiales de la température, des éléments de taille réduite couvrent le pourtour de la poutrelle. Pendant l'arrosage, la taille des pas de temps varie de 0,01 sec. à 0,03 sec. La convergence n'est pas très bonne, elle s'améliore si le pas de temps est encore réduit, cependant, les temps de calculs obtenus sont alors inadmissibles. Le schéma d'intégration utilisé est un schéma totalement implicite pour le calcul des forces mécaniques et un schéma de GALERKIN pour l'équilibre thermique. Cette approche qui peut sembler hybride, a été testée sur un exemple de plus petite taille (11.2). Elle conduit à une meilleure précision et des temps de calcul plus rapides qu'un schéma totalement implicite.

La comparaison des résultats obtenus pour des pas de temps de 0,01 sec et des pas de taille encore réduite (0,004 sec.) est satisfaisante, elle a été réalisée par BOURDOUXHE. Le calcul complet n'étant pas encore terminé, le profil des contraintes résiduelles et de la microstructure finale ne peut être fourni. Les trois figures ci-après décrivent l'état de la poutrelle après 6,5 secondes d'arrosage. Les temps de calcul obtenus avec le maillage de la figure 11.16 ne permettent pas d'envisager une étude montrant tour à tour l'influence des différents couplages sur la microstructure ou le champ de contraintes résiduelles. Des essais de modélisation avec des maillages plus grossiers sont prévus, par comparaison avec le calcul en cours, nous pourrions vérifier leur précision.

## 11.4. LA SIMULATION DE L'ESTAMPAGE D'UNE AUBE DE TURBINE

### 11.4. Description de la pièce et des hypothèses de calcul.

A l'occasion de rencontres de la commission technique du groupe II Fabrimétal, des contacts ont été pris avec la Fabrique Nationale (M. INGEBOS, Secteur Méthode Forge et M. DRAPIER, Département de la Recherche).

La simulation numérique du formage d'une aube fabriquée par la F.N. a été décidée. Cette pièce est en INCONEL718, alliage pour lequel les données nécessaires à notre modèle n'ont pu être trouvées dans la littérature.

Cette simulation constituait notre premier calcul de formage avec remaillage, elle avait pour but principal de démontrer les possibilités du LAGAMINE. L'industriel ne disposait ni de la valeur de la force appliquée à la matrice au cours du formage ni d'une description exacte du mouvement de la matrice. Seule la forme finale de la pièce obtenue par simulation pouvait être confrontée à la réalité. Dans ces conditions, nous n'avons pas jugé utile d'effectuer le calibrage de notre loi par rapport aux informations connues sur l'INCONEL718, la simulation a été effectuée avec les caractéristiques d'un acier à 1.500°.

La loi constitutive adoptée est une loi élastoviscoplastique décrite au § 10.15. Pour rappel, on a :

$$\dot{\bar{s}}_{ij} = 2 G (d_{ij} - d_{ij}^n) \quad \text{et} \quad \dot{\sigma}_m = \chi D_m \quad (11.1.)$$

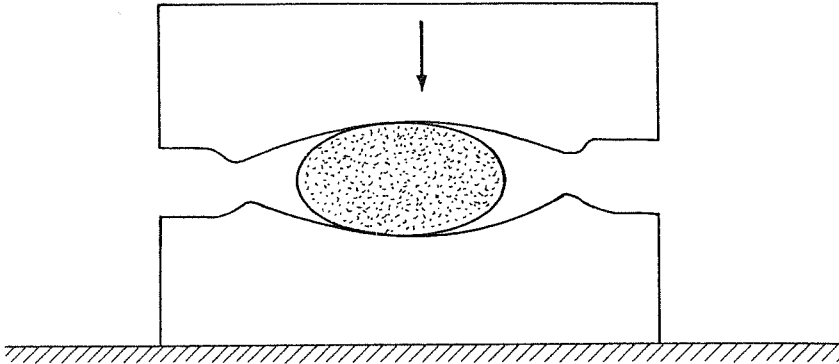
$$d_{ij}^n = \phi(F) \cdot \frac{s_{ij}}{\sqrt{J_2}} \quad \text{et} \quad \dot{\kappa} = \frac{2}{\sqrt{3}} \phi(F) \cdot h_{\kappa} \quad (11.2.)$$

$$\text{avec } F = \frac{\sqrt{J_2}}{\kappa} ; \quad \phi(F) = B (F)^r ; \quad h_{\kappa} = \frac{H}{(\kappa)^m} \quad (11.3.)$$

et pour l'acier à 1.500°C

$$\begin{array}{ll} E = 100.000 \text{ N/mm}^2 & B = 0,03621 \\ \nu = 0,3 & H = 382920,0 \\ m = 2,785 & r = 6,3 \end{array}$$

Le formage est effectué entre deux matrices : la matrice inférieure est fixe alors que la matrice supérieure se déplace verticalement.



*Figure 11.20.- Description du procédé.*

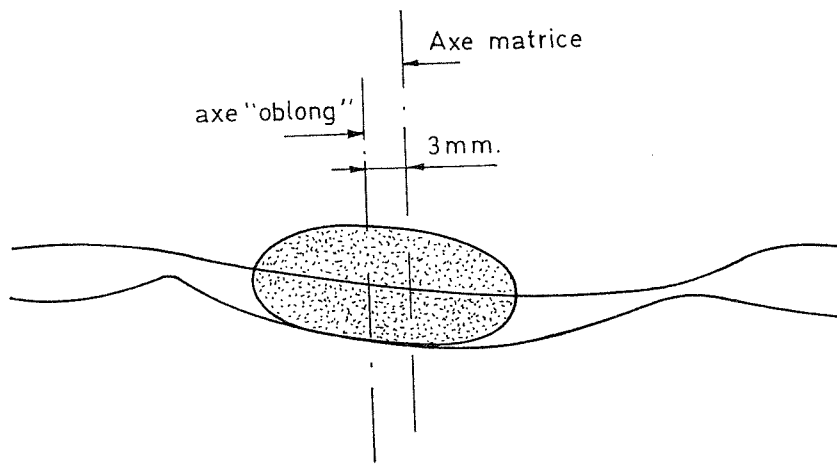
Sa vitesse initiale est de 0,7 m/s et en fin de formage, elle s'arrête contre des butoirs avec une vitesse réduite mais non nulle. Nous avons considéré une vitesse constante de 0,7 m/s.

Actuellement de nouveaux développements du programme LAGAMINE ont été réalisés ; ils permettent l'introduction d'une vitesse variable au cours du temps, une analyse plus proche de la réalité pourrait donc être réalisée.

L'analyse tridimensionnelle de la pièce ne peut être réalisée puisque le remaillage a été développé pour des éléments plans. Cependant, les simulations du formage de plusieurs sections de l'aube peuvent fournir des renseignements très utiles. Dans la mesure où il s'agissait d'un test de notre programme et non d'une analyse réelle, nous nous sommes contentés de l'étude de la section moyenne de l'aube.

La géométrie des matrices nous a été fournie par traitement informatique d'un photo-calibre. La position exacte de la pièce par rapport aux matrices était inconnue. Une position approximative a été décidée (fg. 11.21), cependant la simulation a montré que la pièce était initialement mal placée.

La simulation du contact demande la définition du coefficient de frottement  $\mu$  (0,2 selon les mesures de la F.N.) et du coefficient de pénalisation  $K_p$ . Ce dernier détermine l'interpénétration de la pièce et la matrice (voir § 10.2.2. et l'annexe 3 décrivant l'élément de contact).



