

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

DEPARTEMENT : **Metallurgie.**

المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات
BIBLIOTHEQUE — المكتبة
Ecole Nationale Polytechnique

PROJET DE FIN D'ETUDES

SUJET

Etude et calculs
technologiques de laminage
des profils simples.

Proposé par :

DO nang
tien.

Etudié par :

Benhalima
Abou el kacem.

Dirigé par :

DO nang
tien.

PROMOTION : **Juin 1991.**

المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات
المكتبة — BIBLIOTHEQUE
Ecole Nationale Polytechnique

Remerciements :

Je réprime ma profonde gratitude à
Monsieur DO NANG TIEN mon promoteur et
enseignant qui m'a dirigé et tant bien
suivi durant mon travail .

Je tient à remercier tous les
enseignants qui ont contribué à ma forma-
tion et particulièrement à ceux du départe-
ment M E T A L L U R G I E .

Je ne peut oublier Mon frère Mohamed
et le responsable de la kasma d'Arib qui
ont assuré avec compétence et dévouement la
réalisation de cette thèse d'ingénieur .

Mes remerciements vont également aux
amis très chers ainsi que notre se-
crétaire .

Abou El Kacem. B E N H A L I M A .



P L A N :

المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات
المكتبة — BIBLIOTHEQUE
Ecole Nationale Polytechnique

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

Etude théorique et bibliographique du laminage

● C H A P I T R E : 1

- 1 . 1 - Introduction : 1
- 1 . 2 - Objectif du projet : 2

● C H A P I T R E : 2

Déformation plastique et variation des propriétés
et des structures des métaux .

- 2 . 1 - Aspects métallurgiques du laminage : 3
- 2 . 2 - Plasticité : 4
 - * - Le seuil de plasticité : 7
- 2 . 3 - Méthodes d'observation : 8
 - de la déformation .
 - 1 - Observation macroscopique : 9
 - 2 - Observation microscopique : 10
- 2 . 4 - Déformation des grains : 11
- 2 . 5 - Texture : 12
 - 1 - Lignes et systèmes de glissement : 13
 - 2 - Cas pratiques : 15
- 2 . 6 - Restauration et recristallisation : 16
 - 1 - Restauration : 16

2 - Recristallisation .	18
* - Recristallisation Primaire	18
* - Lois de recristallisation	19
* - Recristallisation secondaire	20
2 . 7 - Le recuit	22
* - Conclusion	23

● C H A P I T R E : 3

* - Foyer de déformation	25
3 . 1 - Géométrie du foyer de déformation	25
3 . 2 - Surface de contact	28
3 . 3 - Elargissement	30
3 . 4 - Déformation plastique au foyer	31
* - Conclusion	34

D E U X I E M E P A R T I E

Calculs technologiques du laminage .

● C H A P I T R E : 4

Technologie du chauffage .

4 . 1 - Exigences	36
4 . 2 - Intervalle thermique du travail des aciers par déformation	36
4 . 3 - Temperature de chauffage	43
1 - Chauffage du produit laminé	43

2 - Calcul de la T° de chauffage	45
4 . 4 - Durée de chauffage	45
1 - Calcul de la durée de chauffage	47
2 - Calcul de la T° à la surface et au centre du lingot	49
* - Conclusion	52

● C H A P I T R E : 5

Régime de réduction .

5 . 1 - Réduction maximale	53
5 . 2 - Réduction moyenne	55
5 . 3 - Coefficient d'étirage total	57
5 . 4 - Coefficient d'étirage moyen	57
5 . 5 - Nombre de passes	61

● C H A P I T R E : 6

Elargissement du métal .

6 . 1 - Coefficient d'élargissement	62
6 . 2 - Calcul d'élargissement	64
6 . 3 - Longueur de la barre	67
* - Conclusion	63

● C H A P I T R E : 7

Les pressions totales et spécifiques .

7 . 1 - Pression totale	70
7 . 2 - Pression spécifique	70

7 . 3 - Calcul pratique : 72
* - Conclusion : 81

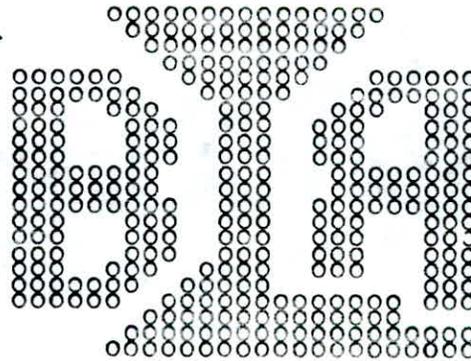
● C H A P I T R E : 8

Productivité du laminage .

8 . 1 - La productivité formulée : 83
8 . 2 - Calcul pratique : 84
* - Conclusion : 87

● C O N C L U S I O N G E N E R A L E : 88

● R E F E R E N C E S Bibliographiques : 90



DESIGNATION :

- h_0 : épaisseur initiale de la barre (mm)
- h_1 : ... finale (mm)
- h_{moy} : épaisseur moyenne (mm)
- Δh : réduction totale (mm)
- l_0 : longueur initiale de la barre (mm)
- l_1 : .. finale (mm)
- Δl : allongement total (mm)
- μ : coefficient d'étirage .
- ρ : ... de réduction .
- λ : ... d'élargissement .
- b_0 : largeur initiale de la barre (mm)
- b_1 : ... finale (mm)
- b_{moy} : largeur moyenne de la barre (mm)
- Δb : élargissement total (mm)
- α : angle d'entraînement (degré)
- D : diamètre du cylindre (mm)
- R : rayon (mm)
- l_c : longueur de la corde d'entraînement (mm)
- l_a : ... de l'arc (mm)
- l_d : ... du foyer géométrique (mm)
- f : coefficient de frottement .
- S_c : surface de contact (mm²)
- V : vitesse circonférentielle des cylindres (m/s)
- p_x : pression spécifique à l'épaisseur h_x (kgf/m²)
- k : limite d'écoulement du métal à la température
 du laminage (Pa)
- η : viscosité du métal (Pa.s)
- T : température du laminage (°C)

- m : coefficient d'influence du frottement entre le métal et les cylindres sur la resistance du métal .
- C : teneur en carbone du métal à laminer (%)
- Mn : chrome (%)
- Cr : ~~chrome~~ manganèse (%)
- C_v : coefficient d'influence de la vitesse circulaire des cylindres .
- P_t : pression totale (Pa)
- N : rotation maximale dans la période des vitesses constantes des cylindres (tr/mn)
- T_m : temps de machine (sec)
- $\sum T_m$: temps total de machine (sec)
- T_{rythme} : rythme de laminage (sec)
- $\sum \tau$: durée totale de pauses (sec)
- P_h : productivité horaire du laminage (tonne/h)
- W_A : puissance annuelle du laminage (tonnes/an)

C H A P I T R E : 1

1 . 1 - Introduction :

Cette thèse a pour but la formulation en un langage mathématique d'un problème de métallurgie consacré à la mise en forme des métaux par déformation plastique, des notions intuitives et expérimentales sur le comportement des corps solides seront prise en compte lors de cette étude.

Par exemple, le procédé de mise en forme le plus fiable est le laminage qui consiste par définition, à déformer et allonger un lingot ou un demi produit porté à la température de laminage (1200°C environ), entre deux cylindres tournant en sens inverse.

Cette opération est répétée plusieurs fois soit par le biais de la même paire de cylindre, soit en utilisant une chaîne de paires de cylindre pour enfin obtenir un profilé de la forme géométrique demandée (rails, poutrelles, ...).

En outre, avant de commencer l'opération proprement dite du profilé, il est nécessaire, pour des raisons purement dimensionnelles, de réaliser une réduction de section, en gardant pour celle-ci une forme polygonale convexe, carrée, rectangulaire, octogonale ou ronde.

Il restera alors encore un point très important

aborder , à savoir la reponse du materiau .

1 . 2 - Objectif du projet :

L'objectif du projet est d'étudier les parametres technologiques et geometriques (vitesse , pression , effort , temperature , taux de reduction , etc) du laminage des lingots ou ébauches en acier à carbone de de differentes dimensions et de section simple , dans le but d'améliorer son efficacité en usant du maximum de technologie dont on dispose actuellement .

OOO

CHAPITRE : 2

L'objectif de ce chapitre est d'examiner les effets du laminage sur la structure, la texture et sur les propriétés du métal, on montre ensuite comment ces propriétés seront modifiées par une déformation plastique.

2.1 - Aspects métallurgiques du laminage :

Un procédé de mise en forme comme le laminage présente des aspects très différents, il y a un aspect mécanique qui est lié à l'écoulement du métal et aux contraintes à appliquer pour réaliser la déformation, un aspect technologique lié à la réalisation et à la marche des laminoirs, aux problèmes de lubrification, d'état de surface, de contrôle d'épaisseur, etc..., et enfin un aspect métallurgique que nous allons examiner dans les paragraphes qui suivent.

La déformation plastique comporte trois opérations distinctes :

- le laminage à chaud.
- le laminage à froid.
- les opérations annexes ou complémentaires dites opérations de " P A R A C H E M E N T " .

En ce qui concerne le laminage à froid, on pense naturellement à un laminage réalisé à la température ambiante ou à basse température, on considère souvent que le laminage à froid est structurellement réalisé, cependant, une telle définition n'est pas suffisante en parlant

du domaine de température où il y a absence de diffusion importante des éléments en solution solide, absence de précipitation et enfin absence de recristallisation importante pendant et après la déformation.

2.2 - Plasticité /

Lorsque les contraintes tangentielles dépassent une certaine valeur (limite d'élasticité), la déformation devient irréversible. La suppression de la charge n'élimine que la composante élastique de la déformation, alors que la partie de la déformation dite plastique subsiste.

Dans les cristaux, la déformation plastique peut se produire par glissement ou par maclage, le glissement des parties isolées d'un cristal l'une par rapport à l'autre se produit sous l'effet des contraintes tangentielles égales, lorsque ces contraintes atteignent une valeur critique (τ_v) dans le plan et la direction du glissement.

- la loi de Hollomon : $\sigma(\epsilon) = A \cdot \epsilon^n$. (1)

- la loi de Ludwik : $\sigma(\epsilon) = \sigma_0 + A \cdot \epsilon^n$. (2)

L'exposant n d'écroutissage, on peut l'extraire à partir de (1) et (2) tel que :

- $n = d \ln (\sigma(\epsilon)) / d \ln (\epsilon)$. (3)

Si la loi de Hollomon est vérifiée, elle caractérise " le type de consolidation " .

* Si $n = 1 \implies$ consolidation linéaire .

* Si $n < 1 \implies$ consolidation parabolique ou intergranulaire .

Le coefficient d'érouissage A caractérise l'intensité des contraintes mise en jeu , en particulier la consolidation $d\epsilon / dE = A$ lorsque $n = 1$: le tableau suivant donne les valeurs moyennes de A et n relatives à des différents métaux , le coefficient A est rapporté dans tous les cas au module d'Young $\sigma (E)$ du polycristal.

Coefficient et exposant d'écrouissage de différents métaux à la température ambiante .

Tableau (01)

matériau	A	n	matériau	A	n
Acier 1002	E/360	0,32	Cuivre	E/220	0,48
,, 1212	260	0,24	Laiton	160	0,52
,, 1018	320	0,25	Aluminium	400	0,24
au,, vois 1008	de 360	0,20	Alu - cuir	85	0,09
,, ant 18/8	125	0,51	Fer alpha	400	0,43
,, 304	150	0,45	Titane	140	0,13
Hastalloy	135	0,45	Ta 6 V	90	0,07
17 - 4 PH	140	0,01	Be .	550	0,13

A l'exception de certains métaux fortement anisotropes tels que le béryllium ou le titane , sensibles à la texture , et d'alliages durcis par précipitation (17-4 PH, Al - Cu , Ta 6 V) les valeurs moyennes de n et de A à l'ambiante se situent soit au voisinage de 0,25 et E/250 à E/400 pour les métaux de structure C . C ou C . F . C présentent des glissements cristallographiques ondulés , soit au voisinage de 0,5 et de E/150 pour les métaux présentant des glissements plans (laiton et aciers 18/8) .

En cherchant des représentations possibles de la courbe rationnelle de la forme suivante :

$$\varpi = A \cdot \varepsilon^n \quad .$$

$$\text{ou } \varpi = \varpi_0 + B \cdot \varepsilon^n \quad .$$

$$\text{ou } \varepsilon = \varepsilon_0 + C \cdot \varpi^m \quad .$$

Les valeurs ϖ_c , ε , $d\varpi_c/d\varepsilon$ lués sur une courbe conventionnelle quelconque on permettent à calculer les valeurs correspondantes de : ϖ , $\varepsilon \cdot d\varpi/d\varepsilon$, $\ln(\varpi)$, $\ln(\varepsilon)$ et $\ln(d\varpi/d\varepsilon)$.

(en utilisant la relation : $d\varpi/d\varepsilon = (1+\varepsilon)^2 \cdot d\varpi_c/d\varepsilon + k$)

$$k = (1 + \varepsilon) \cdot \varpi_c \quad .$$

- ϖ_c : relative à la courbe conventionnelle .

$$\varpi_c = f(\varepsilon) ; (\varpi_c = F / S_0 \text{ et } \varepsilon = 1 / l_0 - 1) \quad .$$

- Si la représentation est $\varpi = A \cdot \varepsilon^n$, le tracé de $\ln \varpi = f(\varepsilon)$ donne une droite de pente égale à n .
- Si elle est $\varpi = \varpi_0 + B \cdot \varepsilon^n$, le tracé de $\ln(d\varpi/d\varepsilon) = f(\ln \varepsilon)$ donne une droite de pente $(n-1)$, le cas particulier où la pente est -1 signifie que la représentation est : $\varpi = A \cdot \ln(\varepsilon) + B$.
- Si elle est $\varepsilon = \varepsilon_0 + C \cdot \varpi^m$, le tracé de $\ln(d\varpi/d\varepsilon) = f(\ln \varpi)$ donne une droite de pente égale à $1-m$.

Une autre méthode d'analyse consiste à considérer sur la courbe rationnelle des couples de valeurs $(\varepsilon_1, \varepsilon_2)$ telle que $\varepsilon_2 / \varepsilon_1 = \alpha$, une constante choisie arbitrairement, d'où des valeurs de ϖ_2 et ϖ_1 , $\Delta\varpi = \varpi_2 - \varpi_1$ on trace $\ln(\Delta\varpi) = f(\ln \varepsilon_1)$, la pente de la droite égale à n .

1 - Le seuil de plasticité :

Le fait expérimental de base est le comportement d'une éprouvette métallique en traction simple, voici, brièvement résumé des faits expérimentaux.

On impose l'allongement global ϵ^* , en fonction de ϵ , on fait enregistrer la contrainte vraie σ^{**} .

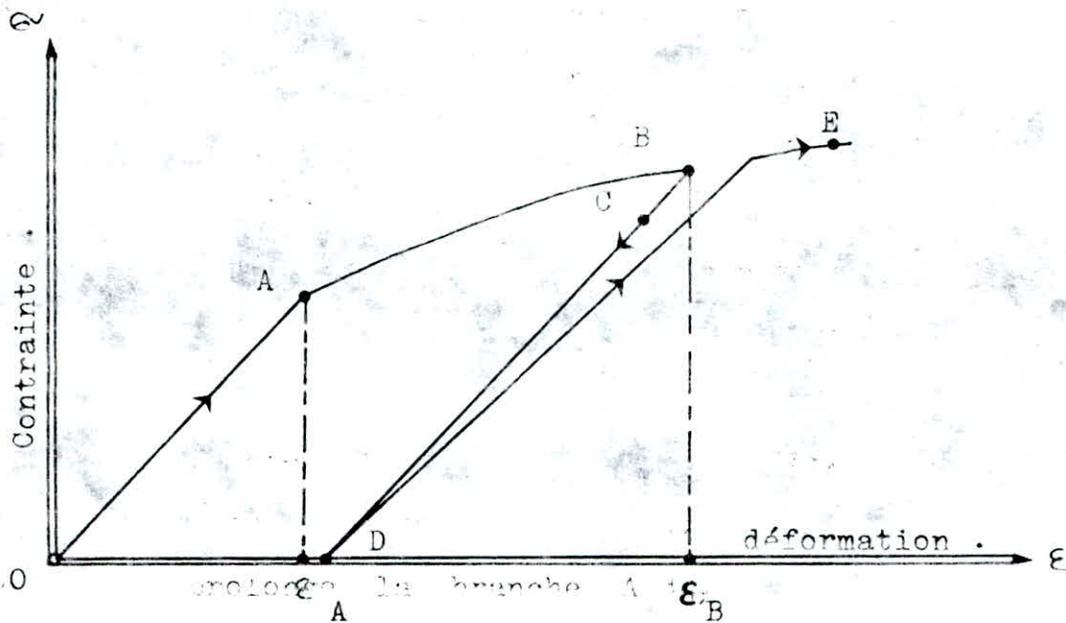


fig : 2 . 1 - Evolution de σ en fonction de ϵ en deux termes.

Il existe un point A où la pente varie brusquement avant A, la pente est constante, égale au module d'Young (E) . Les déformations sont réversibles (O A), après A, un incrément de contrainte $\Delta\sigma$ correspond à un incrément de déformation $\Delta\epsilon$ nettement supérieur à $\Delta\sigma/E$. les déformations ne sont pas réversibles, une décharge à partir de B se fait élastiquement, parallèlement à (O A), il n'est pas besoin de revenir à $\epsilon = 0$ pour décharger complètement (D). Si l'on allonge à nouveau, le point B joue le rôle que A avait au début, la branche B E prolonge la branche A B.

A tout instant on décompose ϵ en deux termes :

- une déformation élastique : $\varepsilon_e = \sigma / E$.

- une déformation plastique : $\varepsilon_p = \varepsilon_{\text{totale}} - \sigma / E$.

la déformation plastique s'effectue sans changement de volume, donc on peut définir :

- le point A, au début de l'essai, correspond à la notion dite " seuil de plasticité " .

- la contrainte en A est nommée " contrainte d'écoulement " et notée σ^{***} .

(le terme écoulement évoque à la fois l'amplitude $\Delta\varepsilon \gg \Delta\sigma / E$ et la permanence ε_D de la ε .

(*) - on a : $V_0 = V$, pour $b_0 = b \longrightarrow l$, $h = l_0 \cdot h_0$.

$d\varepsilon = \int_{l_0}^l \frac{dl}{l} \longrightarrow \ln\left(\frac{l}{l_0}\right) = \ln\left(\frac{lw}{h}\right) = \varepsilon$, est classiquement

utilisé, cette définition rend additive la grandeur " allongement - réduction " .

(**) - $\sigma = F / S$, telles que : F : force enregistrée.
variation pour optimiser le nombre de défauts ainsi que la
S : Aire droite .

(***) - le terme " limite élastique " est utilisé dans le langage des structures (où le domaine d'intérêt est l'élasticité) .

2.3 - Méthodes d'observation de la déformation /

Pour la plupart des ingénieurs, le terme observation regroupe l'ensemble des opérations nécessaires à la création d'une structure proportionnée aux efforts s'exerçant sur elle même. Ces efforts ainsi que le métal utilisé, sont des données du problème.

A l'opposé, le métallurgiste emploie le terme observation pour optimiser le nombre de défauts subis que la.

fiabilité de produit fini . Ces deux interprétations sont complémentaires , mais très rarement utilisées individuellement , l'ingénieur conçoit sa structure à partir d'un matériau parfaitement défini et bien souvent idéalisé , possédant une limite élastique minimum garantie sur laquelle repose toute l'observation , il ne se soucie pas de savoir si le matériau a été élaboré selon telle ou telle technique , s'il possède des hétérogénéités ou des anisotropies locales , enfin s'il est sujet à la rupture fragile .

Pour amorcer une clarification assez importante illustrant les modes d'observation qui se divisent en :

- mode d'observation macroscopique .
- mode d'observation microscopique .

2 . 3 . 1 - Observation macroscopique :

Le stade de l'expertise est peut être le plus important , car c'est à ce moment que l'investigateur commence à formuler quelques hypothèses sur l'origine des imperfections (fissures , ruptures , inclusions , etc ...) et leur propagation , c'est de cette examination , qui est bien souvent ne se fait qu'à la loupe , que découle la selection des surfaces qui feront l'objet de l'examen microscopique : une erreur à ce stade entraîne sur de fausses pistes ne menant soit à aucune conclusion , soit (ce qui est pire) à des conclusions érronées .

A ce stade de l'examen peuvent être observés certains faciés caractéristiques des surfaces des fractures :

- zones inclinées à 45° dues à une rupture ductile
- zone plate et brillante , sur laquelle des facettes .

2 . 4 - Mécanisme de déformation plastique :

(déformation des grains)

Dans le cadre de la théorie des dislocations , on peut donc dire que les stades du glissement facile et du durcissement linéaire sont dépassés et que la déformation se passe essentiellement dans le stade tertiaire , stade qui est caractérisé par une importante densité de dislocations et une possibilité de glissement dévié d'autant plus grande que l'énergie de faute d'empilement est élevée .

Dés la première passe de laminage , on constate en effet que la structure contient de nombreux échevaux de dislocations dont la complexité est fonction de l'importance de la déformation réalisée .

A l'équilibre correspond la formation d'une structure cellulaire , les échevaux de dislocations s'arrangent pour former des parois de dislocations , plus ou moins parfaites delimitant des cellules dans lesquelles la densité de dislocations est faible . La structure cellulaire obtenue après laminage à froid dépend beaucoup du métal laminé , la nature du metal , suivant qu'il s'agit d'un metal à faible ou à forte énergie d'empilement .

Pendant le laminage à froid , la structure n'est pas seulement perturbée par la presence de dislocations et la formation d'une structure cellulaire . En effet , l'écroutissage introduit également des lacunes et des interstitiels qui , dans la plupart des métaux s'éliminent rapidement après la déformation .

En resumé , à l'échelle atomique , le laminage à froid

introduit dans le metal de nombreux défauts : lacunes , interstitiels , echevaux de dislocations , parois de dislocations , clivage , fracture intergranulaire et eventuellement macles mécaniques .

2 . 5 - Texture :

Toute déformation plastique à des effets sur la structure et la texture cristalline , effets qui ont des conséquences sur les propriétés macroscopiques du metal , les modifications apportées aux propriétés du metal dependant cependant du mode de déformation et de l'importance de celle-ci .

En effet , le laminage à froid modifie la texture du metal de deux façons :

- il provoque un changement de forme de l'ensemble des grains du metal . Le cas en particulier pour le cor-
- il modifie l'orientation cristalline de chacun des grains .

Pendant le laminage , les grains s'allongent dans la direction de laminage tandis que dans la direction perpendiculaire au plan de laminage , la dimension des grains plus ou moins équiaxes en un empilement de strates peu épaisses et très longues , la largeur de ces strates est en première approximation égale à la largeur du grains initial.

Structuralement , l'existence d'une telle ou telle texture "lignée " est souvent responsable plus ou moins directement de défauts constatés sur les produits finis laminés , recuits ou non , c'est le cas en particulier pour le cordage , le chiffonnage , le lignage de texture et les para-

boles d'emboutissage .

Le laminage à froid n'allonge pas que le grain du metal , il allonge également les porosités et les phases déformables qui se trouvent , après déformation , alignées avec les inclusions dans la direction du laminage .

2 . 5 . 1 - Lignes et systèmes de glissement :

Durant le laminage , on observe essentiellement au niveau de chaque grain du metal , le glissement de diverses couches (tranches) paralleles du cristal les unes par rapport aux autres , les lignes de glissement s'effectuent suivant certains plans cristallographiques et dans certaines directions cristallographiques déterminées par le passage à l'échelle atomique d'un très grand nombre de dislocations .

Les systèmes de glissements du activés dépendent pour chaque grain , de la déformation imposée par le laminage et de l'orientation du cristal .

On admet généralement que dans une déformation homogène , cinq systèmes de glissements permettant à un grain d'accommoder une déformation imposée .

La déformation à l'intérieur d'un grain est cependant rarement homogène et on constate souvent , après laminage , une fragmentation en " bandes " appelées " bandes de pliage " ou de " cisaillement " . Ces bandes visibles à l'échelle du microscope optique , sont observées aussi bien dans les structures C . F . C que les structures C . C et sont particulièrement nettes lorsque le grain du metal est important (grains de quelques centaines de microns) , ces bandes de déformation présentent entre elles souvent de fortes dislocations .

désorientations . Cette fragmentation en bandes peut intéresser la totalité (quasitotalité) ou seulement une partie du grain (les régions proches des joints de grains par exemple) .

Le tableau ci - dessous illustre les systèmes de glissements préponderants qui sont donnés en fonction de la structure cristalline .

Tableau : (02)

structure cristalline	plan de glissement	direction de glisse..
C . F . C	1 1 1	1 1 0
	1 1 0	1 1 1
C . C	1 1 2	1 1 1
	1 2 3	1 1 1
	0 0 0 1	1 1 2 0
Hexagonal (*)	1 0 1 0	1 2 0
	1 1 2 2	1 0 1 0

départ (*) n: Des systèmes de glissement dépendent de la structure cristalline et du rapport c/a .

Pendant le laminage à froid en envisageant deux fragmentation :

- fragmentation en bandes fortement désorientées entre elles .
- fragmentation en cellules faiblement désorientées entre elles .

Cette fragmentation fait disparaître progressivement le caractère individuel des grains qui constituent l'ébauche de départ . pour les forts laminages , il devient même impossible de distinguer dans la structure laminée les grains de départ . on peut admettre alors que le grain est remplacé par la cellule d'écroutissage .

• texture initiale du métal $\xrightarrow{\text{laminage}}$ texture de déformation
" texture de laminage "

2 . 5 . 2 - Cas pratique :

Experimentalement , on constate que la texture d'un métal polycristallin se développe progressivement avec l'écrasement et évolue vers une texture " stable " , c'est - à - dire qui ne se modifie plus si l'on poursuit le laminage .

La texture stable dépend en partie de l'histoire antérieure du métal , en particulier , la texture de laminage peut être perturbée par une texture initiale très marquée (texture de fonderie ou de laminage à chaud par exemple) .

La texture stable dépend également de la température à laquelle est effectuée le laminage , une déformation à l' N_2 liquide fait apparaître une texture de laminage différente de la texture observée à $20^{\circ}C$. De plus , suivant les conditions de frottement , il apparaît une texture superficielle différente de la texture à coeur et pouvant intéresser un volume de métal important .

En résumé , à l'échelle du grain , le laminage à froid provoque un changement de forme et modifie l'orientation cristalline des grains , ceci se traduit par la formation d'une " texture de laminage " .

2 . 6 - Restauration et Recristallisation :

Les modifications structurales entraînées par le laminage à froid modifiant , comme on l'a vu , les propriétés physiques et mécaniques des métaux . Mais on peut généralement restaurer les propriétés et la structure que le métal

possédait avant déformation au moyen d'un recuit : l'agitation thermique, en augmentant la vitesse des phénomènes, permet en effet un retour vers l'état d'équilibre, ce retour plus ou moins complet, s'effectue essentiellement selon trois processus : la restauration, la recristallisation et le grossissement du grain.

2 . 6 . 1 - Restauration :

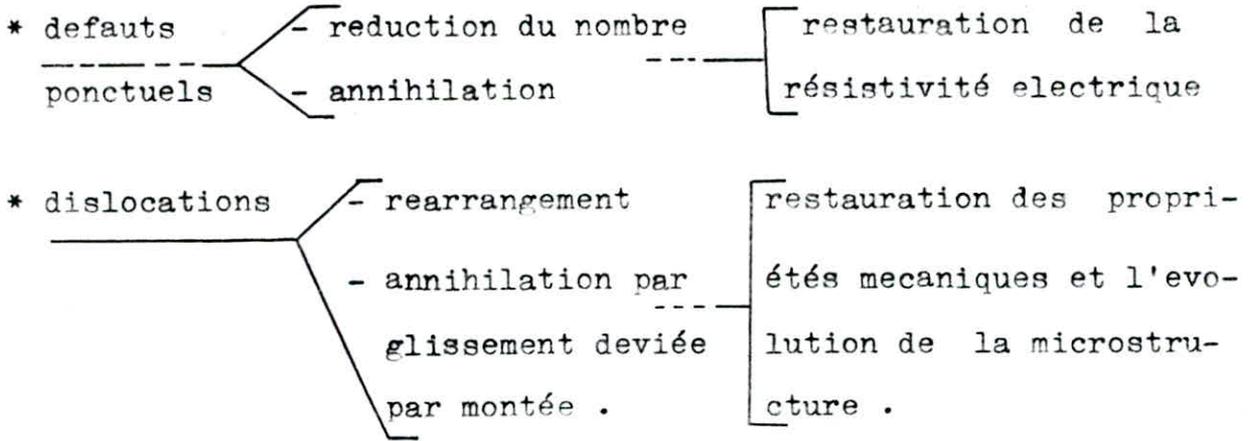
Un échauffement jusqu'aux températures relativement peu élevées (d'habitude, inférieures à $0,2$ ou $0,3 T_f^\circ$) déclenche le processus de restauration, terme qui traduit la suppression des micro contraintes de deuxième type et, enfin en partie, des distorsions du réseau cristallin (contrainte du troisième type) sous l'effet de la diminution de la densité des défauts structuraux ; pourtant, dans ces conditions on n'observe pas encore par rapport à l'état déformé des modifications de structure décelables au microscope optique.

La restauration s'effectue en deux étapes, la première appelée détente, a lieu aux températures inférieures à $0,2 T_f^\circ$, lorsque la quantité de défauts ponctuels (lacunes) diminue et les dislocations se redistribuent sans qu'il se forme de nouvelles surfaces de séparation.

La deuxième étape de restauration, appelée polygonisation, est une fragmentation des grains en blocs plus petits, légèrement désorientés les uns par rapport aux autres.

Généralement, la restauration est caractérisée par l'immobilité des joints de grains et la réduction du nom-

nombre et rearrangement des défauts .



On peut concrétiser quelques phénomènes par le graphique ci-dessous .

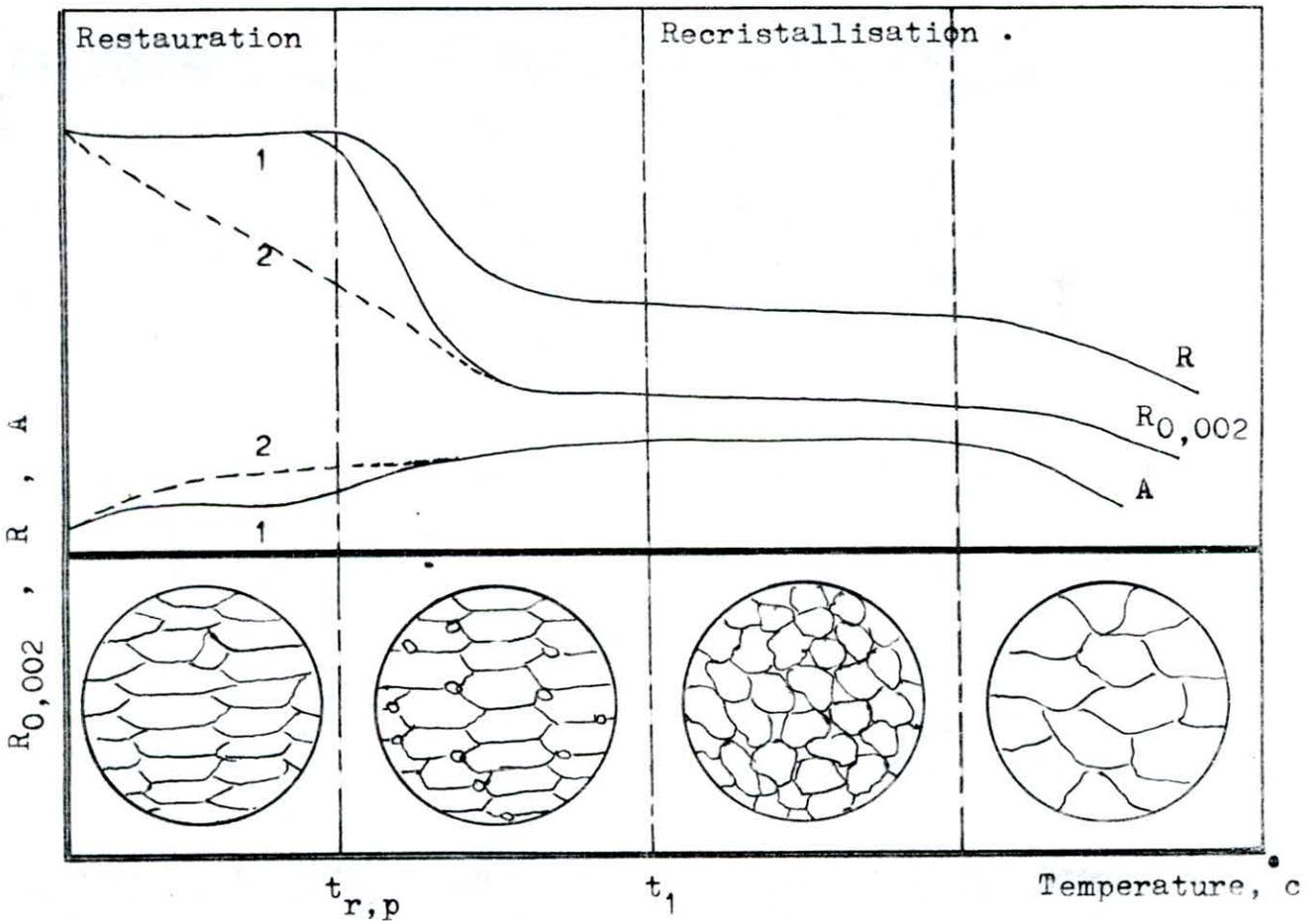


fig . 2 . 2 : Influence du chauffage sur les propriétés mécaniques et la structure d'un metal durci par déformation .

* $t_{r,p}$: temperature de recristallisation sur place .

Sur la figure 2 . 2 precedente , on remarque que :

- 1 - 1 : la restauration ne modifie pas l'ensemble des propriétés mecaniques .
- 2 - 2 : sous l'effet de la restauration , la resistance de certains métaux , par exemple celle de l'Al , du Ti , des monocristaux de Mo , du W , diminue sensiblement , alors que leur plasticité augmente .

On note qu'avec l'augmentation de la temperature , la resistance des métaux déjà cités augmente , ainsi qu'à moment défini de polygonisation , la dureté , la limite élastique , la limite élastique conventionnelle , la limite de fatigue du cuivre , du nickel et leurs alliages , ainsi que leur plasticité s'améliorent , en parallele , les effets des non élastiques diminuent , la consolidation résulte de la fixation des dislocations mobiles par les atomes des inclusions et dans les parois de dislocations apparues pendant la polygonisation du métal déformé .

2 . 6 . 2 - Recristallisation :

2 . 6 . 2 . 1 - Recristallisation primaire :

Le processus de cette dernière se déclenche en fonction de la temperature , ce qui implique que la mobilité des atomes croit si la temperature continue à augmenter , et lorsque la temperature avoir un niveau défini , il se forme de nouveaux grains équiaxiaux .