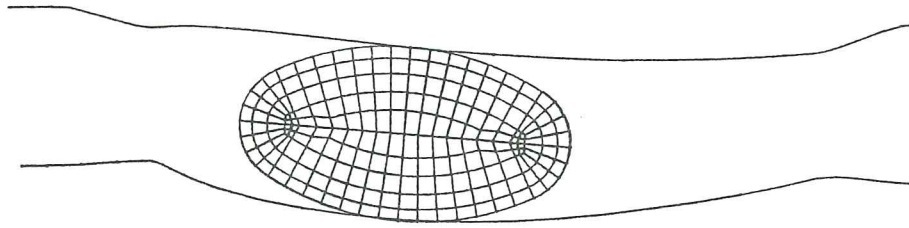
*Figure 11.21.- Position de la pièce.*

Une valeur trop élevée de  $K_p$  entraîne des problèmes numériques alors qu'une valeur trop faible provoque une interpénétration trop importante de la pièce et la structure. Selon l'expérience des simulations précédentes pour un acier à 1.500°, le choix de  $K_p = 4.000 \text{ N/mm}^2$  a été réalisé. Il s'est avéré au cours de l'analyse que cette valeur était trop faible au vu des pressions très importantes entre la pièce et les matrices. Ces pressions atteignent  $3.000 \text{ N/mm}^2$ , valeurs physiquement inacceptables mais qui résultent du choix de l'acier qui ne correspond pas au matériau réel.

#### **11.4.2. Description de la simulation.**

L'analyse de la section médiane est réalisée en état plan de déformation. La structure initiale est modélisée par 204 éléments plans isoparamétriques à 8 noeuds (PL8LS) et 85 éléments de contact (CNT2D). Ses dimensions caractéristiques (fig. 11.22) sont 11,5 mm en hauteur et 22 mm en largeur.





*Figure 11.22.- Maillage initial, 1314 Degrés de Liberté, Largeur de bande de 84.*

En plus de la géométrie de la structure déformée (fig. 11.23), le programme fournit à chaque instant les contraintes et les variables d'état (seuil de plasticité, dissipation plastique, paramètre d'écroutissage) aux points d'intégration des éléments (fig. 11.24 à 11.26).

Ces variables peuvent être mises en évidence par des courbes de niveaux et pour le cas des contraintes par des "croix de contraintes" : croix orientées selon les directions principales du tenseur contrainte et dont les dimensions sont proportionnelles aux grandeurs des contraintes principales,  $\rangle \text{---} \langle$  signifie compression et  $\longleftarrow \text{---} \longrightarrow$  traction.

La pression de contact et le frottement tangentiel sont également connus (fig. 11.27 et 11.28) et représentés par des diagrammes. Le flux de matière peut être facilement visualisé par des vecteurs nodaux orientés dont la dimension est proportionnelle à la vitesse (fig. 11.29). Des discussions avec les industriels ont montré l'intérêt des déformations et **actuellement, on peut dessiner des croix de déformations principales. Des courbes de niveau des déformations dans chaque direction, de valeur moyenne ou encore les déformations équivalentes de von MISES sont disponibles.** Plusieurs définitions des déformations sont accessibles : tenseur des déformations naturelles de GREEN-LAGRANGE, EULER-ALMANSI, BIOT, HILL. Ces développements n'existant pas au moment de l'exploitation décrite ci-dessous, nous n'avons pas de figures.

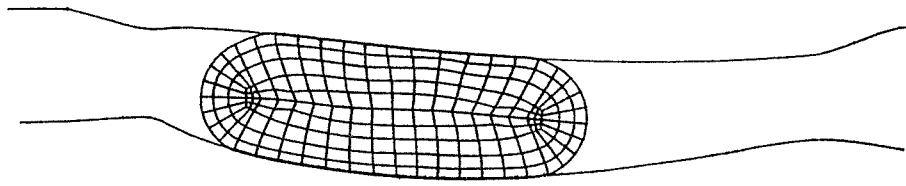


Figure 11.23.- Déformée obtenue pour un déplacement de 3 mm de la matrice supérieure

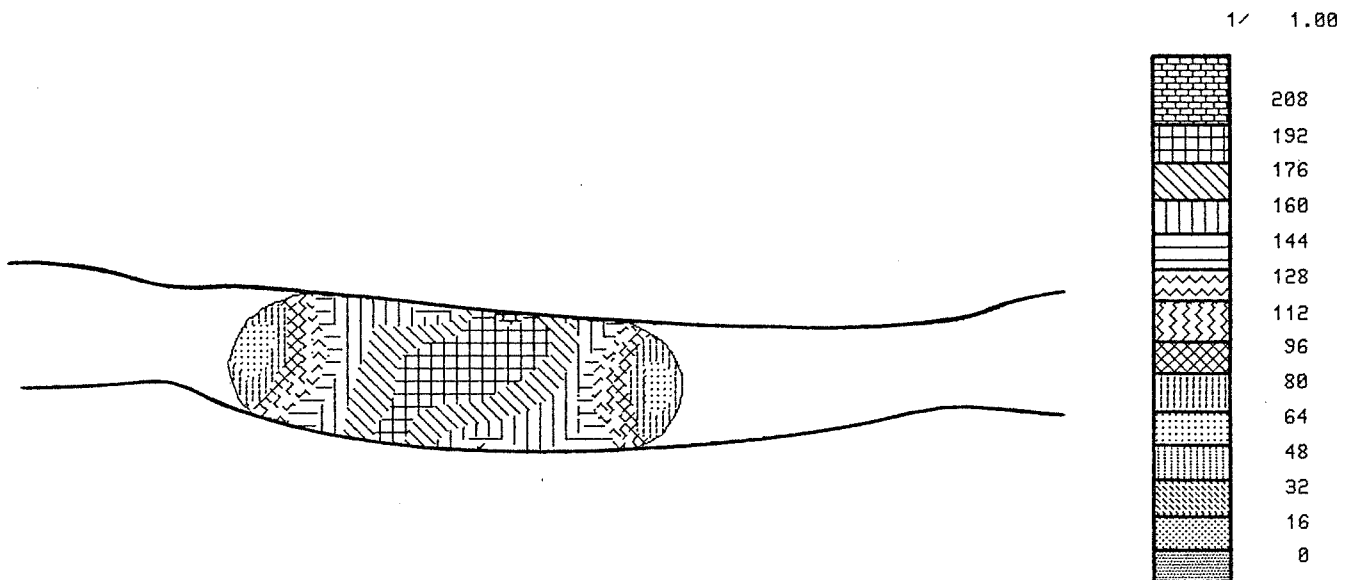
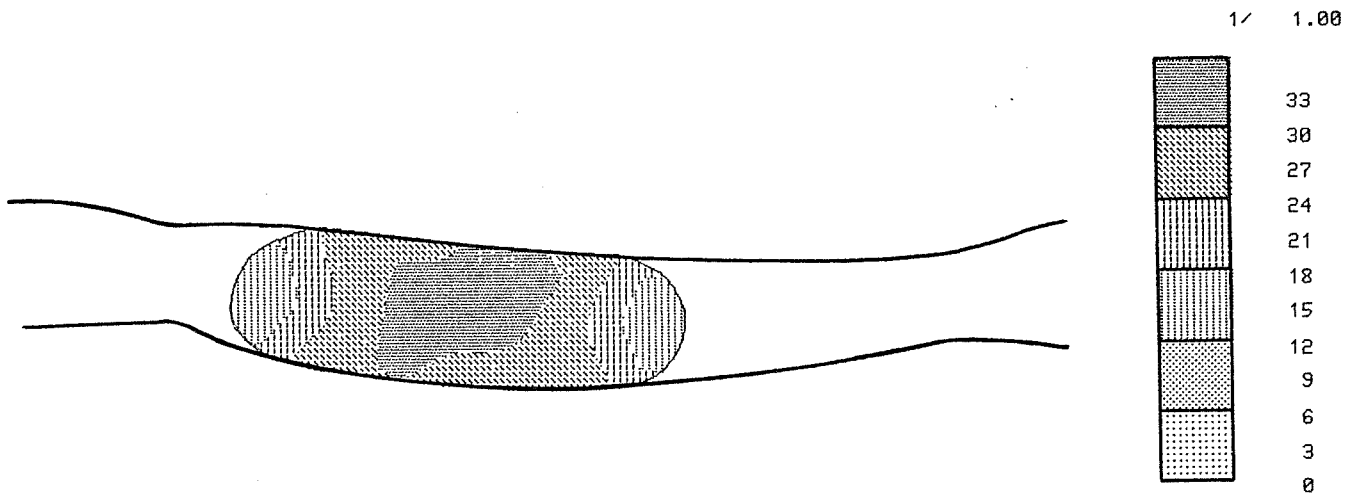
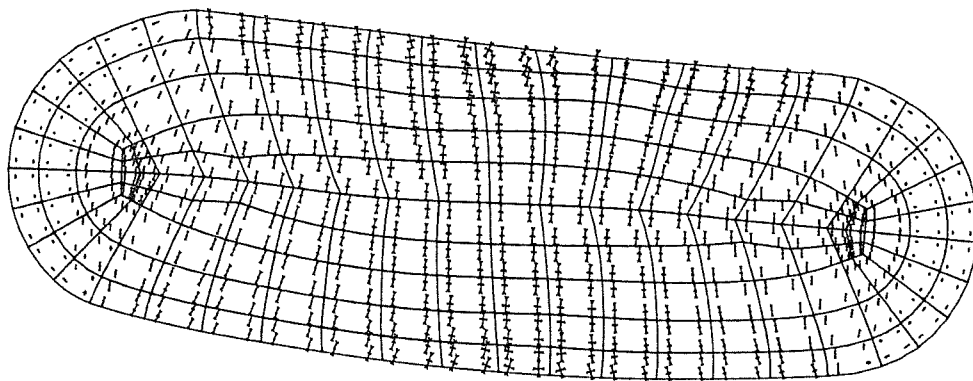