La recristallisation primaire est caractérisée par deux mécanismes :

- germination est décelée par la croissance des cellu-

cellules de polygonisation et la coalescence de ces dernières .

- croissance ; au delà d'un critique force motrice (énergie de déformation plastique stockée) .

On note que la déformation initiale ϵ_i est fonction de :

- $T^{\circ}_{recuit} \gg T^{\circ}_{recristallisation} \implies$ recristallisation .

- Δt : (le temps de maintien à la temperature de recuit T°_{recuit}) .

N . B : $T^{\circ}_{recuit} = f (D_i ; \text{taille du grain} , \epsilon_i , \Delta t , \text{pureté})$.

$D_{F; \text{taille finale}} = f (\epsilon_i , T^{\circ}_{recuit})$.

2 . 6 . 2 . 2 - Lois de recristallisation :

Pour avoir la recristallisation , il faut avoir :

$$\boxed{\epsilon_i > \epsilon_{\text{critique}} (D_i) .}$$

- si D_i augmente $\implies \epsilon_{\text{critique}}$ augmente .
- si ϵ_i diminue $\implies T^{\circ}_{recrist.}$ augmente .
- si Δt augmente $\implies T^{\circ}_{recrist.}$ diminue .
- si ϵ_i augmente et , ou T°_{recuit} diminue $\implies D_f$ diminue .
- les nouveaux grains ne croissent pas aux dépens des grains adjacents d'orientations voisines .
- pour les fractions $f_{\text{rec.}} (t)$ fractions recristallisée il y a une période d'incubation suivie d'une période de croissance jusqu'à $f_{\text{recristallisée}} = 1$.

La fraction recristallisée est donnée par :

$$f_{\text{recrist.}} (\epsilon_i, T, t) = 1 - \text{Exp} (-B (\epsilon_i, T) \cdot t^n)$$

tel que :

$$B (\epsilon_i, T) = B \cdot \epsilon_i \cdot \text{Exp} (-n \cdot \frac{Q (\epsilon_i)}{R \cdot T})$$

et $B = \epsilon^{-n}$

la figure ci - dessous montre l'evolution de $f_{\text{recrist.}}$ en fonction de $\ln(t)$.

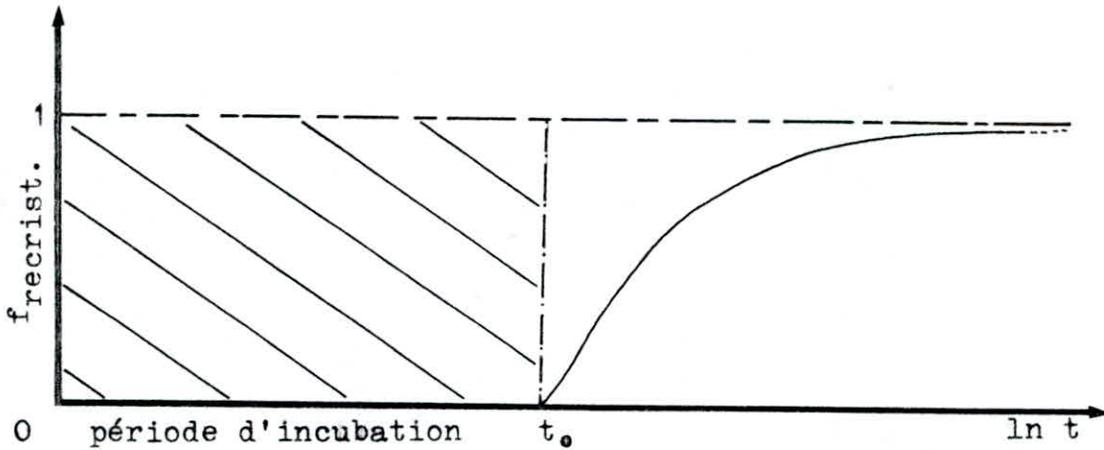


fig . 2 . 3 : variation de $f_{\text{recrist.}} = f (\ln(t))$.

- si la pureté du métal augmente $\Rightarrow T_{\text{recuit}}^{\circ}$ diminue .

2 . 6 . 2 . 3 - Recristallisation secondaire :

Si quelques uns parmi les nouveaux grains ont une tendance à la croissance préférentielle , la recristallisation à lieu est dite secondaire .

Les grains à grande vitesse de croissance peuvent être considérés par convention comme centres de germination , d'où la denomination de recristallisation secondaire de ce processus .

Cette étape est caractérisée par :

- force motrice : énergie interfaciale des joints , redu-

réduction de l'aire totale des joints .

- contrôle de la taille et de la forme du grain .

- si la taille du grain
diminue

- limite élastique augmente .
- ecrouissage augmente .
- ductilité augmente .
- T° transition , ductilité , fragilité diminue .
- résistance au fluage diminue .
(déformation à chaud)
- attaque chimique augmente .
- précipitation et ségrégation aux joints augmentent .

On note que la dimension du grain est fonction des paramètres suivants : température , temps , et degré de déformation . La dimension du grain recristallisé influe sensiblement sur les propriétés du métal , cette influence être exprimée par les schémas suivants :

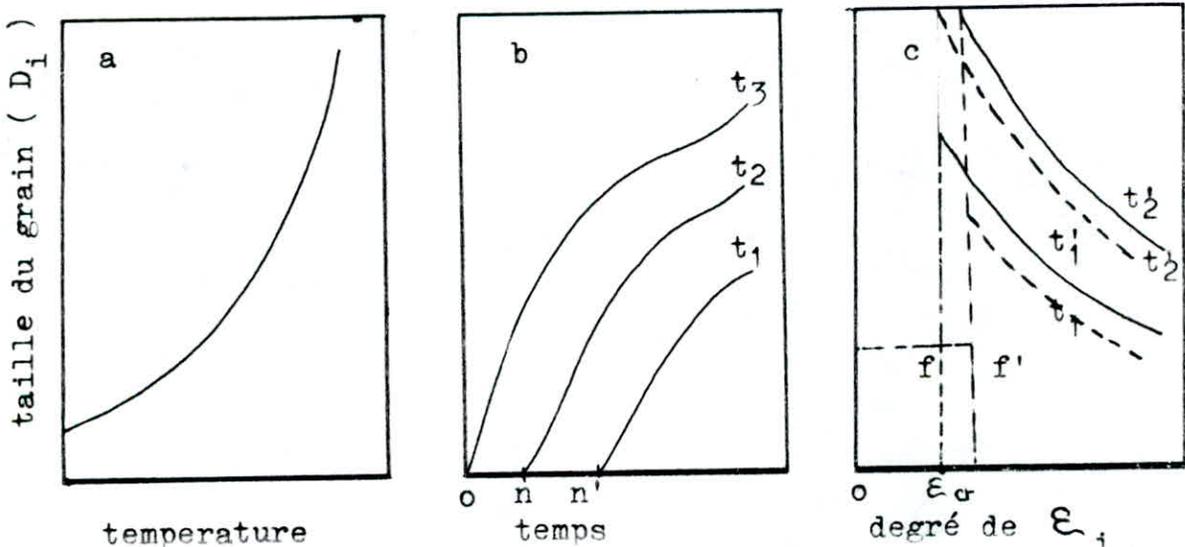


fig . 2 . 4 : Evolution de $D_i = f(T^{\circ} , t , \epsilon_i)$.

permettant alors d'obtenir pratiquement un état d'équilibre structural , ainsi qu ' elles favorisent et provoquent les opérations d'homogénéisation , de recristallisation et de suppression des contraintes résiduelles .

Suivant les conditions thermiques de sa réalisation , ce traitement permet d'éliminer l'hétérogénéité chimique et physique produite par les traitements ultérieurs .

On signale que , dans la plupart des cas industriels , le recuit est un traitement thermique préalable ; il est appliqué aux pièces moulées , forgées , laminées . En diminuant la résistance et la dureté , le recuit améliore l'usinabilité des aciers à haut et à moyen carbone, en affinant le grain , en supprimant les contraintes internes et en uniformisant l'homogénéité structurale , le recuit contribue à l'amélioration de la plasticité et de la ductilité par rapport aux propriétés produites par le moulage , par le forgeage et par le laminage .

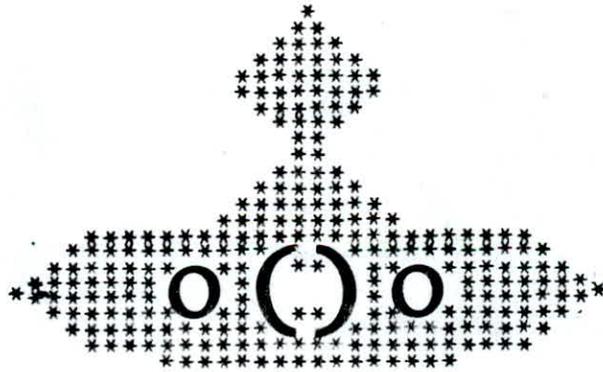
Dans certains cas , par exemple , dans celui de nombreuses pièces de fonderie , le recuit est un traitement thermique terminal , du fait que dans ces conditions , les contraintes résiduelles n'existent pratiquement pas et la déformation qu'elles peuvent produire est minimale .

* C O N C L U S I O N *

En conclusion , on signale que le laminage à froid est essentiellement une opération de mise en forme par déformation plastique , dans les métaux , cette déformation s'obtient par glissement suivant certains plans et d'éc-

directions de glissement .

Toute déformation plastique a des effets sur la structure et la texture cristalline , effets qui ont des conséquences sur les propriétés macroscopiques du métal , ainsi , le durcissement par écrouissage est une conséquence normale de toute opération de mise en forme à froid, les modifications apportées aux propriétés du métal dépendant cependant du mode de déformation et de l'importance de celle-ci .



CHAPITRE : 3

- Foyer de déformation /

Bien que l'étude analytique et expérimentale du foyer de déformation occupe une place importante dans les travaux des spécialistes, il nous apparaît intéressant de mettre en évidence quelques particularités de la variation des contraintes de contact dans le foyer de déformation et de la longueur de l'arc d'entraînement lors du laminage à froid. Il est tout d'abord nécessaire d'évaluer l'influence exercée sur les paramètres cités par la compression élastique des cylindres et par le retablissement élastique de la bande à la sortie du foyer de déformation, de plus, il faut examiner de quelle façon la géométrie du foyer de déformation et les autres facteurs agissant sur ces paramètres.

3.1 - Géométrie du foyer de déformation :

Il est nécessaire de signaler que toute section obtenue est dépende de la géométrie du foyer de telle sorte que le champ de contrainte l'outil déformant, disant que cette géométrie est limitée par le nombre des cylindres de travail et d'appui qui mises en jeu.

La figure (3.1b) montre la disposition du contre champ et leur répartition, ainsi que la géométrie du foyer de déformation dans un laminoir duo.

A l'aide de cette dernière, on détermine l'équation

du laminage à l'équilibre où la somme des forces agissant égale à zero les directions x et y respectivement .

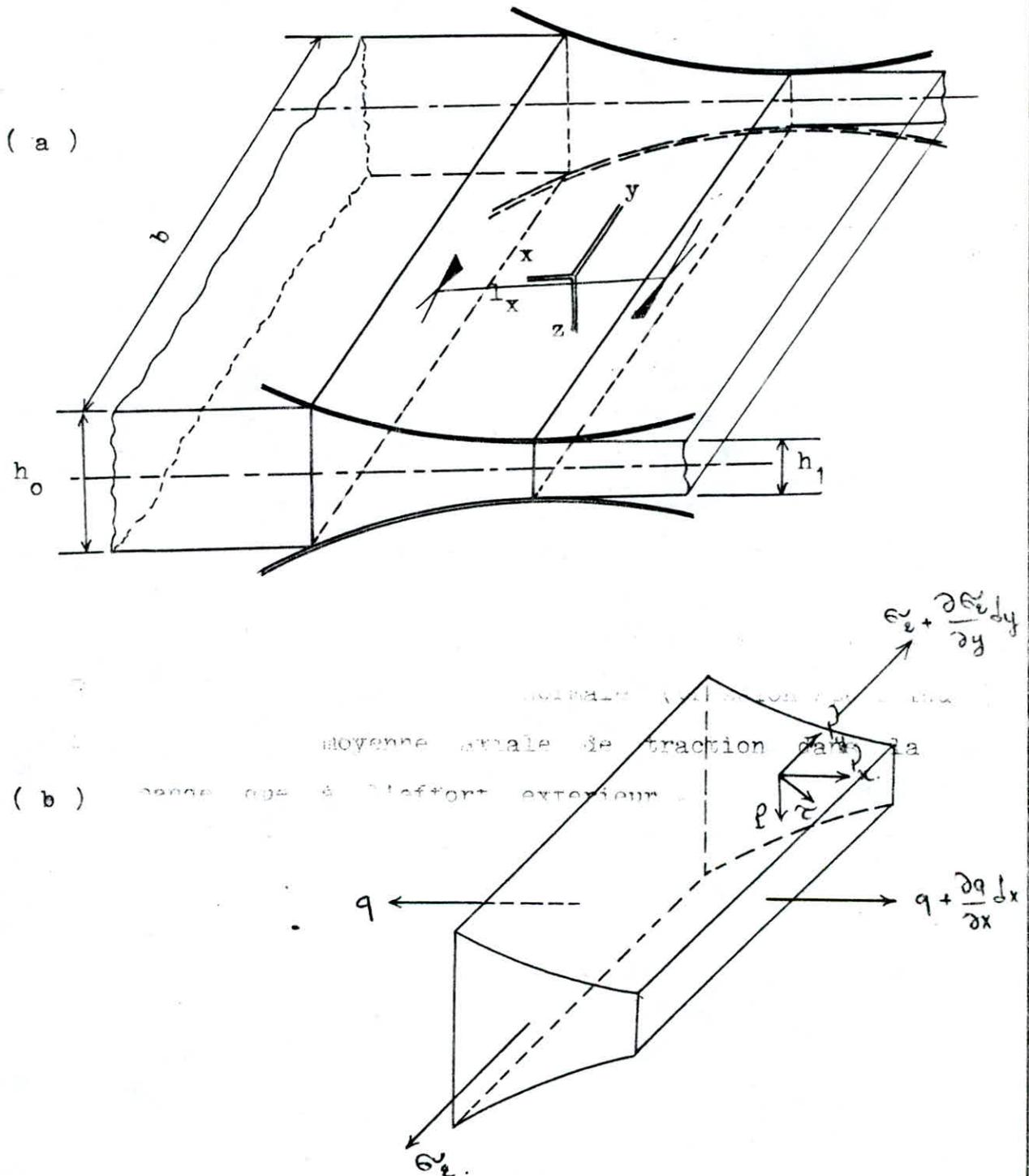


fig . 3 . 1 : geometrie du foyer .

- τ : contrainte de contact tangentielle (f. de frottement)
- P : " " " normale (pression spécifique)
- q : " " " moyenne axiale de traction dans la bande due à l'effort extérieur .

- h_x : la hauteur à la distance x dans le foyer de déformation .

Suivant l'axe des x , on a :

$$(q + dq) \cdot (h_x + dh_x) + p \cdot \sin \alpha \cdot \frac{dx}{\cos \alpha} - q \cdot h_x - \tau \cdot \cos \alpha \cdot l_x = 0 \quad (I)$$

on a : $\sin \alpha = \frac{dh_x}{l_x}$ et $\tan \alpha = \frac{dx}{l_x}$

la combinaison de (I) et (II) donne :

$$q \cdot h_x + q \cdot dh_x + dq \cdot h_x + dq \cdot dh_x + p \cdot \frac{\sin \alpha}{\cos \alpha} dx - q \cdot h_x - \tau \cdot \cos \alpha \cdot l_x = 0$$

divisant par h_x , on aura :

$$\begin{aligned} & q \cdot \frac{dh_x}{h_x} + dq + dq \cdot \frac{dh_x}{h_x} + p \cdot \tan \alpha \cdot \frac{dx}{h_x} - \tau \cdot \cos \alpha \cdot \frac{l_x}{h_x} = 0 \\ \Rightarrow & q \cdot \frac{dh_x}{h_x} + dq + dq \cdot \frac{dh_x}{h_x} + p \cdot \frac{\tan \alpha}{h_x} \cdot \frac{dx}{\tan \alpha} - \tau \cdot \cos \alpha \cdot \frac{\tan \alpha}{h_x} \cdot \frac{l_x}{h_x} = 0 \\ \Rightarrow & dq + (q + p) \cdot \frac{dh_x}{h_x} + dq \cdot \frac{dh_x}{h_x} - \frac{\tau}{\tan \alpha} \cdot \cos \alpha \cdot \frac{\sin \alpha}{\cos \alpha} \cdot \frac{l_x}{h_x} = 0 \\ \Rightarrow & dq + (q + p) \cdot \frac{dh_x}{h_x} + dq \cdot \frac{dh_x}{h_x} - \frac{\tau}{\tan \alpha} \cdot \frac{\sin \alpha}{h_x} \cdot \frac{dh_x}{\sin \alpha} = 0 \end{aligned}$$

on aboutira finalement à :

$$dq + (q + p) \cdot \frac{dh_x}{h_x} + dq \cdot \frac{dh_x}{h_x} - \frac{\tau}{\tan \alpha} \cdot \frac{dh_x}{h_x} = 0$$

on néglige les infiniments petits du 2^e ordre , donc l'

équation du laminage principale s'écrit :

$$\boxed{dq + (q + p) \cdot \frac{dh_x}{h_x} + dq \cdot \frac{dh_x}{h_x} - \frac{\tau}{\tan \alpha} \cdot \frac{dh_x}{h_x} = 0}$$

Il s'est avéré que l'équation du laminage à l'équilibre dans le foyer de déformation est caractérisée par :

- une hauteur h_x qui représente l'épaisseur de la bande laminée à la distance x , initialement $h_x = h_0$ et finalement $h_x = h_1$.
- un arc d'entraînement considéré comme une droite de longueur définie .
- une largeur b considérée constante durant le laminage .

- la déformation élastique et plastique de la cage du laminoir ainsi que la géométrie du foyer de déformation .

3 . 2 . Surface de contact :

Si en parlant du foyer de déformation , en parlant forcément de la surface de contact , cette qui comprise entre deux cylindres , l'un de travail et l'autre d'appui .

La perspective montre deux vues , l'une est la vue de droite et l'autre la vue de dessous .

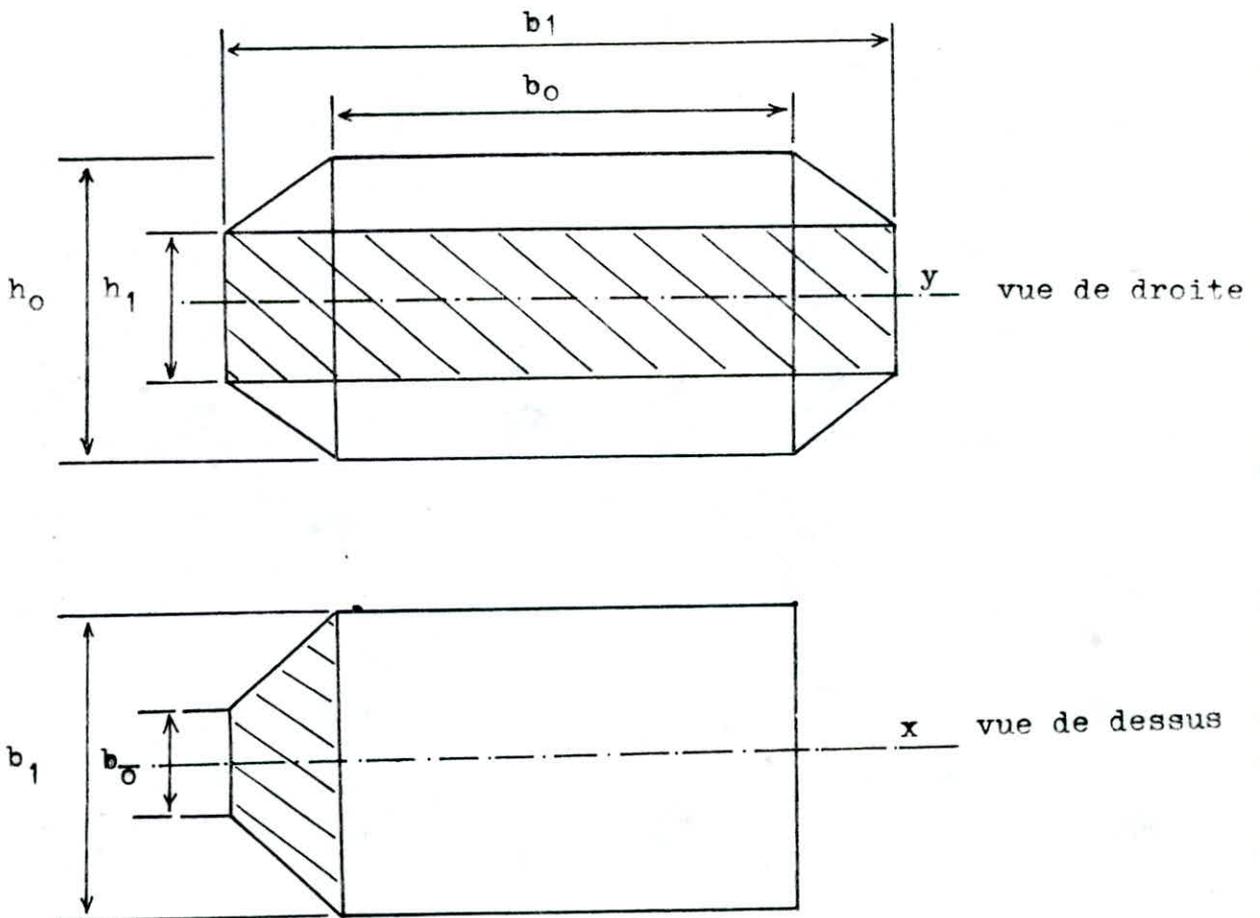


fig . 3 . 2 : surface de contact .

La surface de contact est en fonction de plusieurs paramètres tels que : Les rayons des cylindres d'appui et

de travail , la hauteur initiale et finale , la largeur initiale et finale (b_0 et b_1) de la bande .

En effet , la surface de contact est caractérisée par :

- la longueur de l'arc d'entraînement qui est donnée

par : $\widehat{AB} = l_a$: longueur de l'arc d'entraînement .

$$\widehat{AB} = \alpha \cdot R \quad (\alpha \text{ en degrés})$$

pour tout angle α correspond une valeur x (rad)
360 2 π ..

d'où $x = \frac{2 \cdot \pi \cdot \alpha}{360} \Rightarrow \widehat{AB} = l_a = \frac{2 \cdot \pi \cdot \alpha}{360} \cdot R \quad (\text{rad})$

- la corde d'entraînement : $l_c = \overline{AB}$.

$$\overline{AB}^2 = \left(\frac{\Delta h}{2}\right)^2 + R^2 \cdot \sin^2 \alpha$$

d'où $\overline{AB} = l_c = \left(R^2 \sin^2 \alpha + \left(\frac{\Delta h}{2}\right)^2\right)^{\frac{1}{2}}$

- la largeur moyenne de la surface de contact :

$$b_m = \frac{1}{2} \cdot (b_0 + b_1) ; \text{telles que :}$$

b_0 : largeur initiale .

b_1 : largeur finale .

- projection de la surface de contact sur l'horizontal :

$$f_x = S_x = b_m \times l_x$$

d'où $S_x = \frac{1}{2} \cdot (b_0 + b_1) \cdot \sqrt{R \cdot \Delta H - \left(\frac{\Delta H}{2}\right)^2}$

- projection de la surface de contact sur le vertical :

$$S_t = S_c = l_c \times b_m$$

d'où $S_y = \left(S_c^2 - S_x^2\right)^{\frac{1}{2}}$

3.3 - Elargissement /

Tous ceux qui ont étudié le mécanisme du laminage des produits larges et plats ont également admis qu'au cours du laminage il n'apparaît aucun élargissement significatif du métal. Autrement dit, on suppose que les variations des dimensions du produit se limitent exclusivement à une augmentation de la largeur et à une diminution de l'épaisseur, on a déjà discuté précédemment la signification de cette hypothèse en établissant qu'une déformation homogène ne peut apparaître que si le métal est capable de se déformer librement dans toutes les directions, le " fluage bi - dimensionnel " qui nous concerne ici est appelé déformation plane homogène et, selon N A D A I *, les valeurs de cette dernière sont obtenues en multipliant les valeurs de la résistance à la déformation homogène par 1,15.

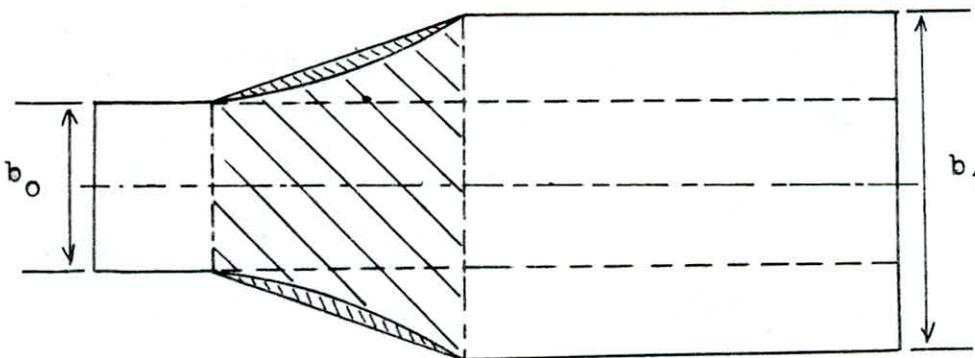


fig . 3 . 3 : écrasement du métal .

Avant de terminer, il faut noter que la tendance à l'élargissement du métal est réduite quand on utilise des cylindres de petit diamètre, on peut espérer réduire

ainsi , si non totalement éliminer , la tendance aux criques latérales présentée par certains métaux .

* - N A D A I . A and W A H L A.M " plasticity " , published by Mc Graw - Hill Book Co . Ltd , 1931 .

3 . 4 - Déformation élastique au foyer /

On a déjà signalé que la résistance à la déformation offerte par le métal en cours de laminage a pour effet de tendre élastiquement toutes les parties se trouvant dans le foyer de déformation . Cette extension augmente partiellement la distance comme étant l'ouverture passive du laminoir S_0 (section droite) , de même , les parties des cylindres qui à chaque instant sont en contact avec le metal en cours du laminage , et dans le cas des quartos , la surface de contact entre les cylindres d'appui et de travail se déforment élastiquement , ou s'écrasent exactement comme les pneus d'une voiture au contact de la piste , mais évidemment beaucoup moins .

Naturellement , plus la résistance à la déformation offerte par le métal en cours de laminage sera grande , plus la différence entre la distance H , appelé ouverture active , et S_0 ouverture passive sera grande .

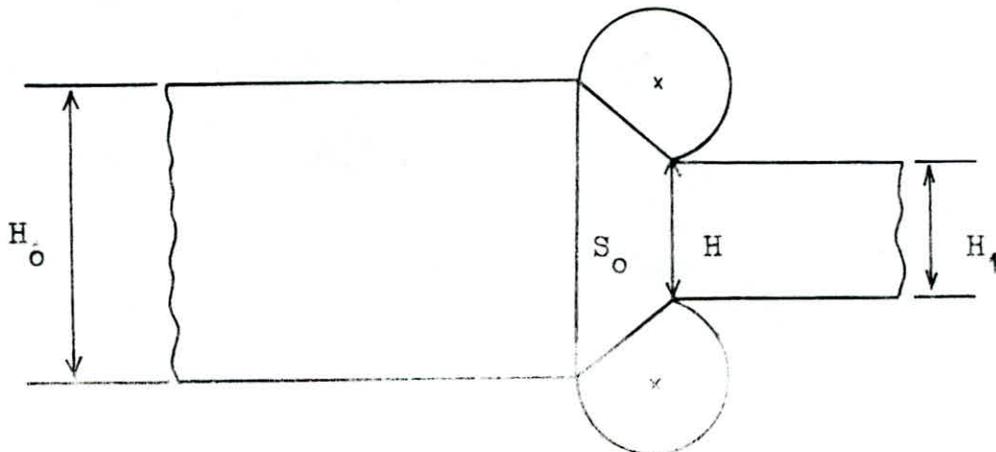


fig 3 . 4 : l'aplatissement .

Il est clair que pour un réglage donné des cylindres c'est à dire pour une ouverture passive donnée, si on lamine des métaux différents, par exemple du plomb et de l'acier, de même épaisseur et de même largeur à l'origine, après laminage l'épaisseur du plomb sera inférieure à celle de l'acier, en effet, le matériau le plus dur, offrant la résistance à la déformation la plus grande, provoque une extension plus grande de l'ouverture passive.

Examinant le graphe ci-dessous :

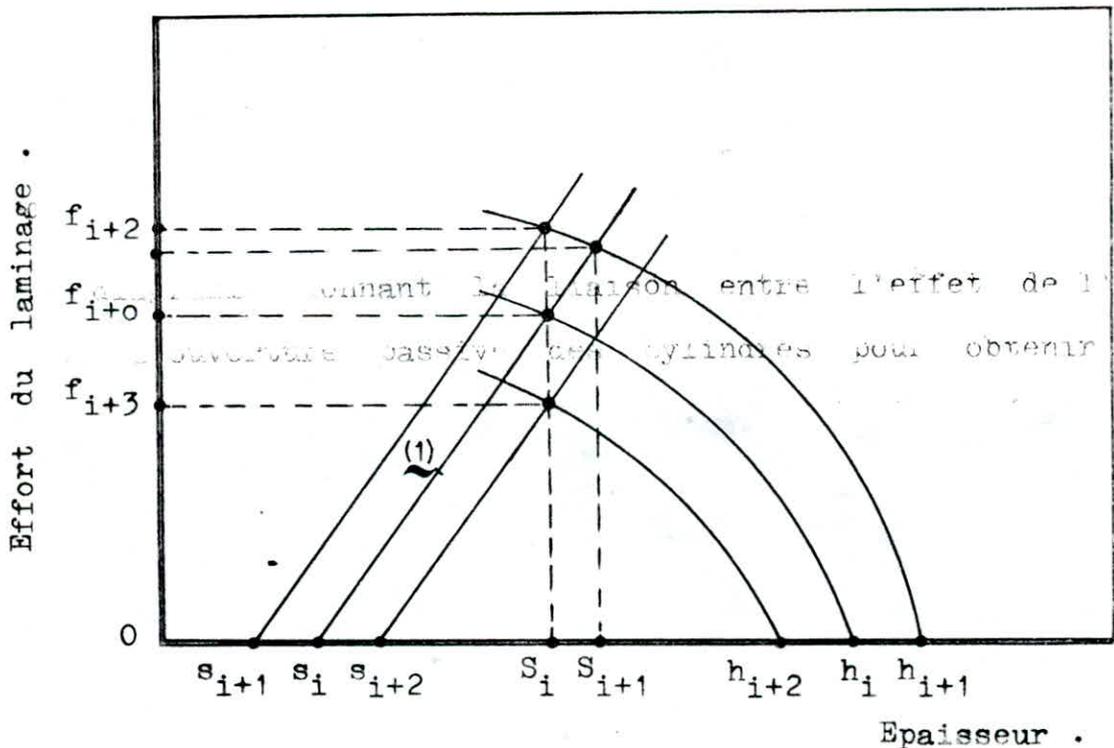


fig . 3 . 5 : Evolution d'effort en fonction de H .

- s : ouverture passive .
- S : épaisseur de sortie .
- h : épaisseur d'entrée .

Le diagramme donnant la liaison entre l'effet de l'effort et l'ouverture passive des cylindres pour obtenir une épaisseur de sortie constante en partant d'une épai-

isseur d'entrée variable .

L'effort f_{i+3} sera inférieur à f_i , donc , il est clair que si , au cours du laminage , la seule variable est l'épaisseur initiale , on ne pourra obtenir une épaisseur de sortie constante que si l'effort augmente quand l'épaisseur initiale augmente et vice versa .

En se reportant aux rapports de Sims et Briggs * , on verra que la méthode de contrôle A.G.C.(S) est basée sur l'utilisation de l'équation de la droite (1) , la pente M de cette droite appelée coefficient d'élasticité du laminoir est :

$$M = \frac{f}{s - s_0}$$

où : f : effort de laminage .

s : épaisseur de sortie désirée .

s_0 : ouverture passive des cylindres .

* - Sims R.B and Briggs P.R.A. " control of strip thi-

Cette équation peut s'écrire :

$$s = s_0 + f / M$$

Sims et Briggs disent : (si on sait déterminer des quantités électriques proportionnelles à f / M et à s_0 , leur somme donnera une mesure de l'épaisseur de la bande s .) .

En conclusion , la déformation élastique dans le foyer de déformation est nul . Autrement dit , le problème du laminage est considéré comme un problème dans le plan , les contraintes sont des contraintes à deux dimensions .

* - Sims R.B and Briggs P.R.A. " control of strip thi-

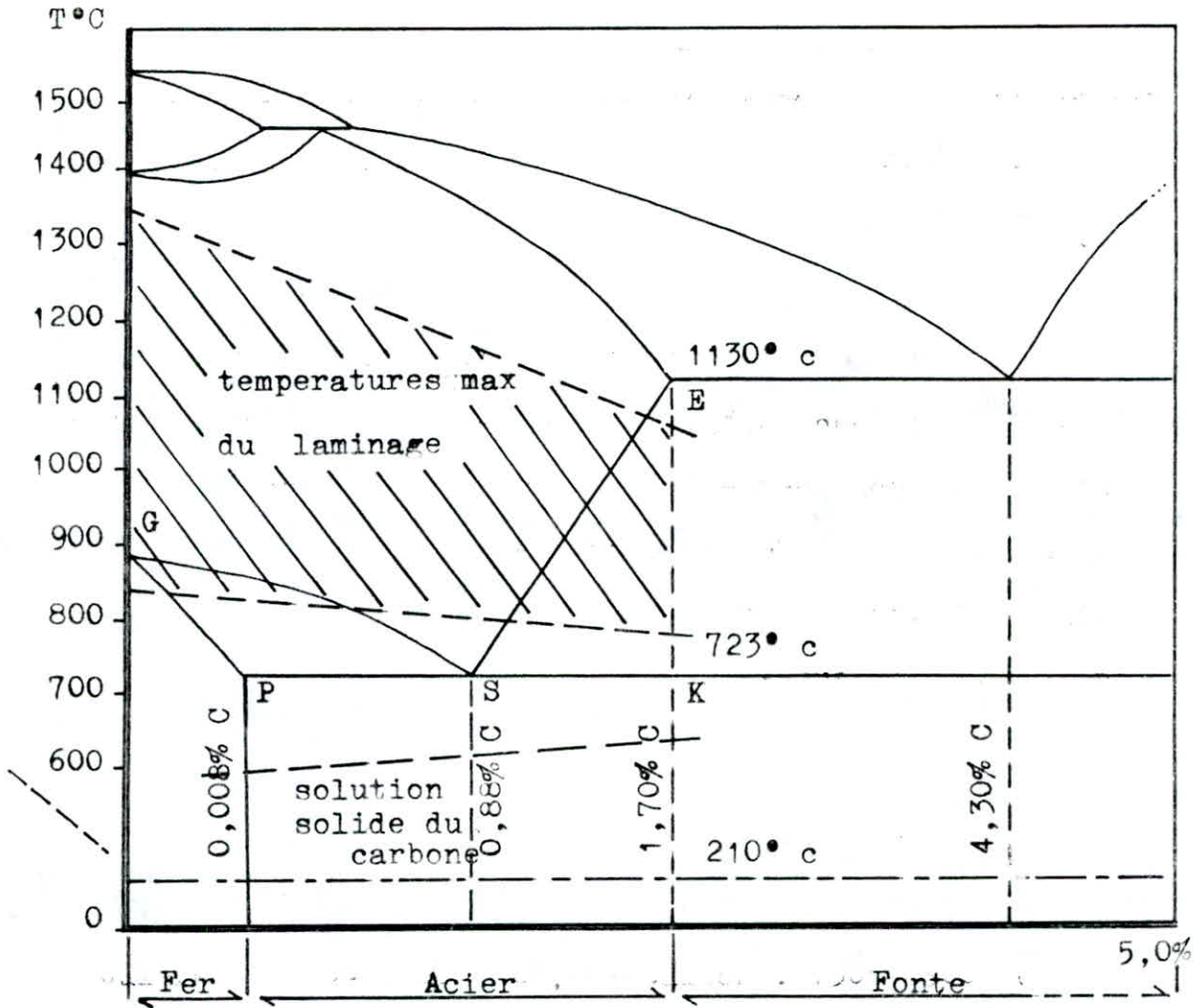


fig : 4 . 1 - température du laminage des aciers à carbone

Bronze : 800 - 920° c ; - Nickel : 1250 - 1320° c
 - Aluminium : 400 - 500° c ; - Titane : 800 - 880° c ; etc.