Figure 11.24.- Courbe de niveau de la contrainte de von MISES équivalente (N/mm<sup>2</sup>)

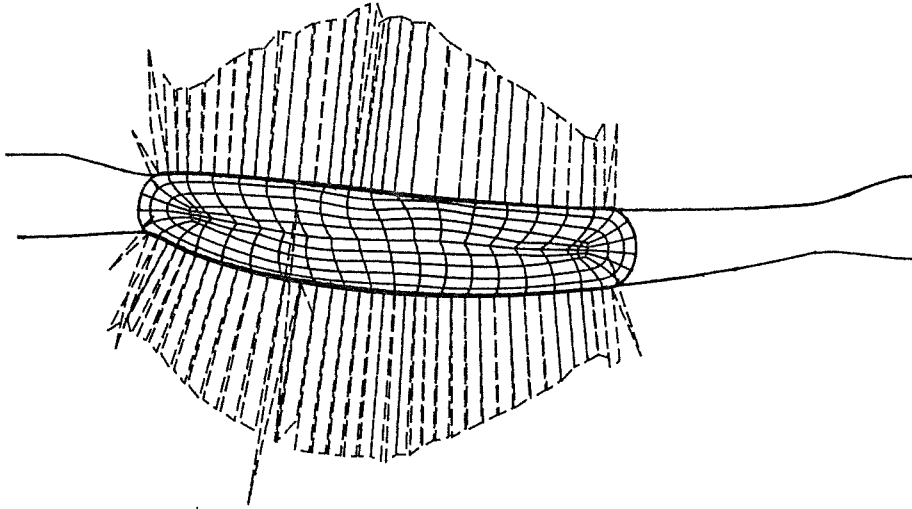




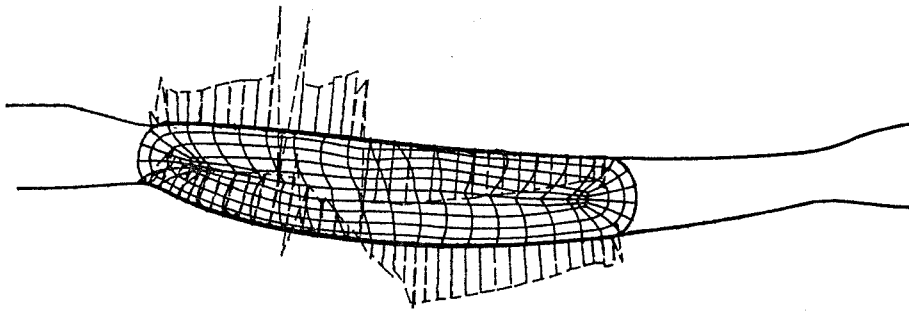
*Figure 11.25.- Courbe de niveau du rayon de plasticité du paramètre  $\kappa_0$  (N/mm<sup>2</sup>)*



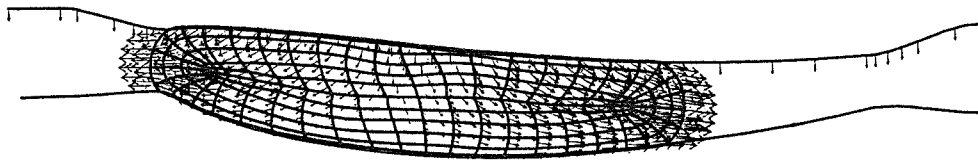
*Figure 11.26.- Croix des contraintes*



*Figure 11.27.- Diagramme des pressions de contact*

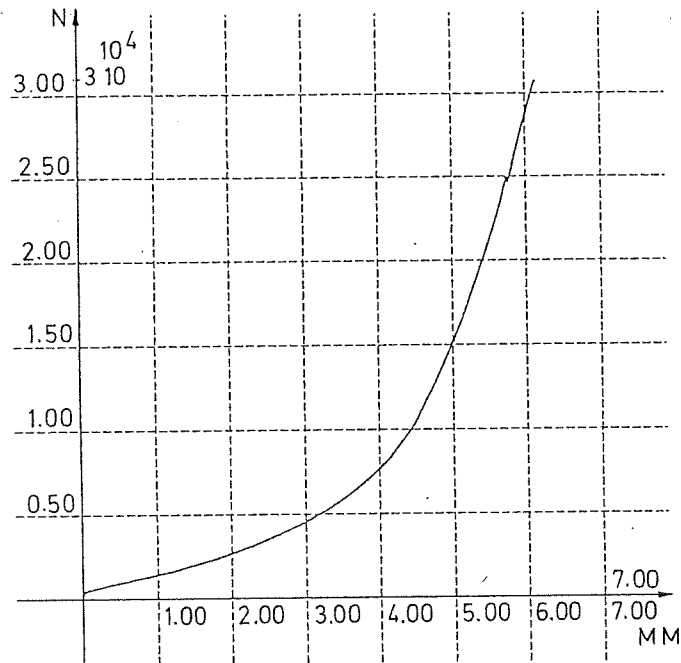


*Figure 11.28.- Diagramme des efforts tangentiels de frottement*



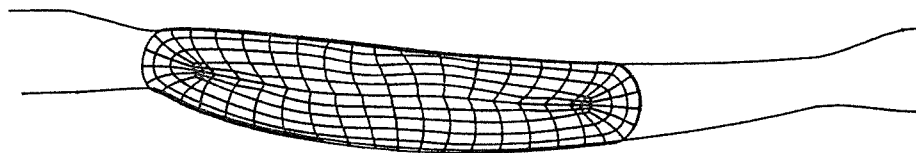
*Figure 11.29.- Dessin des flux nodaux*

Par ailleurs, une courbe charge déplacement est également relevée, la charge est le total des actions exercées sur la matrice supérieure et le déplacement est le mouvement vertical de la matrice supérieure (fig. 11.30).



**Figure 11.30.**

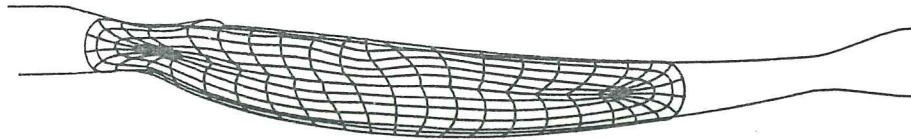
Pour atteindre l'état décrit par la figure 11.31 où la matrice supérieure s'est abaissée de 5 mm, 72 pas ont été nécessaires.



**Figure 11.31.**

*Déformée obtenue pour un déplacement de 5 mm de la matrice supérieure*

Les pas suivants ont entraîné la violation de certains critères de remaillage indiquant ainsi une dégradation du maillage. L'analyse n'a pu être poursuivie avec ce maillage initial au-delà d'un déplacement de la matrice supérieure de 6 mm. On peut d'ailleurs voir (fig. 11.32) qu'à cette étape les éléments de contact prévus initialement ne sont plus suffisants.