Pour les aciers hypoeutectoides , la température minimale est supérieure de 50 à 100° c que celle de la ligne G S , pour les aciers hypereutectoides , la température minimale est supérieure de 50 à 100° c à celle de la ligne S K . La température du chauffage maximale se situe entre 150 et 200° c au dessous de la ligne de solidus .

* Températures de chauffage des métaux non ferreux et des alliages :

- Cuivre : 850 - 950° c ; - Laiton : 750 - 900° c
- Bronze : 800 - 920° c ; - Nickel : 1250 - 1320° c
- Aluminium : 400 - 500° c ; - Titane : 800 - 880° c ; etc...

* Temperatures maximales de chauffage et de brûlure du metal .

Tableau (03)

Alliages	T ₁ de chauffage	T ₂ de brûlu	T ₂ - T ₁
Acier au Car. 1,5%	1050° c	1140° c	90° c
.. .. 1,1%	1080° c	1180° c	100° c
.. .. 0,9%	1120° c	1220° c	100° c
.. .. 0,7%	1180° c	1280° c	100° c
.. .. 0,5%	1250° c	1350° c	100° c
.. .. 0,2%	1320° c	1470° c	150° c
.. .. 0,1%	1350° c	1490° c	140° c
.. .. Mn, Si 3%	1250° c	1350° c	100° c
.. .. Ni 13%	1250° c	1370° c	120° c
.. .. Ni, Cr 8%	1250° c	1370° c	120° c

La figure 4 . 2 , ainsi la figure 4 . 3 illustrent la variation des propriétés plastiques de l'acier inoxydable en fonction du rapport austénite / ferrite (γ/α) dans le metal .

* a-b : domaine structurale des aciers austenitique et ferritique à la temperature élevée .

* c-d : domaine structurale biphasé à la temperature élevée .

* A : domaine de plasticité satisfaisante .

* B : ^ ^ ^ moyenne .

* C : ^ ^ ^ basse .



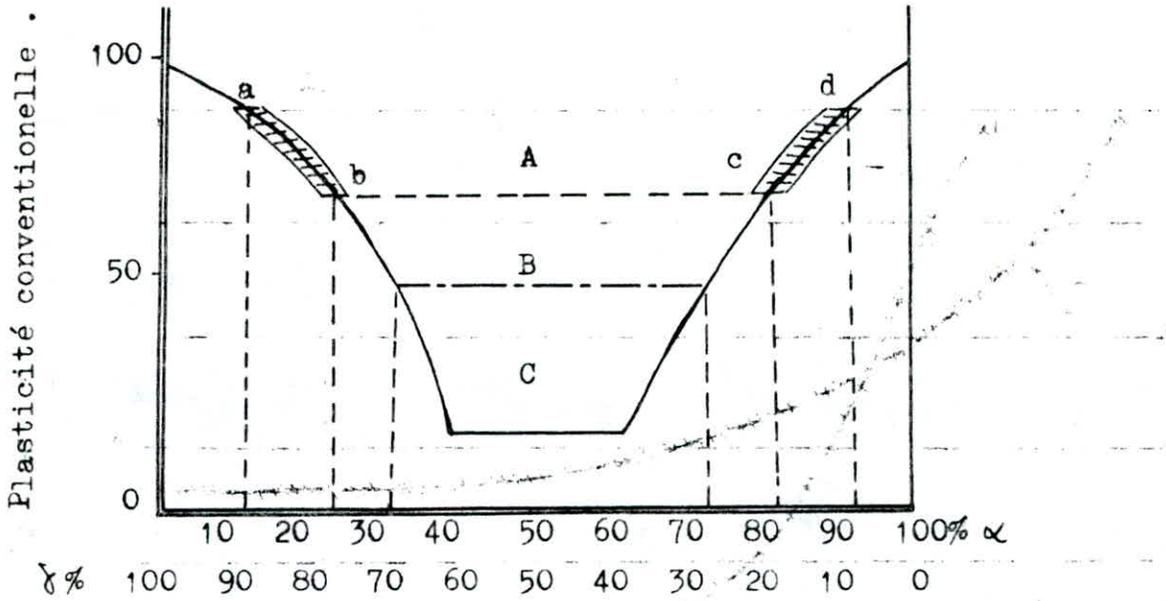
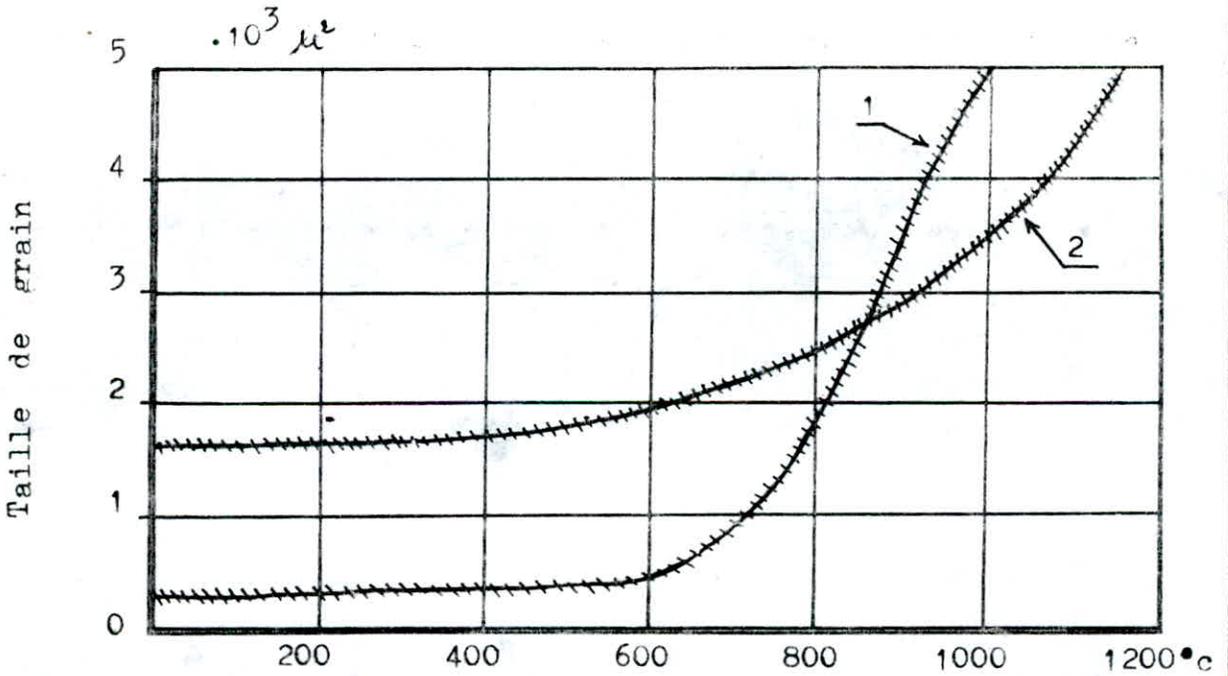


fig : 4 . 2 - Variation de la plasticité en fonction de (γ et α) .



1 - Acier ferritique .

2 - Acier austenitique .

fig : 4 . 3 - Variation de la taille du grain en fonction de la temperature .

- Perte du métal : (Formation des battitures).

L'intensité de la formation des battitures lors du chauffage du métal dépend de la composition chimique de ce dernier, du régime de chauffage (Température - Temps), de l'atmosphère dans le four, et de l'état de surface du métal.

Le métal se réagissant avec O_2 , Co_2 et H_2O , à la fin de la réaction, on observe des parcelles métalliques qui se sont composées par :

- 60 90 % de FeO .

- 04 40 % .. Fe_2O_3 .

- 0 05 % .. Fe_3O_4 .

Le critère important de chauffage est la perte du métal par la formation des battitures.

La formule ci-dessous envisage la perte spécifique du métal par la formation des battitures :

$$\Delta m / A_0 = k_0 \cdot \tau^{\frac{1}{2}} \cdot \exp (- Q / (R \cdot T)) .$$

tels que :

- Δm : la masse perdue du métal, (en kg).
- A_0 : la surface au contact de la chaleur, (en m^2).
- k_0 : Coefficient dépend de la chaleur fournie au four.
- Q : Flux thermique, (en W).

Le tableau 04 et la figure 4. 10, montrent cette évolution.

Tableau (04)

		perte du metal (en $kg / 100 kg$) .							
$T^{\circ}C$	τ mass.	8,0h	5,3	4,7	4,0	3,2	2,5	1,8	1,5
1250	20,0	1,319	1,18	1,118	1,037	0,936	0,816	0,665	0,605
1200	16,0	1,235	1,048	0,965	0,872	0,758	0,623	0,488	0,436
1100	12,5	0,996	0,820	0,758	0,685	0,591	0,488	0,374	0,332
1000	10,0	0,726	0,581	0,540	0,488	0,415	0,353	0,270	0,239
900	08,0	0,488	0,415	0,384	0,353	0,301	0,249	0,187	0,166
750	06,3	0,259	0,249	0,228	0,218	0,187	0,166	0,135	0,114

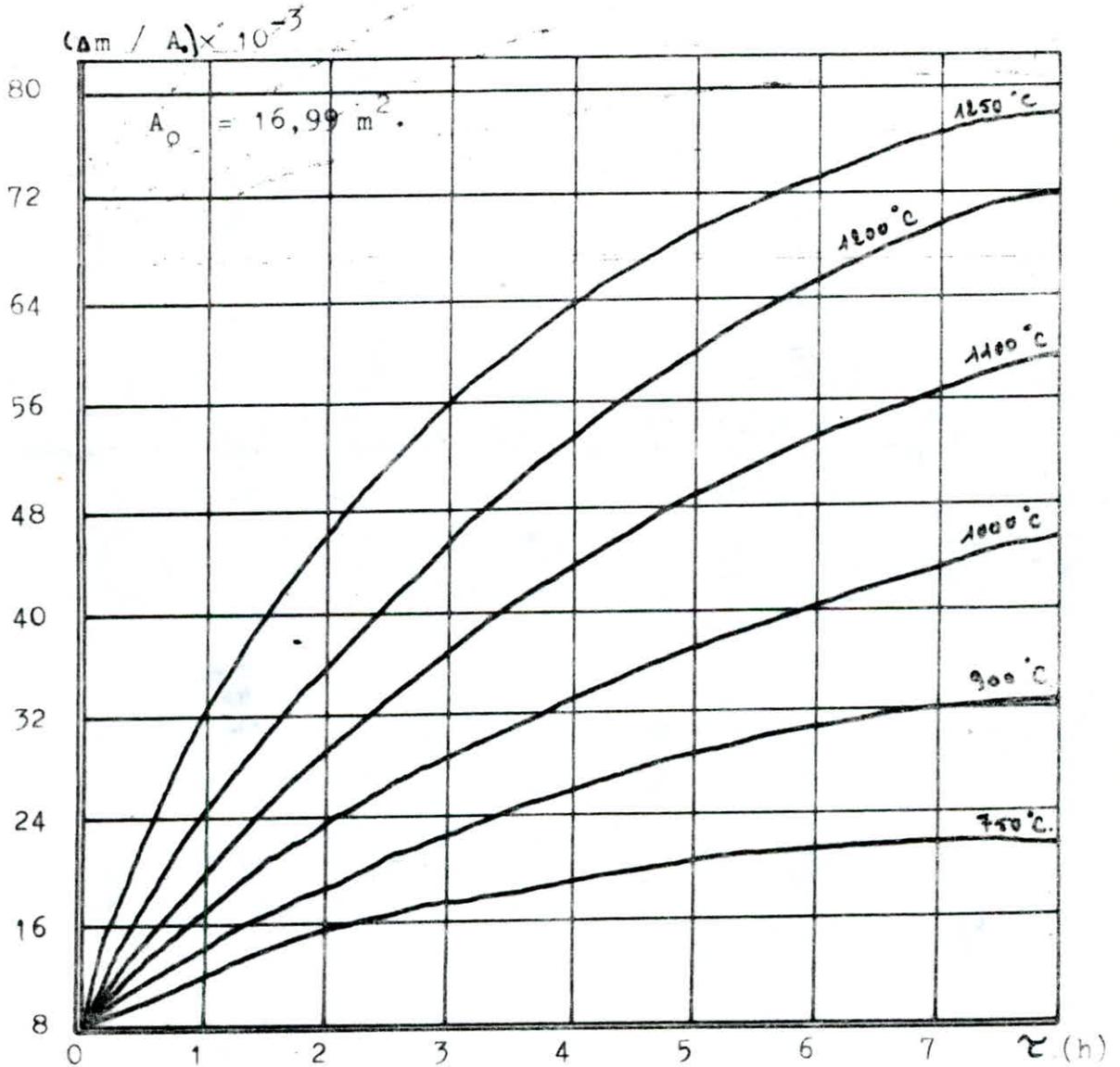


fig : 4 . 10 - Influence de la durée de chauffage sur

la masse initiale du lingot .

- R : Constante des gaz parfaits . (2 cal. mole⁻¹ . °k⁻¹) .
- T : la température . (en °k) .

Une autre formule donne la durée de chauffage (τ) en fonction de plusieurs paramètres .

$$\tau = \alpha \cdot k \cdot D \cdot D^{\frac{1}{2}}$$

tels que :

- α : coefficient de disposition des ébauches à réchauffer .
- k : coefficient de conductibilité de la température (déterminé expérimentalement) .
- D : diamètre de la section transversale de l'ébauche .

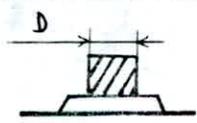
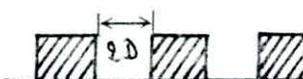
Disposition des ébauches .	α	Disposition des ébauches .	α
	1,0		1,0
	1,0		1,4
	2,0		4,0
	1,4		2,2
	1,3		2,0
			1,8

fig : 4 . 9 - Influence de la disposition des ébauches sur la durée de chauffage .

4 . 3 - Temperature de chauffage /

L'étude et le calcul du régime thermique du laminage des bandes font l'objet d'un grand nombre de travaux théoriques et expérimentaux .

1 - Chauffage du produit laminé :

Les lingots sont enfournés debout dans les fours pits qui sont constitués par des cellules disposées en batterie , le nombre de cellules d'une batterie est choisi de manière à assurer l'écoulement normal des lingots l'acierié et le laminoir .

Les fours pits sont dotés de un ou plusieurs brûleurs selon les types de fours , et dont tous les combustibles gazeux ou liquides qui convient , mais en pratique , le gaz de haut fourneau est le plus utilisé , car il est disposé en abondance dans les usines métallurgiques .

La regulation de la temperature , la regulation de combustible , ainsi que la regulation de la pression sont assurées par des systèmes de contrôle et de régulation .

Les demi - produits doivent subir un réchauffage à la temperature du laminage avant leur mise en forme en profils désirés , une large gamme de fours permettant cette opération , le four le plus répandu est le four poussant , celui - ci est un four à traversé par une nappe de produits progressant sous l'effet d'une pousseuse mécanique et dans lequel le métal s'échauffe progressive -

ment au fur et à mesure de son avancement, ce chauffage à contre courant est le plus rationnel, car les fumées sortant du côté où les produits sont froids, elles se trouvent épuiser au maximum, et le rendement propre du four est considerable, appréciable en tout le temps.