*Figure 11.32.*

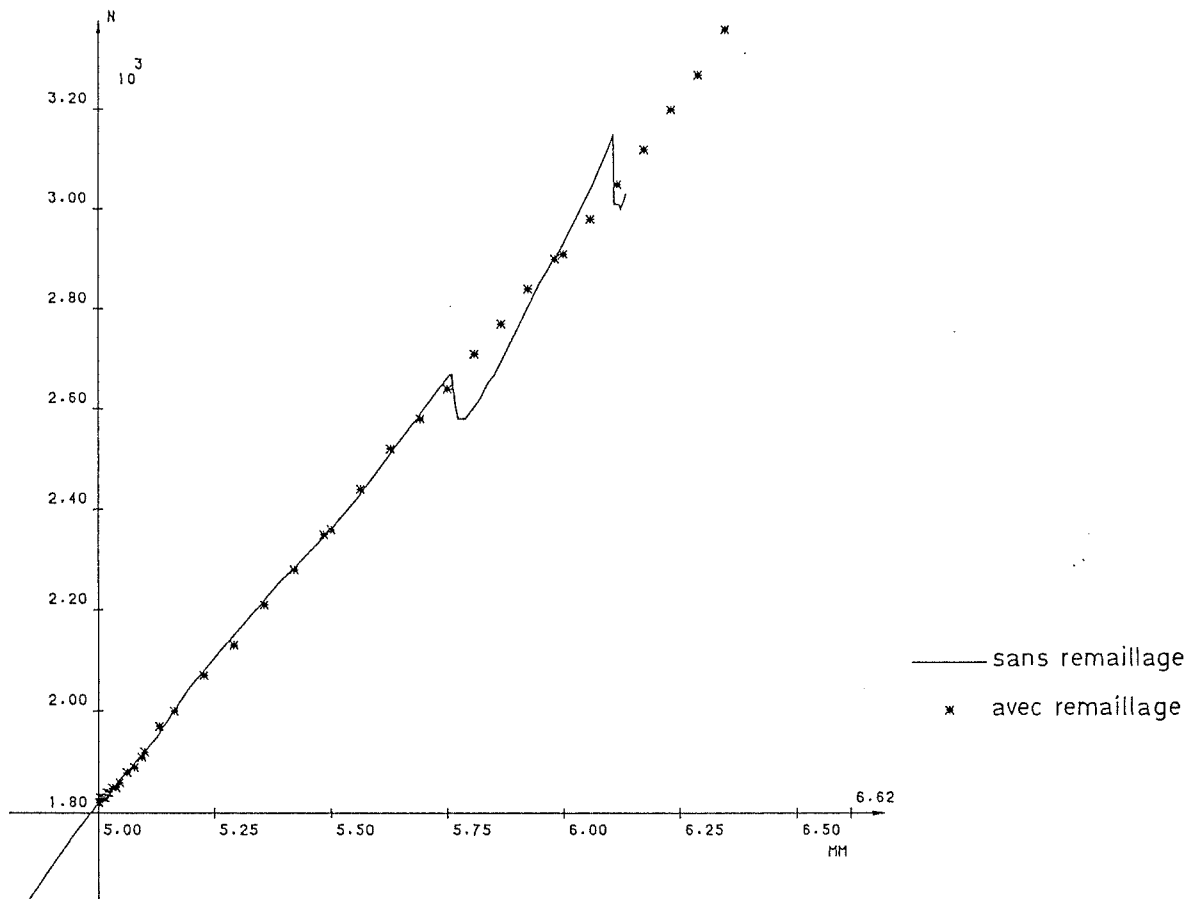
*Déformée obtenue pour un déplacement de 6 mm de la matrice supérieure*



*Figure 11.33.*

*Second maillage correspondant à un déplacement de 5 mm de la matrice supérieure*

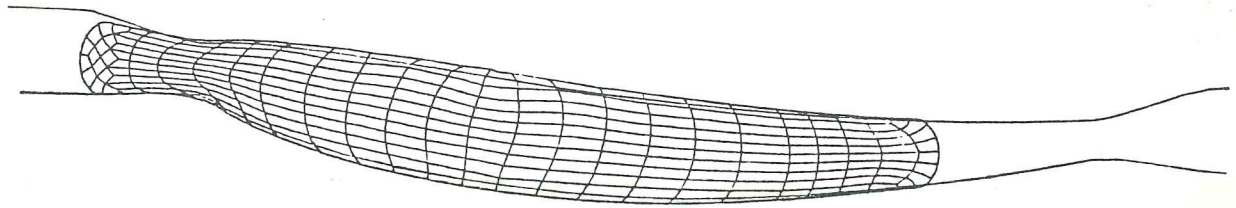
On a réalisé le premier remaillage après le pas 72 avant toute dégradation du maillage. La nouvelle discrétisation (figure 11.33) réalisée à l'aide du programme REMDATA (voir chapitre 9), comporte 232 PL8LS, 137 CNT2D et possède au total 1510 Degrés de Liberté avec une largeur de bande de 92. Le transfert des informations de l'ancien au nouveau maillage, s'est réalisé par la méthode décrite au § 10.1.3 pour les éléments plans PL8LS et par la première méthode proposée (§ 10.2.3) pour les éléments de contact. Le rééquilibrage des contraintes dans le nouveau maillage a été réalisé sans problème. La courbe charge-déplacement illustre la continuité du procédé de remaillage (fig. 11.34).



*Figure 11.34.- Courbe de charge - déplacement*

La simulation s'est poursuivie pendant 41 pas jusqu'à atteindre un déplacement total de la matrice supérieure de 6,29 mm (fig. 11.35). A ce moment, les critères de remaillage sont à nouveau violés et un second remaillage s'impose.

La simulation n'a cependant pas été poursuivie car le processus de formage industriel était terminé : l'épaisseur de l'aube finale est de 5,7 mm alors que notre simulation a atteint une épaisseur de 5,2 mm.



*Figure 11.35.- Déformée du second maillage pour un déplacement de 6,29 mm de la matrice supérieure. L'interpénétration forte de la pièce et de la matrice est due à un mauvais choix du coefficient de pénalisation  $K_p$ .*

### 11.4.3. CONCLUSIONS.

Au bout de cette simulation, le but est atteint puisqu'il a été démontré que notre programme peut s'appliquer à un processus réel de fabrication. La comparaison avec la réalité est malaisée puisque le matériau utilisé n'est pas correct et que la pièce était mal située dans les matrices.

Cependant, la déformée obtenue par la simulation correspond à la section médiane réelle observée lorsque la pièce est mal positionnée par rapport à la matrice. L'allure des diagrammes de pression et de frottement (fig. 11.27 et 11.28) est en accord avec l'expérience des ingénieurs chargés de la fabrication de ces aubes. Par ailleurs, les flux nodaux sont également très plausibles.

Du point de vue de la simulation, on a mis en évidence deux problèmes :

- a. la définition du coefficient de pénalisation  $K_p$  de la formulation du contact (fig. 11.35)
- b. la définition correcte des éléments de contact nécessaires (fig. 11.32).