* Caractéristiques techniques de certains fours :

Tableau (05)

Paramètres :	Four pour lingots.	Four pour brames.	F. pour les ébauches.	
			en acier *	en acier **
Epaisseur; (mm)	200 - 450	100 - 400	45 - 140	60 - 140
Longueur ; (m)	0,9 - 1,8	10 - 12	1,2 - 4,0	2,0 - 20,0
Masse ; (t) acier fin	0,5 - 3,0	1,5 - 48 construction	0,03 - 0,6	0,2 - 2,6
Largeur ; (m) du four	1,2 - 4,5	2,5 - 16	1,5 - 60	2,4 - 22,6
Longueur ; (m) du four	15 - 30	12 - 36	8 - 18	12 - 25
Productivité ; (t / h)	10 - 45	12 - 350	10 - 60	15 - 220
T° du gaz échappé; (°c)	700 - 1000	800 - 1100	600 - 900	700 - 950
T° de l'air ; (° c)	400 - 500	500 - 700	350 - 500	400 - 600
Durée de chauffe- fage ; (h)	2,5 - 8,0	1,6 - 6,0	1,5 - 3,5	0,9 - 3,0
Perte au feu; (kg /100kg)	0,8 - 1,4	1,2 - 2,6	1,0 - 2,5	1,2 - 2,5

* acier fin : ** acier de construction .

2 - Calcul de la température du chauffage :

Pour interpréter un ensemble de données, il est nécessaire de passer par le travail numérique, et celui-ci est envisagé par le tableau suivant.

Tableau (06)

N U A N C E :		A. hypoëtec.*	**	***
Composition chimique (%)	C	0,13	0,73	1,17
	Si	0,25	0,27	0,26
	Mn	0,44	0,25	0,20
	S	0,26	0,028	0,02
	P	0,18	0,015	0,01
	Cr	0,07	0,08	- -
	Ni	0,17	0,25	0,19
Points critique (°c)	Ac ₁	735 °c	730 °c	730 °c
	Ac ₃	863 °c	770 °c	820 °c
	Ar ₁	685 °c	700 °c	700 °c
	Ar ₃	840 °c	-	-
T° solidus ; (°c)		1460	1380	1330
T° CHAUFFAGE; (°c)		1260	1220	1200

*- $T_c = T_s - 200 °c$;

** - $T_c = T_s - (373 \dots 473) = T_s - 160 °c$;

*** - $T_c = T_s - 130 °c$.

4 . 4 - Durée de chauffage /

La durée du chauffage, c'est le séjour nécessaire des produits dans le four pour avoir la température du

laminage .

Le tableau (7) illustre la variation de la durée du chauffage τ_c des lingots de 5,5 ... 7,0 tonnes en fonction de la nuance de l'acier , de la température d'enfournement du métal T_e et aussi de la température maximale possible du volume de travail du four T_A .

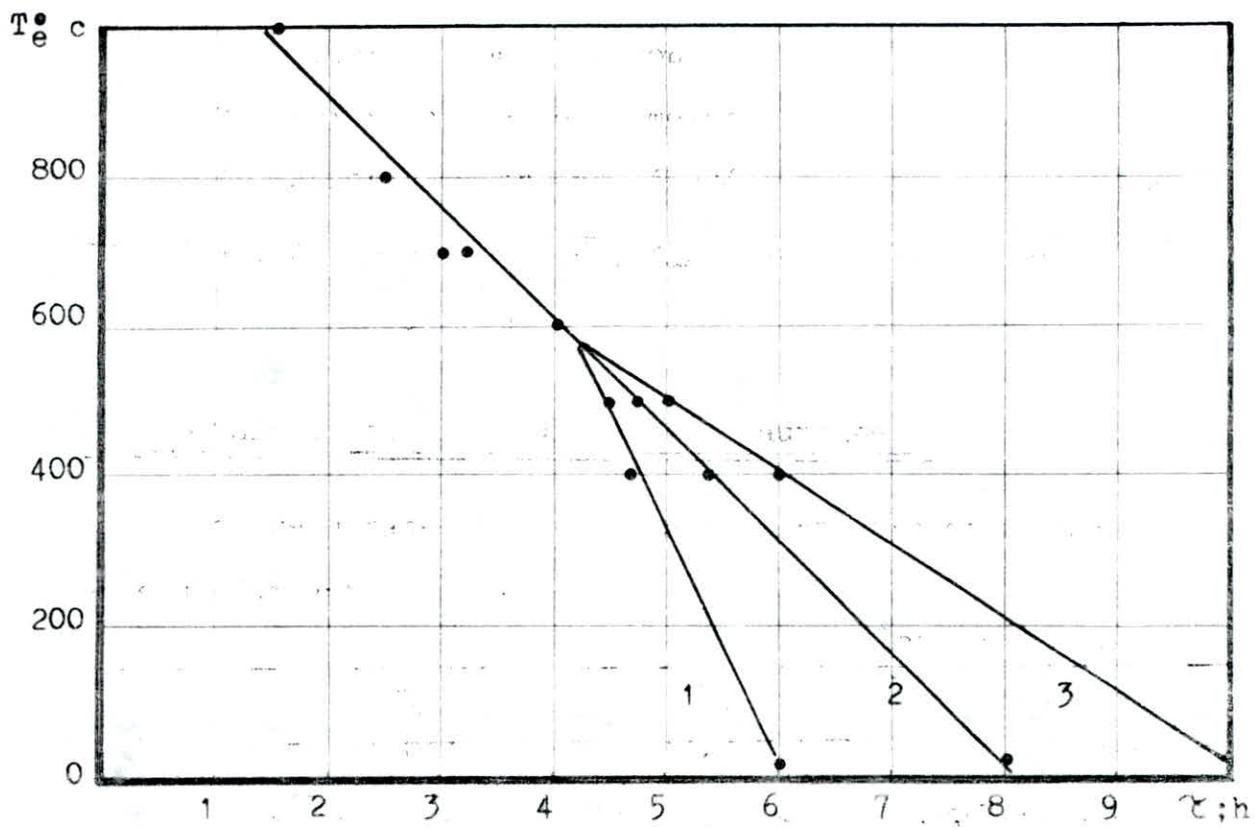
Ainsi , ce dernier (tableau 07) nous permet d'interpréter certaines données qui sont également d'une façon ou d'une autre fonction de la durée de chauffage.

Tableau (07)

Acier	Teneur en C %		Teneur en C %		Teneur en C %	
	0 0,15		0,15 ... 0,30		0,30 ... 0,80	
T_e (°c)	T_A (°c)	τ_c (h)	T_A (°c)	τ_c (h)	T_A (°c)	τ_c (h)
20	900	6,0	750	8,0	650	10,0
400	1000	4,7	900	5,3	800	6,0
500	1000	4,3	1000	4,7	900	5,0
600	1200	4,0	1100	4,0	1000	4,0
700	1200	3,2	1200	3,2	1100	3,0
800	1200	2,5	1200	2,5	1200	2,5
900	1250	1,8	1250	1,8	1250	1,8
1000	1250	1,5	1250	1,5	1250	1,5

La figure 4 . 4 montre l'influence de la teneur en carbone sur la durée de chauffage en fonction de la température .

- T_e : température d'enfournement du métal .
- τ : temps de chauffage .



- 1 - Acier à bas carbone .
- 2 - Acier à carbone moyen .
- 3 - Acier à carbone élevé .

fig : 4 . 4 - Durée de chauffage des lingots dans les fours pits .

1 - Calcul de la durée de chauffage :

Des resultats experimentaux sont dressés dans le tableau suivant .

Tableau (08).

T° c	λ		C_p		ρ (kg/cm ³)	$a = \frac{\lambda}{C_p \cdot \rho}$ (m ² /h).
	$\frac{w}{m \cdot ^\circ C}$	$\frac{kcal}{m \cdot h \cdot ^\circ C}$	$\frac{kJ}{kg \cdot ^\circ C}$	$\frac{kcal}{kg \cdot ^\circ C}$		
0	60,48	52	0,46	0,110	7850	0,0602
1000	41,87	36	0,68	0,163	7530	0,0293
moy.	51,18	44	0,57	0,137	-	0,0446

Pour une large clarification de déroulement du four pit et aussi pour leur manipulation , en se basant sur le schéma ci - dessous .

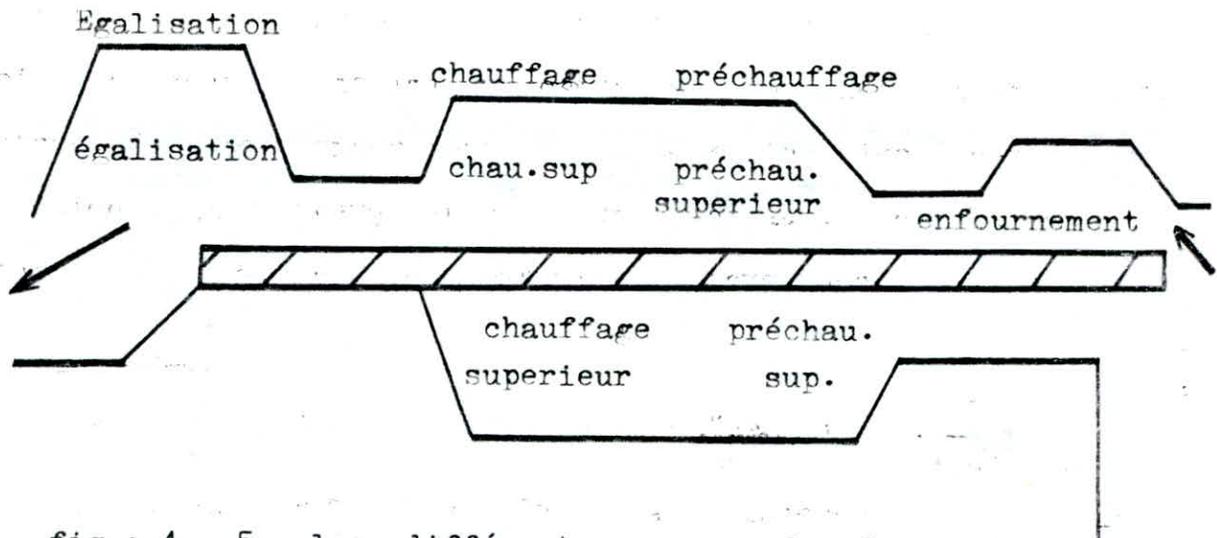


fig : 4 . 5 - les différentes zones du four pit .

Un tel calcul de la durée de chauffage est approximatif , car toute variété physique ou chimique au niveau de chaque paramètre empêche l'homogénéité absolue des conditions environnantes , c'est pour cette raison , on doit chercher à assimiler certaines théories physiques à autres formules expérimentales . Pour favoriser cette assimilation , on devra dresser un tableau , en classant toutes les valeurs des paramètres physiques .

NOTA :

- $\alpha = 50 + 0,3 \cdot (t_g - 700^\circ\text{c})$; $(\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{c}}) = (\frac{4,18}{3,60} \cdot \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{c}})$.
- le terme $4\alpha\gamma/S^2$ est donné par l'intersection sur le diagramme .
- le terme $\alpha S/2\lambda$ est calculé , sans unité .
- le terme $z = \gamma/d$; d c'est la dimension (en cm) .

Les valeurs relatives aux paramètres physiques :

Tableau (09).

α	$\frac{\alpha \cdot S}{2 \cdot \lambda}$	$\frac{T_s - T_g}{T_o - T_g}$	$\frac{4 \cdot \alpha \cdot \tau}{S^2}$	τ (h)	Z (mm/au)
249,64	0,49	0,20	2,00	0,45	1,35
<ul style="list-style-type: none"> - lingot en acier à carbone de section ronde ; D = 200 mm. - température du four = T° du lingot : T_f^o = T_g^o = 1250° c. - température à la surface du lingot = 1000° c . - température initiale du lingot = 0° c . 					
<ul style="list-style-type: none"> - four pit , lingot en acier à carbone , C % = 0,3 . - dimensions : 690 x 600 x 1800 mm . - température d'enfournement , T_e^o = 850° c . - $\tau = (7 - 0,006 \cdot (T_e^o - 200)) ; (h)$. <div style="float: right; border: 1px solid black; padding: 2px;"> $\tau = 3,10$ </div>					
<ul style="list-style-type: none"> - four pit , lingot en acier à carbone , C % = 0,7 . - dimensions : 680 x 680 x 2000 mm . - température d'enfournement , T_e^o = 20 ° c . - $\tau = (7,5 + 0,05 \cdot S) \cdot S / 60 ; (h)$. - S : épaisseur ; (cm) . <div style="float: right; border: 1px solid black; padding: 2px;"> $\tau = 12,35$ $Z = 10,90$ </div>					

2 - Calcul de température à la surface et au centre du lingot :

Il n'existe pas encore de méthode universelle pour le calcul de la température à la surface et au centre du lingot, pour effectuer un tel calcul, il est néce-

essaire de connaître les principaux paramètres mis - en - jeu

- λ : coefficient de conductivité thermique du metal .

$$\left(\frac{\omega}{m \cdot ^\circ C} = 860 \cdot \frac{Cal}{m \cdot h \cdot ^\circ C} \right) .$$

- a : coefficient de transmission de la chaleur, notamment , la temperature , $\left(a = \frac{\lambda}{C_p \cdot \rho} = 0,0446 \frac{m^2}{h} \right)$.

- α : coefficient de diffusivité de la chaleur .

$$\left(\alpha = 249,64 \frac{\omega}{m^2 \cdot ^\circ C} = 215 \cdot \frac{k \cdot cal}{m^2 \cdot h \cdot ^\circ C} \right) .$$

- C_p : capacité calorifique , $\left(\frac{J}{kg \cdot ^\circ C} = 0,24 \cdot \frac{Cal}{kg \cdot ^\circ C} \right)$.

le tableau ci - dessous illustre un simple calcul .

Tableau (10) .

α	λ	$\frac{\alpha \cdot S}{2 \cdot \lambda}$	$\frac{4 \cdot a \cdot \tau}{S^2}$	$\frac{T_s - T_g}{T_o - T_g}$	$\frac{T_c - T_g}{T_o - T_g}$
249,64	51,18	0,49	2,23	0,15	0,20

- lingot de section ronde , $D = 200mm$, en acier à carbone

- temperature du gaz dans le four , $T_g = 1250^\circ C$

- temperature initiale du lingot , $T_o = 0^\circ C$.

- T_s : temperature à la surface = $1062,50^\circ C$.

- T_c : temperature au centre du lingot = $1000,00^\circ C$.

- $\Delta T = T_s - T_c = 1062,5 - 1000,0 = 62,5^\circ C$.

- pour 30 mn de chauffage , T° au centre passée à $62,5^\circ C$.

La durée de refroidissement des produits laminés dans les refroidisseurs est donnée par la formule empirique ci - dessous :

$$\tau_r = 0,537 \cdot \frac{Q \cdot C}{F \cdot \lambda} ; \text{ (heures)} .$$

tels que :

- Q : masse de la barre (produit laminé) ; $k\rho$:
- Q : chaleur spécifique du metal , (cal / $k\rho \cdot ^\circ\text{C}$).
- F : surface d'échange de chaleur ; (m^2) .
- λ : constante de rayonnement calorifique ;
(pour l'acier : $\lambda = 4,4 \text{ cal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$) .

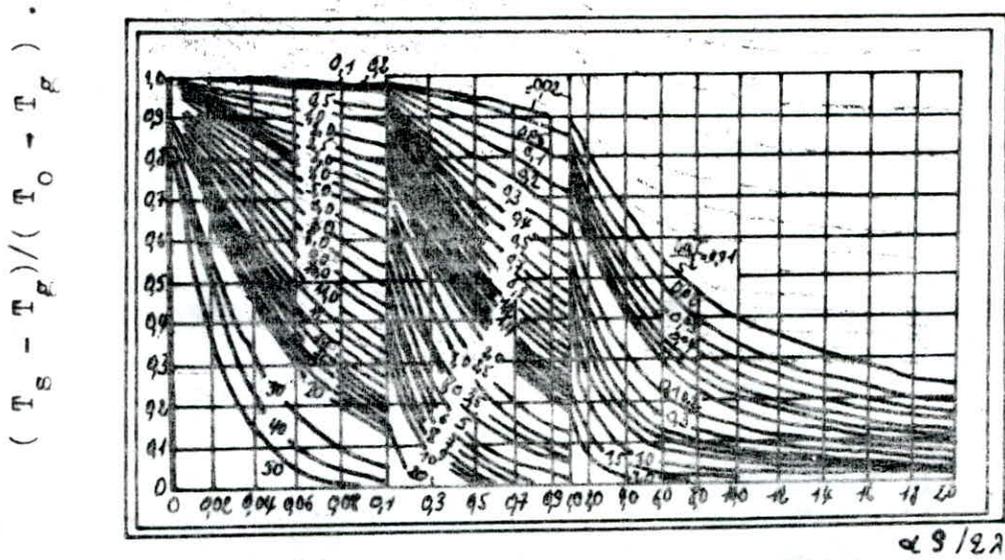


fig : 4 . 6 - Graphique de la température à la surface de l'ébauche mince .