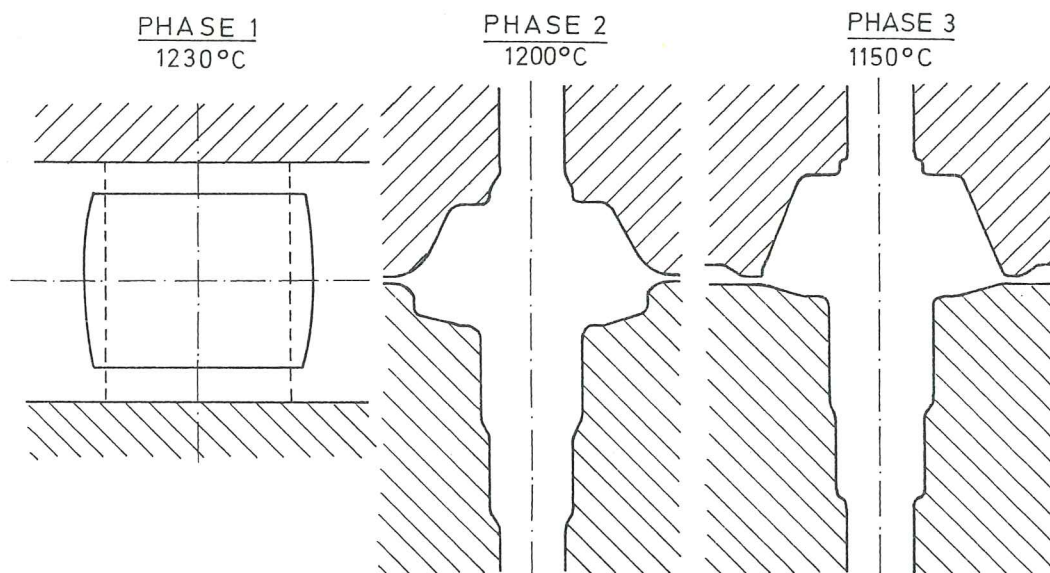
Le problème a est résolu facilement grâce à la seconde méthode de transfert des informations relatives au contact (§ 10.2.4) qui permet de corriger aisément la valeur de  $K_p$ . Le problème b implique de réaliser les développements prévus au § 10.2.5 de l'élément de contact.

## 11.5. SIMULATION DU FORMAGE D'UN PIGNON DE MACHINE

### 11.5.1. Description de la pièce et des hypothèses de calcul.

La société MEC (Maschinbau Entwicklung Consulting GmbH) a proposé un test afin de comparer les possibilités des différents codes de formage européens. A ce jour, la comparaison des résultats des analyses numériques et de l'expérience ne nous a malheureusement pas été communiquée, nous présenterons donc nos seuls résultats.

La figure 11.36 représente les 3 étapes du formage d'un pignon de machine à modéliser.



**Figure 11.36.**

*Test proposé par MEC : les 3 étapes du formage d'un pignon de machine.*

Pour chaque étape, le temps de formage est très court (de l'ordre de 0,1 seconde maximum) ce qui entraîne une température isotherme au cours du formage et une analyse mécanique suffit à décrire les phénomènes. Seule une analyse statique a été réalisée, l'analyse dynamique est disponible, cependant, nous avons voulu sérier les problèmes.

Etant donné les temps de transport importants entre l'étape 1 et 2, il y a eu recristallisation par abaissement de température, puis réchauffement de la pièce avant de commencer la seconde étape. On peut donc considérer qu'en début d'étape 2, le matériau est



"vierge", il a oublié les contraintes, déformations, l'écouissage, ... introduits au cours de l'étape 1.

Entre les étapes 2 et 3, le temps est très court et il faut tenir compte de l'état du matériau en fin d'étape 2 pour démarrer la dernière étape de fabrication.

Nous présentons ici, la simulation de la première étape, ainsi que celle de la seconde étape. Les informations concernant le matériau et son comportement sont les suivantes :

- Acier : 25 Mo Cr 4
- $E = 140.000 \text{ N/mm}^2$  et  $\nu = 0,35$
- $\mu = 0,4$  (coefficient de frottement)
- loi de comportement proposée :

$$\sigma = A_T (\epsilon_p - \epsilon_o)^{m_2} (\dot{\epsilon}_p + \dot{\epsilon}_o)^{m_3} \quad (11.4.)$$

$$A = 2217 \text{ N/mm}^2 \quad m_1 = 2,71$$

$$T_0 = 1.000^\circ\text{C} \quad m_2 = 0,198$$

$$\epsilon_o = 0,05 \quad m_3 = 0,154$$

$$\dot{\epsilon}_o = 0,5 \text{ sec}^{-1} \quad A_T = A e^{-m_1 \frac{T}{T_0}}$$

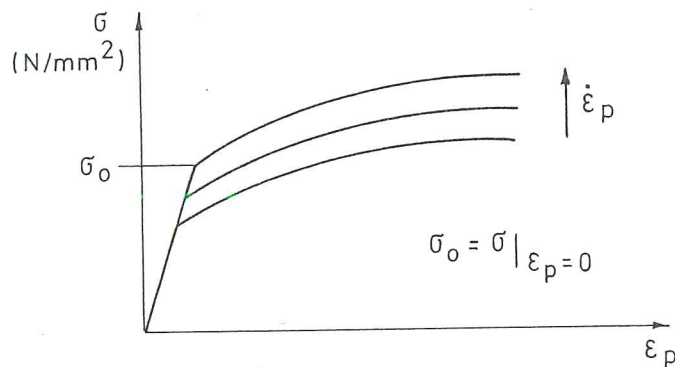


Figure 11.37.

La loi élastoviscoplastique disponible dans le LAGAMINE a été rappelée en 11.4.1., elle dépend de 5 paramètres :  $m$ ,  $r$ ,  $H$ ,  $B$ ,  $\kappa_o$ . Pour un cas uniaxial, on peut l'écrire sous la forme :



$$\sigma = A_T (\varepsilon_p + \varepsilon_o)^{m_2} (\dot{\varepsilon}_p)^{m_3} \quad (11.5.)$$

où les coefficients  $m$ ,  $r$  sont définis par (11.3) et (11.5) et les coefficients  $H$ ,  $B$ ,  $\kappa_o$  doivent être fixés avec les équations (11.1), (11.2), (11.3) et (11.5), ce qui laisse une certaine liberté de choix.

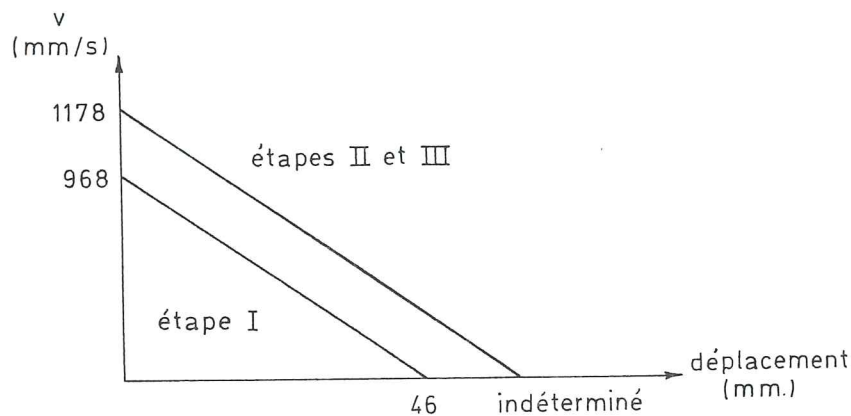
$$r = \frac{1}{m_3} \quad ; \quad m = \frac{1}{m_2} - 1 \quad (11.6.)$$

$$A_T = (\sqrt{3})^{1+m_3} \frac{1}{(2B)^{m_3}} \left( \frac{H}{m_2} \right)^{m_2} \quad ; \quad \varepsilon_o = \frac{m_2 \kappa_o^{1/m_2}}{H} \quad (11.7.)$$

Il est visible que les deux lois (11.4) et (11.5) ne peuvent être identifiées que si  $\varepsilon = 0$ . En réalité, la loi proposée (11.4) n'est valable qu'en domaine viscoplastique.

Pour les déformations et vitesses de déformation atteintes, il nous faut donc vérifier l'influence de la déformation élastique et de l'hypothèse  $\varepsilon = 0$ .

La figure 11.38 décrit le déplacement de la matrice supérieure :



**Figure 11.38.- Vitesse de déplacement de la matrice supérieure.**

A partir des figures 11.36 et 11.38, on peut déterminer que le temps de formage de l'étape 1 est de 0,095 sec, pour une déformation totale  $\varepsilon$  de 0,33 ; soit une vitesse de déformation moyenne  $\dot{\varepsilon}$  de 3,46 sec<sup>-1</sup>.

Par conséquent, on peut évaluer un ordre de grandeur sécuritaire de la déformation élastique

pour l'étape 1 avec  $\dot{\epsilon}_p = 10 \text{ sec}^{-1}$  :

$$\sigma_0 = \sigma \Big|_{\epsilon_p=0} = A_T (\epsilon_0)^{m_2} (\dot{\epsilon}_0 + \dot{\epsilon}_p)^{m_3}$$

$$\epsilon^e = \frac{\sigma_0}{E} = 2,14 \cdot 10^{-6}$$

La prise en compte ou non de la déformation élastique  $\epsilon^e$  dans le modèle n'a donc pas d'influence puisque ces déformations sont négligeables face aux déformations atteintes lors du formage.

Quant à l'hypothèse  $\epsilon_0 = 0$ , son influence est limitée comme le démontre le tableau suivant :

$\epsilon_p$	$\dot{\epsilon}_p^{m_3}$	$(\dot{\epsilon}_p + \dot{\epsilon}_0)^{m_3}$	DIFFERENCE %
1	1,000	1,063	6,3
2	1,110	1,147	3,3
4	1,231	1,253	1,8
6	1,308	1,324	1,2
8	1,366	1,379	1,0
10	1,413	1,423	0,7

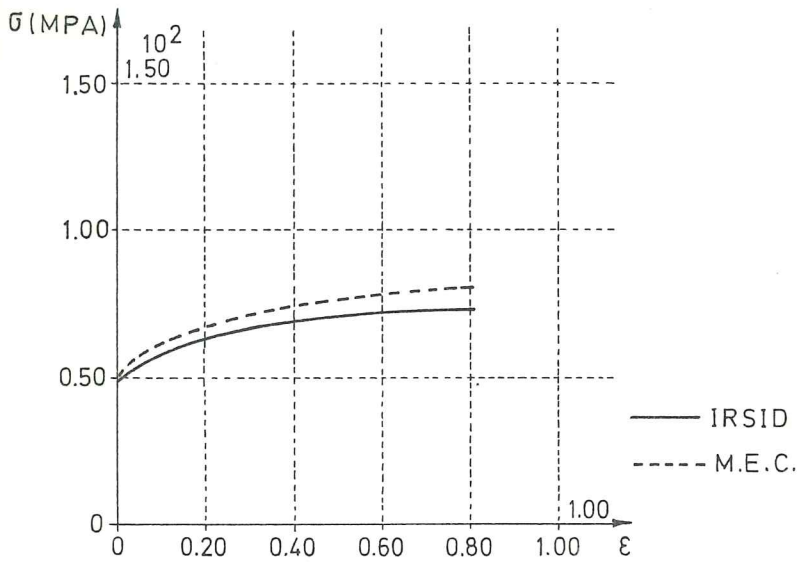
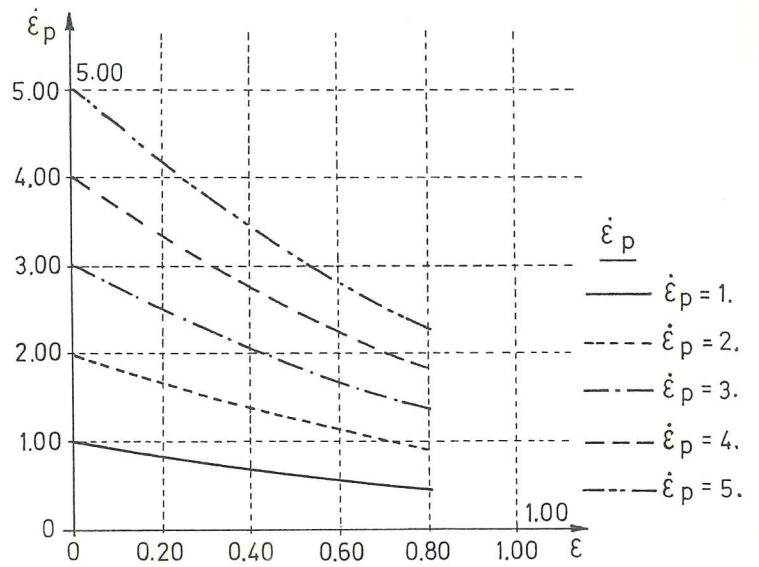
avec  $m_3 = 0,15$

$\epsilon_0 = 0,5$

**Figure 11.39.**

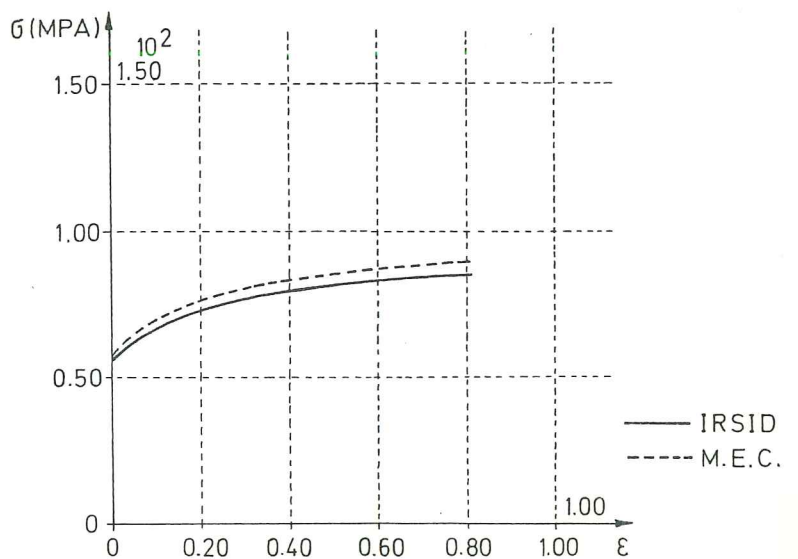
Une comparaison numérique d'un essai de traction réalisé à différentes vitesses permet de s'assurer de la validité de notre approche (fig. 11.40 à 11.42). Notre loi élastoviscoplastique est basée sur une étude réalisée à l'IRSID (EF30), nous la désignerons par *loi IRSID* alors que la loi (11.4) sera dénommée *loi MEC*.

**Figure 11.40.**  
 Comparaison des  
 lois IRSID et MEC -  
 vitesse de déformations



**Figure 11.41**  
 Comparaison des lois  
 IRSID et MEC -  $\dot{\epsilon}_p = 2$

**Figure 11.42**  
 Comparaison des lois  
 IRSID et MEC -  $\dot{\epsilon}_p = 5$



Finalement le tableau suivant résume les coefficients de la loi IRSID adoptés pour la simulation :

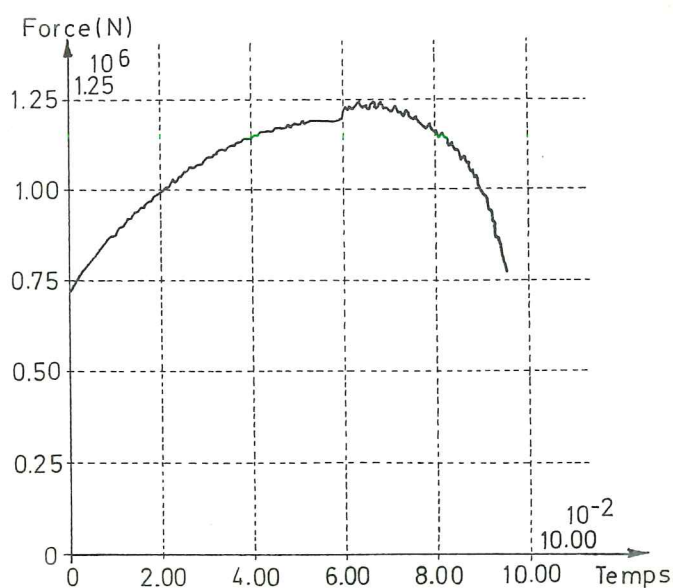
	ETAPE 1	ETAPE 2	ETAPE 3
r	6,494	6,494	6,494
m	4,051	4,051	4,051
B	2,125 10 <sup>-3</sup>	1,253 10 <sup>-3</sup>	5,199 10 <sup>-4</sup>
$\kappa_0$	444 836	444 836	444 836
$\kappa_0$ (N/mm) <sup>2</sup>	10	10	10

*Figure 11.43.*

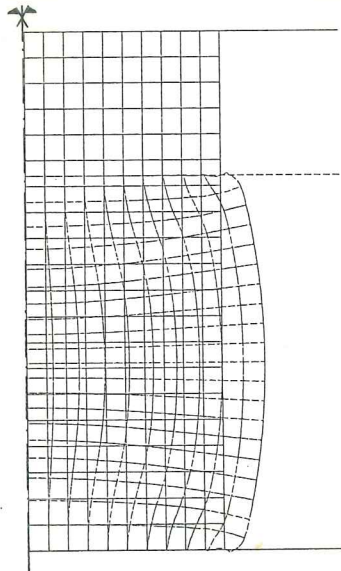
### 11.5.2. Etape 1 du formage.