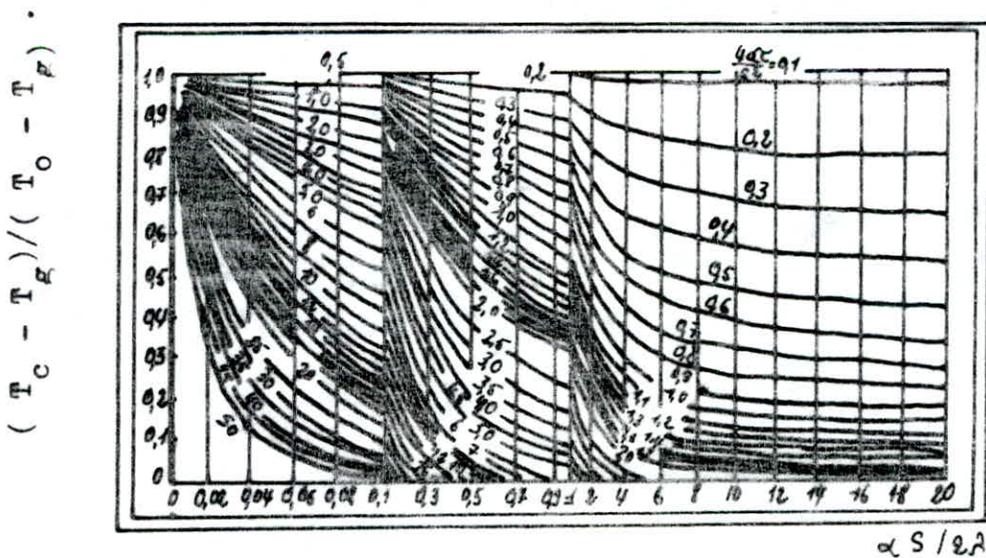
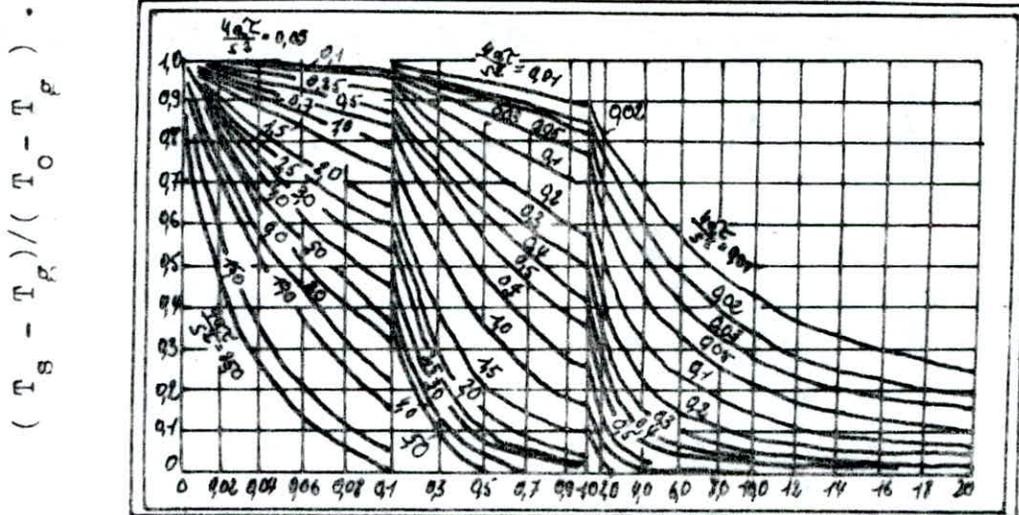


fig : 4 . 7 - Graphique de la température au centre de l'ébauche mince .



MS/EA.

fig : 4 . 8 - Graphique de la température à la surface de l'ébauche cylindrique .

CONCLUSION :

- Le processus de transfert de chaleur dans les lingots et dans les laminoirs continus étant assez compliqué , son interprétation analytique implique un certain nombre de suppositions et simplifications .
- En règle générale , on détermine les variations de la température de la bande sur chaque partie du laminoir sans recourir aux paramètres énergétiques du processus .
- Il existe une liaison étroite entre les paramètres énergétiques et les variations thermiques lors du laminage , et l'étude de leur interaction exige l'élaboration d'une méthode complexe du calcul .
- Un tel problème peut être posé et résolu grâce aux méthodes numériques et calculateurs électroniques puissants .

CHAPITRE : 5

Regime de Reduction

5 . 1 - Réduction maximale /

On constate que la reduction maximale , la tolerance que pourra accepter le produit à laminier durant le cycle de déformation .

Sur la figure ci - dessous , on peut envisager quelques explications visant cette reduction .

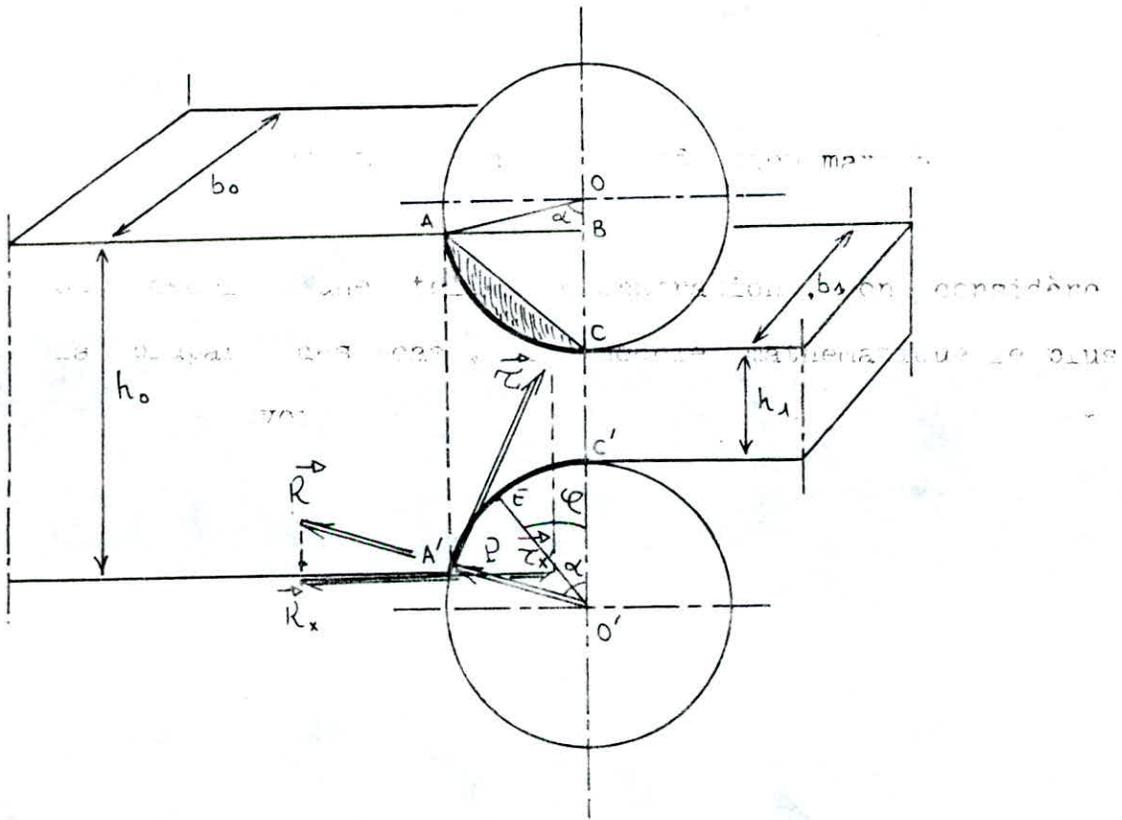


fig . 5 . 1 : determination de la reduction maximale .

Pour deceler une telle demonstration , on considere dans la plupart des cas , le modele mathematique le plus simple pour pouvoir critiquer une eventuelle supposition .

Initialement , en calculant l'aire A O C , donc pour chaque angle;

$$\begin{array}{lcl}
 2 \cdot \pi & \longrightarrow & \text{aire } (2 \cdot \pi) = \pi \cdot R^2 \\
 \alpha & \longrightarrow & \text{aire } (\alpha) = X
 \end{array}$$

$$X = \frac{1}{2} \cdot R^2 \cdot \alpha$$

d'où aire (A O C) = X (α en radians).

Calculant l'aire AOB :

$$\begin{aligned}
 \text{aire } (A O B) &= \frac{1}{2} \cdot (A B) \cdot (O B) \\
 &= \frac{1}{2} \cdot R^2 \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha .
 \end{aligned}$$

pour trouver l'aire (A B C) , en utilisant les expressions precedentes.

$$\begin{aligned}
 \text{aire } (A B C) &= \text{aire } (A O C) - \text{aire } (A O B) \\
 &= \frac{1}{2} \cdot R^2 \cdot \alpha - \frac{1}{2} \cdot R^2 \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha . \\
 &= \frac{1}{2} \cdot R^2 \cdot (\alpha - \sin \alpha \cdot \cos \alpha) . \quad (*)
 \end{aligned}$$

pour bien clarifier les étapes , on a omis l'aire hachurée sur la figure à cause de l'aplatissement des cylindres durant la déformation plastique , ce qui nous donne une aire triangulaire de longueur (A B) et de hauteur (B C) .

finalement , on peut calculer l'aire (A B C) .

$$\text{aire } (A B C) = \frac{1}{2} \cdot R \cdot (B C) \cdot \sin \alpha .$$

egalisant la dernière expression à l'expression (*) déjà trouvée , on aboutit à :

$$(B C) \cdot \sin \alpha = R \cdot (\alpha - \sin \alpha \cdot \cos \alpha) .$$

$$\text{donc } (B C) = R \cdot \left(\frac{\alpha}{\sin \alpha} - \cos \alpha \right) .$$

$$\text{d'où } \Delta H = 2 \cdot R \cdot \left(\frac{\alpha}{\sin \alpha} - \cos \alpha \right) .$$

En effet , un calcul assez simple donne l'expression de la réduction maximale /

Sur la figure , on a /

R : le rayon du cylindre

$$R = (O B) + (B C) .$$

$$= R \cdot \cos \alpha + (B C) .$$

$$\text{d'ou } (B C) = R \cdot (1 - \cos \alpha) .$$

$$\underline{\Delta H = 2 \cdot R \cdot (1 - \cos \alpha) .}$$

x

5 . 2 - Reduction moyenne /

La reduction moyenne est caracterisée par la variation de l'epaisseur de la bande laminée durant le cycle de deformation , elle se montre comme indique la figure ci - dessous .

Pour toutes conditions données de laminage , une valeur approchée de la surface hachurée à la deformation plane homogène peut être établie après un premier calcul.

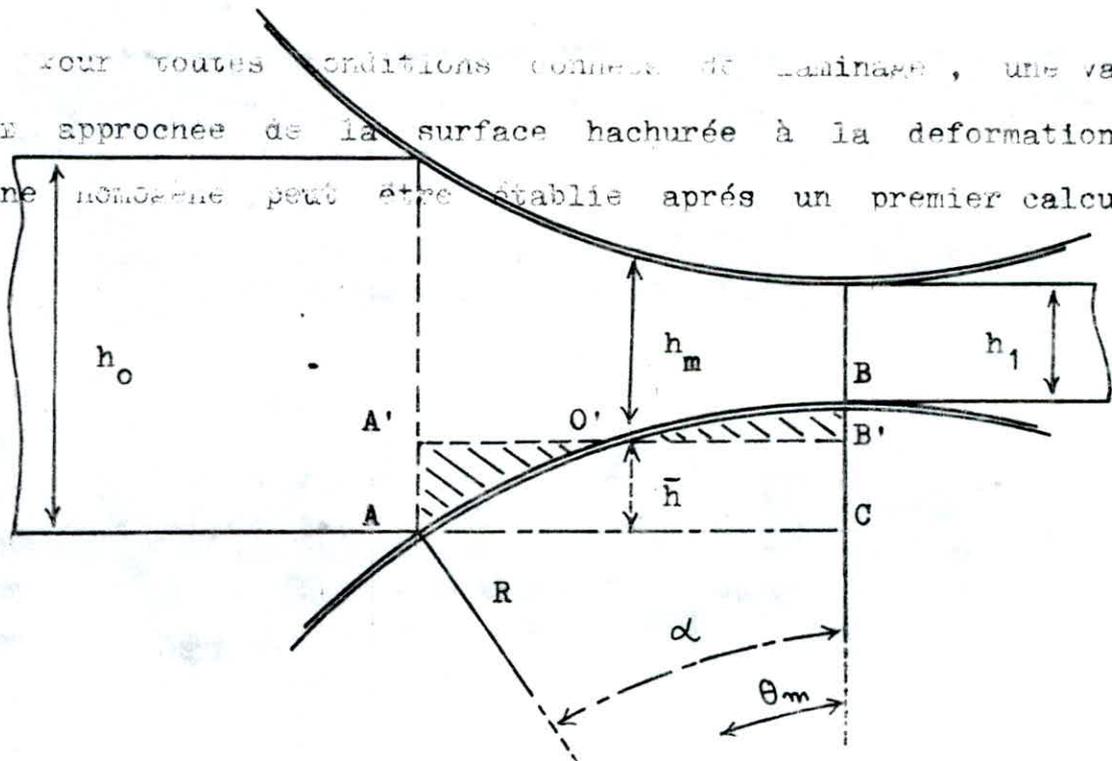


fig . 5 . 2 : determination de la reduction moyenne .

Pour toutes conditions données de laminage , une valeur approchée de la surface hachurée à la deformation plane homogène peut être établie après un premier calcul.

5 . 3 - Coefficient d'etirage total :

Comme le coefficient d'allongement represente le rapport des longueurs l_0 et l_1 , on admet que durant la deformation, la variation du volume est nulle.

$$V_0 = V_1 \iff l_0 \cdot b_0 \cdot h_0 = l_1 \cdot b_1 \cdot h_1 \quad (*)$$

on admet ainsi que pendant le laminage la variation de la largeur est nulle.

$$b_0 = b_1 \iff l_0 \cdot h_0 = l_1 \cdot h_1$$

à partir de (*) on peut tirer le coefficient d'allongement total après une passe :

$$\mu = \frac{l_1}{l_0} = \frac{b_0 \cdot h_0}{b_1 \cdot h_1} = \frac{S_0}{S_1}$$

donc le coefficient d'etirage total s'écrit: $\mu_{et} = \frac{S_0}{S_1}$

- pour $b_0 = b_1 \implies \mu_{et} = h_0 / h_1 = \gamma_e^{-1}$
telle que $h_m = h_0 - R \cdot (2 \cdot \theta_m - \sin(2 \cdot \theta_m)) / (2 \cdot \sin \theta_m)$
 γ : coefficient de reduction de l'épaisseur

5 . 4 - Coefficient d'etirage moyen :

Pour envisager une telle ou telle methode de calcul de coefficient d'etirage moyen, en cherchant en 1^{er} intérêt le but et les resultats technologiques, pour cela on étalera deux méthodes distinctes on permettent de calculer le coefficient d'etirage moyen.

- Première méthode :

En introduisant l'expression angulaire de l'épaisseur moyenne déjà trouvée.

$$h_m = h_0 - R \cdot (2 \cdot \theta_m - \sin(2 \cdot \theta_m)) / (2 \cdot \sin \theta_m)$$

Premier cas :

En considérant que la variation de la largeur $\Delta b \neq 0$

donc
$$\mu_{e.m} = \frac{S_0}{S_m} = b_0 \cdot h_0 / (b_m \cdot h_m)$$

d'où
$$\mu_{e.m} = \frac{2 \cdot b_0 \cdot h_0}{(b_0 + b_1) \cdot (h_0 - \frac{R \cdot (2 \cdot \theta_m - \sin(2 \cdot \theta_m))}{2 \cdot \sin \theta_m})}$$

Deuxième cas :

En considérant que la variation de la largeur $\Delta b = 0$

$\mu_{e.m}$ s'écrit sous la forme suivante :

$$\mu_{e.m} = \frac{2 \cdot h_0 \cdot \sin \theta_m}{2 \cdot h_0 \cdot \sin \theta_m - R \cdot (2 \cdot \theta_m - \sin(2 \cdot \theta_m))}$$

N . B $b_m = \frac{1}{2} \cdot (b_0 + b_1)$ et θ_m : en radians.

Méthode dans laquelle h_m représente l'épaisseur du métal au point de l'inter-cylindre pour lequel, la réduction est ϵ_h (moy) .

Ainsi, le rapport R_a de la réduction relative relative moyenne ϵ_h (moy) à la réduction relative totale ϵ_h (T)

$$\begin{aligned} R_a &= \epsilon_h(\text{moy}) / \epsilon_h(T) \\ &= \frac{(h_0 - h_m) \cdot 100}{h_0} / \frac{(h_0 - h_1) \cdot 100}{h_0} \\ &= (h_0 - h_m) / (h_0 - h_1) \end{aligned}$$

puisque, d'après la figure 5.2 :

$$(BC) = R \cdot (1 - \cos \theta_m)$$

d'où
$$h_0 = h_1 + (1 - \cos \theta_m) \cdot 2 \cdot R$$

on peut écrire aussi :

$$h_0 - h_1 = 2 \cdot R \cdot (1 - \cos \theta_m).$$

$$h_0 - h_m = 2 \cdot \bar{h}$$

$$= R \cdot (\theta_m - \sin \theta_m \cdot \cos \theta_m) / \sin \theta_m.$$

une combinaison mathématique donne :

$$R_a = \frac{(\theta_m - \sin \theta_m \cdot \cos \theta_m)}{2 \cdot \sin \theta_m \cdot (1 - \cos \theta_m)}$$

Si on remplace dans l'expression de R_a les sinus et les cosinus par leurs valeurs numériques exactes, on trouve que pour θ_m compris entre 1° et 40° , R_a reste constant, égal à 0,67. C'est pourquoi le taux de réduction moyen $\epsilon_h(\text{moy})$ dans l'inter-cylindre est :

$$\underline{\epsilon_h(\text{moy}) = 0,67 \cdot \epsilon_h(T)}.$$

équation dans laquelle $\epsilon_h(T)$ représente le taux de réduction total obtenu au cours de la passe.

- Deuxième méthodes

Des calculs semblables ont été faits pour d'autres conditions de laminage, dans le cas présent, en utilisant la progressivité de la surface durant les n passes du laminage.