Par rapport à la simulation de l'aube de turbine (11.4), la possibilité d'imposer une histoire de vitesse quelconque de la matrice supérieure a été introduite dans le LAGAMINE. La courbe de vitesse décrite par la figure 11.38 est définie par points dans le code. La figure 11.44 illustre la force d'écrasement au cours du temps obtenue avec

- 200 éléments axisymétriques à 8 noeuds (PL8LS) à 4 points d'intégration
- 20 éléments de contact (CNT2D) avec 2 points d'intégration
- la courbe des vitesses de la matrice supérieure est décrite par 100 points.



*Figure 11.44.- Etape 1, force d'écrasement au cours du temps.*



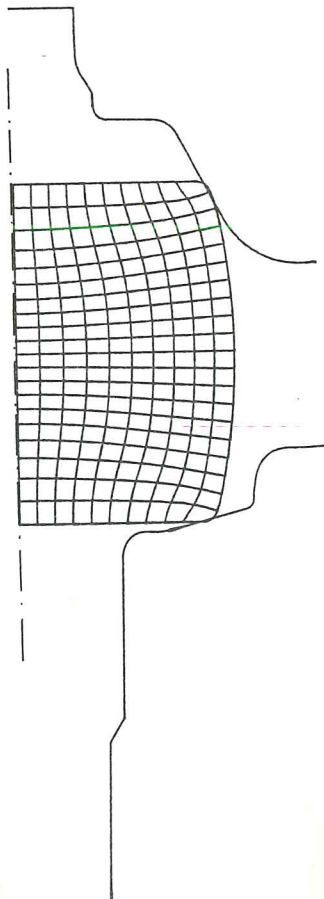
**Figure 11.45.- Géométrie  
initiale et finale de l'étape 1.**

### 11.5.3. Etape 2 du formage.

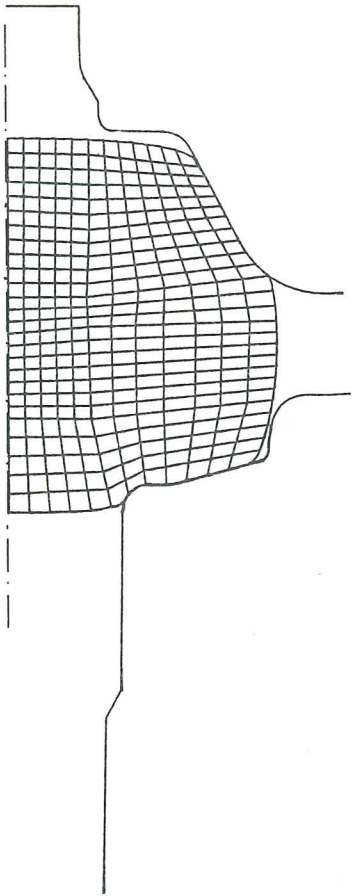
La structure initiale de cette étape est présentée figure 11.46. Il s'agit de la pièce déformée obtenue par l'étape 1 avec une légère correction des éléments de coin supérieur et inférieur.

La description exacte du mouvement de la matrice supérieure n'était pas donné, nous avons fait l'hypothèse de courbes de vitesse parallèles pour les étapes 1 et 2 de formage (figure 11.38).

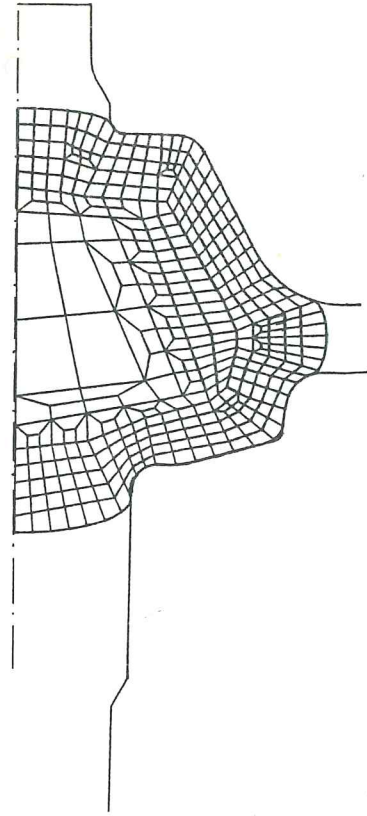
La simulation du formage a été réalisée grâce aux 4 maillages représentés ci-dessous dans leur état initial non déformé.



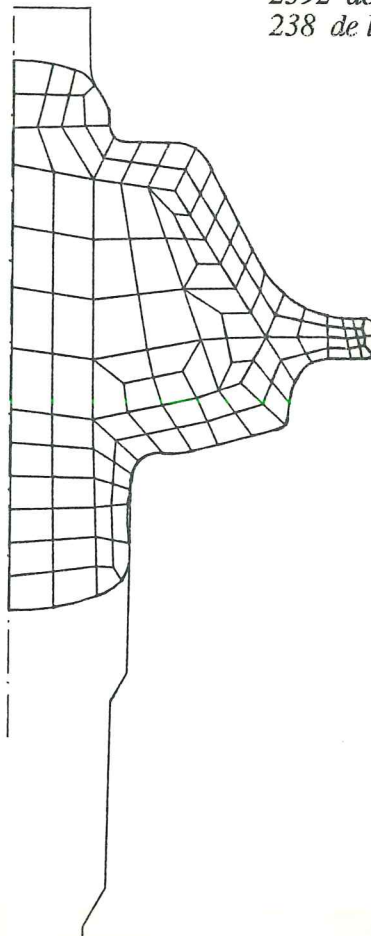
**Figure 11.46.- Remaillage 1**  
 Maillage 1 -  $t = 0,0 \text{ sec}$   
 200 PL8LS  
 55 CNT2D  
 1281 degrés de liberté  
 68 de largeur de bande



**Figure 11.47.- Remaillage 1**  
 Maillage 2 -  $t = 0,033$  sec  
 312 PL8LS  
 79 CNT2D  
 2026 degrés de liberté  
 82 de largeur de bande



**Figure 11.48.- Remaillage**  
 Maillage 3  $t = 0,05$  sec  
 375 PL8LS  
 79 CNT2D  
 2392 degrés de liberté  
 238 de largeur de bande



**Figure 11.49.- Remaillage**  
 Maillage 4  $t = 0,070$  sec  
 120 PL8LS  
 68 CNT2D  
 838 degrés de liberté  
 130 de largeur de bande



Selon le déroulement chronologique de nos recherches, seuls les critères basés sur les distorsions des éléments (§ 8.5.1) étaient disponibles, pour nous aider à définir l'instant optimum de remaillage.

Comme l'indique le tableau ci-après, nous avons réalisé les remaillages 1 et 2 très tôt. Notre but était d'obtenir une solution de référence très précise pour permettre l'analyse d'approches simplifiées (recherche actuellement en cours dans l'équipe MSM). Le remaillage 3 est réalisé à partir d'un maillage nettement plus déformé, l'expérience a cependant montré que pour un transfert correct des informations de l'ancien au nouveau maillage, aucun problème n'apparaît lors du remaillage.

	$\eta_5 =$ $\frac{\text{aire trop déformée}}{\text{aire totale}} \cdot 100$		$\eta_6 =$ $\frac{\text{Nbre d'éléments trop déformés}}{\text{Nombre total d'éléments}}$	
	Valeur obtenue	Valeur corrigée	Valeur obtenue	Valeur corrigée
Maillage 1 t = 0,033 sec (remaillage 1)	2,7	2,7	2,5	2,5
Maillage 2 t = 0,050 sec (remaillage 2)	2,18	1,57	1,92	1,28
Maillage 3 t = 0,070 sec (remaillage 3)	12,80	7,71	17,30	13,57

NB. Les valeurs corrigées sont obtenues avec le critère des angles défini en valeur relative et non absolue (voir § 8.6).

*Figure 11.50.- Valeurs des critères globaux 5 et 6 de remaillage.*

Les figures 11.51 et 11.52 illustrent les courbes de la force verticale et horizontale appliquée à la matrice supérieure au cours du temps. Elle témoigne de la continuité des résultats malgré l'utilisation successive de 4 maillages.

Comme pour l'étape 1, on observe un déchargement en fin de formage qui correspond à la réduction des vitesses de déformations.

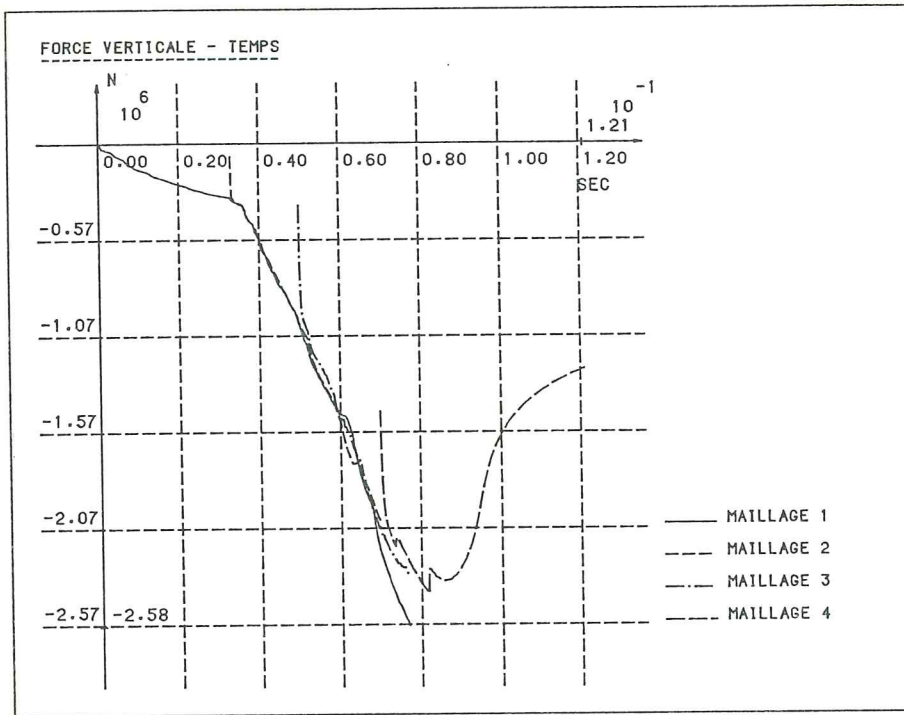


Figure 11.51.- Force verticale appliquée à la matrice supérieure.

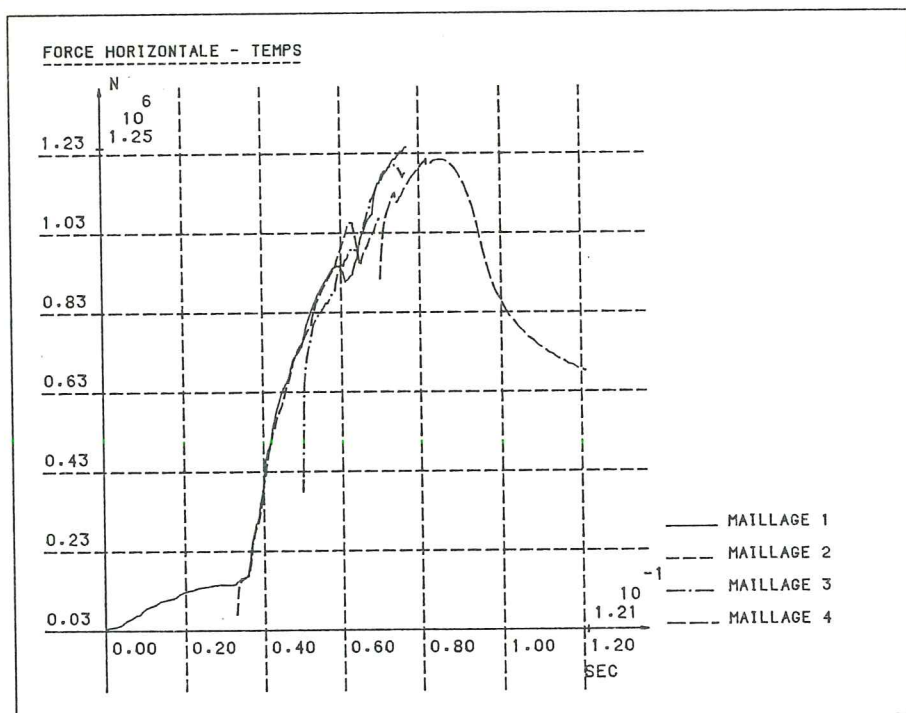


Figure 11.52.- Force horizontale appliquée à la matrice supérieure.

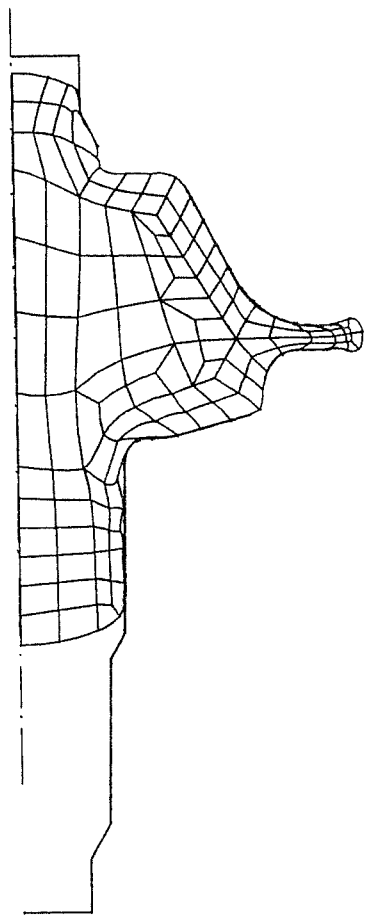


*Remarques.*

- Pour les maillages 1, 2, 4 la méthode de résolution adoptée traitait la non symétrie de la matrice tangente et le pas de temps atteignait sans problème  $6 \cdot 10^{-4}$  secondes.
- Vu la taille importante du maillage 3, seule une méthode de résolution symétrique était envisageable suite à la taille mémoire importante utilisée par la résolution non symétrique de LAGAMINE. On a observé une nette augmentation (20 à 30%) du nombre d'itérations par pas et la taille maximum du pas a diminué :  $2 \cdot 10^{-4}$  secondes.
- Les discontinuités observées dans les courbes relatives au maillage 3 semblent dues à la présence d'états de contraintes en équilibre proches mais différents dans la bavure. Une analyse avec une précision sur les forces ( $1 \cdot 10^{-4}$ ) supérieure gommerait probablement ces discontinuités.

La déformée finale obtenue en  $t = 0,12$  sec. avec le dernier maillage est représentée figure 11.53.

En chaque instant, on peut fournir des courbes de niveau des contraintes, de la dissipation plastique, du paramètre d'érouissage  $\kappa$ , des diagrammes de l'effort normal et tangentiel sur les matrices, une représentation du flux de matière, des croix de contraintes principales ... Des exemples de ce type de résultats ont déjà été fournis pour l'exemple précédent. Notons par ailleurs qu'une mesure continue de la déformation au cours des différents remaillages est une information intéressante. La déformation plastique cumulée constitue certainement une indication, elle n'est cependant pas aussi complète qu'une croix de déformation principale. Selon les intérêts des industriels utilisateurs de notre code, nous verrons s'il est important d'approfondir ce domaine.



*Figure 11.53.- Déformée finale obtenue en  $t = 0,12$  sec.*