A partir de la formule générale du coefficient d'étirage total, on peut écrire :

$$1^{\text{ère}} \text{ passe} \implies \mu_{e1} = S_0 / S_1.$$

$$2^{\text{ème}} \text{ passe} \implies \mu_{e2} = S_1 / S_2.$$

$$3^{\text{ème}} \text{ passe} \implies \mu_{e3} = S_2 / S_3.$$

.. ..

$$i^{\text{ème}} \text{ passe} \implies \mu_{ei} = S_{i-1} / S_i.$$

$$n^{\text{e}} \text{ passe} \longrightarrow \mu_{e,n} = S_{n-1} / S_n$$

le produit des n termes donne :

$$\mu_{e,1} \cdot \mu_{e,2} \cdot \dots \cdot \mu_{e,n-1} \cdot \mu_{e,n} = S_0 / S_n$$

la forme abrégée s'écrit /: $\prod_1^n \mu_{e,i} = S_0 / S_n$

on admet que : $\prod_1^n \mu_{e,i} = (\mu_{e,\text{moy}})^n = S_0 / S_n$

on note que S_0 : la surface initiale droite avant la

déformation :

S_n : la surface droite finale après la

déformation .

en tirant le coefficient d'étirage moyen à partir de la formule précédente :

$$\text{donc } \mu_{e,\text{moy}} = \left(\prod_1^n \mu_{e,i} \right)^{1/n}$$

On conclue que, le coefficient d'étirage moyen déjà trouvé, c'est un parametre industriel réel dépend essentiellement de l'épaisseur de l'entrée et de la sortie pendant la déformation, par contre, le coefficient d'étirage moyen de l'expression complexe dépend d'une part et en fonction d'autre part respectivement de b_0 , b_1 , h_0 et θ_m l'angle d'entraînement moyen .

5 . 5 - Nombre de passes /

La particularité de calcul est très simple, en se basant sur les deux dernières expressions .

En fonction de S_0 et S_n , les surfaces initiale et finale après le cycle de déformation, donc on peut envisager cette expression :

$$(\mu_{e,\text{moy}})^n = \prod_1^n \mu_{e,i} = S_0 / S_n$$

Si on introduit la fonction logarithmique sur les 2

termes de l'expression , on aboutit à :

$$n \cdot \ln(\mu_{e,m}) = \ln S_0 - \ln S_n .$$

l'exposant n est donné par :

$$n = (\ln S_0 - \ln S_n) / \ln(\mu_{e,m}) . \quad (*)$$

l'expression (*) est generale , c'est pourquoi $\mu_{e,m}$ represente le cas pratique et théorique en même temps .

- pratiquement : $n = (\ln S_0 - \ln S_n) / \ln(\mu'_{e,m}) .$

tel que :
$$\mu'_{e,m} = \frac{2 \cdot H_0 \cdot \sin \theta_m}{2 \cdot h_0 \cdot \sin \theta_m - R \cdot (2 \cdot \theta_m - \sin(2 \theta_m))}$$

- théoriquement : $n = (\ln S_0 - \ln S_n) / \ln(\mu''_{e,m}) .$

tel que :

$$\mu''_{e,m} = \frac{2 \cdot B_0 \cdot h_0}{R \cdot (2 \cdot \theta_m - \sin(2 \theta_m))} ; \Delta b \neq 0$$

adopter la (déformation plane homogène celle-ci présente une idéale configuration technologique .)

C O N C L U S I O N /

On conclue que l'angle d'entrainement maximal admissible pour le laminage est fonction de l'élargissement du metal et aussi fonction de plusieurs parametres technologiques .

Pratiquement , on considère que durant la déformation , l'élargissement est nul , ce qui nous amène à adapter la déformation plane homogène celle-ci présente une idéale configuration technologique .

C H A P I T R E : 6 .

Elargissement du metal .

6 . 1 - Coefficient d'élargissement /

Tous ceux qui ont étudié le mécanisme du laminage des produits larges et plats ont également admis qu'au cours du laminage, il n'apparaît aucun élargissement significatif du metal, autrement dit, on suppose que les variations des dimensions du produit se limitent exclusivement à une augmentation de la longueur et à une diminution de l'épaisseur .

Pour concrétiser cette hypothèse, en se basant sur quelques données expérimentales .

Le calcul de l'élargissement est donné par les formules suivantes :
coefficient de frottement superficiel .

* formule de J h o z :
o o o o o

$$\Delta b = m \cdot \Delta h .$$

$$m = 0,35 \dots 0,48 \text{ (m depend de la composition chimique du produit laminé).}$$

* formule de Z i e b e l :

$$\Delta b = (0,35 \dots 0,45) \cdot (R \cdot \Delta h)^{\frac{1}{2}} \cdot \Delta h / h_0 .$$

* formule de B a k h t i n o v :

$$\Delta b = 0,575 \cdot ((R \cdot \Delta h)^{\frac{1}{2}} - \Delta h / 2 f) \cdot \Delta h / h_0 .$$

f : coefficient de frottement superficiel .

* formule d' Ekelund :

$$\Delta b = b - b_0 ,$$

$$b = -A + (A^2 + b_0^2 + 4 \cdot m \cdot l_a \cdot (3 \cdot h_0 - h_1))^{\frac{1}{2}} .$$

$$l_a = (R \cdot \Delta h)^{\frac{1}{2}} .$$

$$m = (1,6 \cdot f \cdot l_a - 1,2 \cdot \Delta h) / (h_0 + h_1) .$$

$$A = 2 \cdot m \cdot (h_0 + h_1) \cdot l_a / b_0 .$$

* formule de Tarnofski :

$$\Delta b = (\beta - 1) \cdot b_0 .$$

$$\text{Lg } \beta = \text{Lg} (1 / \mu) \cdot K / (1 + A / k_1) .$$

$$\mu = h_1 / h_0 ; \quad A = (b_0 / l_a)^4 \cdot f .$$

Le tableau ci-dessous illustre les valeurs de K en fonction de A .

Si $A < 0,670$, le coefficient $K = 1,000$.

Tableau (11) .

A	0,670	0,800	0,900	1,000	1,100	1,200	1,300	1,400
K	1,000	0,949	0,906	0,864	0,820	0,779	0,748	0,698
A	1,500	1,600	1,700	1,800	1,900	2,000	2,100	2,200
K	0,658	0,622	0,587	0,552	0,517	0,484	0,454	0,430
A	2,400	2,600	2,800	3,000	3,500	4,000	4,500	5,000
K	0,385	0,345	0,311	0,280	0,230	0,216	0,244	0,370

Si $A < 0,670$, le coefficient $K = 1,000$.

Le tableau ci - dessous donne les valeurs de $k' = k_1$ en fonction de $\Delta h / D$ et .

Tableau (12).

$\Delta h / D$	0,15	0,20	0,25	0,30	0,35	0,40
0,01	0,400	0,550	0,629	0,714	0,743	0,771
0,02	0,219	0,381	0,495	0,568	0,629	0,674
0,03	0,105	0,263	0,400	0,476	0,552	0,600
0,04	0,022	0,190	0,314	0,410	0,476	0,543
0,05	-	0,114	0,248	0,347	0,425	0,490
0,06	-	0,076	0,200	0,305	0,381	0,448
0,07	-	0,019	0,143	0,253	0,333	0,400
0,08	-	-	0,105	0,210	0,291	0,362
0,09	-	-	0,076	0,181	0,267	0,333

6 . 2 - Calcul d'élargissement /

On calcule l'élargissement à partir des données déterminées par les spécialistes d ' El - Hadjar .

les valeurs données par le tableau (13) envisage toutes les formules déjà présentées , pour les formules de J h o z et Z i e b e l respectivement , on a pris la moyenne pour $m_y = (0,35 + 0,48) / 2 = 0,415$, et pour l' autre formule , on a pris $k = (0,35 + 0,45) = 0,40$.

Pour les frottement , $f = 0,55$, la temperature de laminage $T_f^* = 1100^* c$.

0 0 0 0 0 0 0 0 0
0 0 0 0

Le tableau ci - dessous illustre toute une serie de calculs presentant toutes les precisions possibles .

Tableau (13).

(mm)	Quarto reversible ; diametre : D = 950 mm .							
N . passe	1	2	3	4	5	6	7	
h_0	210	175	145	100	75	50	35	
h_1	175	145	100	75	50	35	23	
b_0	1055	1060	1065	1070	1075	1080	1085	
b_1	1060	1065	1070	1075	1080	1085	1090	
h	35	30	45	25	25	15	12	
λ	1,009	1,009	1,018	1,012	1,015	1,011	1,012	
$\delta, \%$	16,67	17,14	31,03	25,00	33,33	30,00	34,29	
L_a	128,94	119,37	146,20	108,97	108,97	84,41	75,50	
Jhoz .	Δb_m	14,525	12,450	18,675	10,375	10,375	6,225	4,980
	λ_m	1,014	1,012	1,017	1,010	1,010	1,006	1,005
Ziebel .	Δb_m	8,596	8,186	18,149	10,897	14,530	10,129	10,354
	λ_m	1,008	1,008	1,017	1,010	1,014	1,009	1,010
Bakhtinov .	Δb	9,308	9,078	18,789	12,397	16,530	12,208	12,734
	λ	1,009	1,009	1,018	1,012	1,015	1,011	1,012

Suite tableau (14).

Ekelund .	Δb	3,126	2,873	7,369	3,785	5,264	3,075	3,972
	λ	1,003	1,003	1,007	1,004	1,005	1,003	1,003

On remarque que la difference entre les b et les differences entre toutes les valeurs de λ calculé est d' environ 5 % , ce qui represente une excellente approximation .

Ainsi , le tableau present relatif à la methode de Bakhtinov et à la méthode de Tarnofski , avec un coefficient de frottement égal à 0,356 .

Tableau (15).

Laminoirs .	Duo; D=1220	Quarto Reversible ; D = 950 mm .					
N° de passe	1,920	0,240	0,300	0,400	0,510	1,620	
h_0 (mm)	22001	20008	14508	10009	65013	35007	
h_1 (mm)	200	145	100	65	35	23	
b_0 (mm)	1050	1055	1060	1065	1070	1075	
b_1 (mm)	1055	1060	1065	1070	1075	1080	
Δh (mm)	20,0	55,0	45,0	35,0	30,0	12,0	
α (rad)	0,181	0,342	0,309	0,272	0,252	0,159	
L_a (mm)	110,41	162,45	146,78	129,20	119,70	75,53	
A ;	24,713	14,356	16,699	20,161	22,627	43,882	
Bakhtinov	Δb	4,305	13,343	14,811	16,056	20,498	11,561
	λ	1,004	1,013	1,014	1,015	1,019	1,011
Tarnofski	Δb	1,050	8,440	8,480	9,585	13,910	7,525
	λ	1,001	1,008	1,002	1,009	1,013	1,007

On signale que les valeurs de k' et K sont extrapolées à partir du tableau 6.1 et du tableau 6.2

6.3 - Longueur de la barre /

Au cours de laminage, on observe une augmentation appréciable et remarquable de la longueur de la barre, en exprimant cet allongement par les étapes théoriques suivantes .

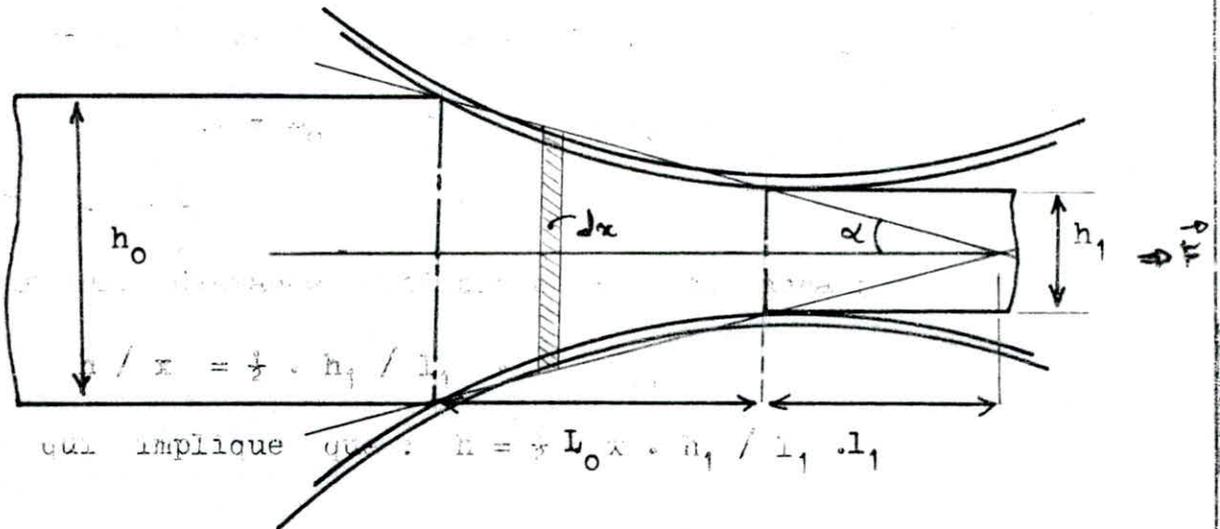


fig : 6.1 - Allongement du metal .

D'après la figure ci - dessus ;

$$\text{tg } \alpha = h_1 / (2 \cdot l_1) = \frac{1}{2} \cdot h_0 / (l_1 + L_0) .$$

$$(l_1 + L_0) \cdot h_1 = l_1 \cdot h_0 .$$

Donc $l_1 = L_0 \cdot h_1 / (h_0 - h_1) .$

pour une distance quelconque x , on aura :

$$h / x = \frac{1}{2} \cdot h_1 / l_1 .$$

ce qui implique que : $h = \frac{1}{2} \cdot x \cdot h_1 / l_1 ,$

remplaçant l_1 par son expression déjà trouvée, on aboutit à :

$$h = \frac{1}{2} \cdot x \cdot (h_0 - h_1) / L_0 .$$

la surface droite de la barre est égale $S(x) = h \cdot b$

$$\text{d'ou } S(x) = \frac{1}{2} \cdot x \cdot b \cdot (h_0 - h_1) / L_0 .$$

la déformation est égale $l / l = dl / dx$.

$$\text{on a : } \epsilon = F / S(x) = 2 \cdot L_0 \cdot F \cdot 1 / (x \cdot b \cdot (h_0 - h_1)) .$$

$$= \text{Constant} \cdot (1 / x) .$$

$$= E \cdot \epsilon = E \cdot dl / dx = C / x \longrightarrow \Delta l = C / E \cdot \int_{L_0}^{L_0+l_1} dx/x$$

$$\text{donc : } \Delta l = C / E \cdot \ln \left(\frac{L_0 + l_1}{L_0} \right) .$$

$$\text{tels que : } C = 2 \cdot L_0 \cdot F / b / h .$$

b : largeur moyenne de la barre .

E : module d'Young

$L_0 = l_x$; l_1 projection de l'arc d'entraîne-laminage, selon la figure précédente en considérant ment sur l'horizontal xx' .

la déformation homogène de la surface de contact nous donne :

$$b_1 / b_0 = l_1 / l_0 \longrightarrow l = l_0 (b_1 / b_0 - 1) .$$

$$\text{d'ou } b_1 = b_0 \cdot (l / l_0 + 1) \longrightarrow b = b_0 \cdot l / l_0 .$$

$$\text{Donc : } \Delta b = C \cdot B_0 \cdot \ln \left((l_0 + l_1) / l_0 \right) / E / l_0 .$$

CONCLUSION :

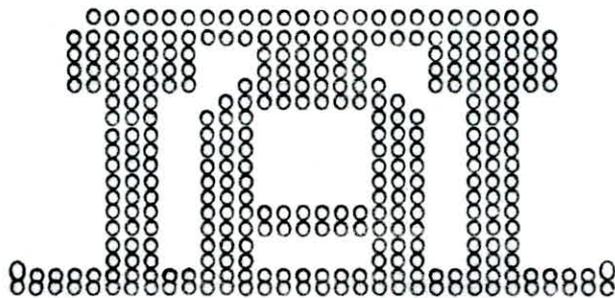
Les solutions qui vont être décrites peuvent être utilisées dans l'analyse de n'importe quel système de laminage, selon la figure précédente, en considérant

que le laminage est un procédé à géométrie symétrique par rapport aux cylindres supérieurs et inférieurs .

Autrement dit ; les valeurs de l'élargissement trouvées par la méthode de T a n o f x k i sont plus précises que celles trouvées par la méthode de B à k h t i n o v . (5%).

les élargissements calculés envisagent un large domaine au travail numérique .

La fiabilité de la méthode de Jhoz est appréciable au niveau industriel par 80 à 95% par rapport aux autres méthodes .



CHAPITRE : 7

Les pressions Totales et Spécifiques .

7 . 1 - Pression Totale /

Le present chapitre a pour but de décrire une méthode pratique de calcul des efforts de laminage et de montrer , par des exemples , les moyens d'analyse des méthodes de laminage déterminées pour vérifier , comment ça se fait l'évolution de cet effort au cours du laminage .

Pratiquement , la pression totale est donnée par la formule suivante :

$$P_t = \uparrow_m \cdot b_m \cdot \sqrt{R \cdot \Delta h} .$$

La pression spécifique du metal sur le cylindre est donnée par la formule suivante :

Dans le cas où les diamètres des cylindres ne sont pas égaux , la pression totale est donnée par la formule suivante :

$$P_t = \uparrow_m \cdot b_m \cdot \sqrt{2 \cdot R_1 \cdot R_2 \cdot \Delta h / (R_1 + R_2)} .$$

P_t : la pression totale ; (T , MN) .

\uparrow_m : la pression spécifique moyenne .

(par unité de surface) .

7 . 2 - Pression Spécifique /

La pression spécifique du metal sur le cylindre est donnée par la formule suivante :

$$\sigma = \sigma_0 \cdot n_f$$

tels que :

σ_0 : pression spécifique effective, qui depend de plusieurs facteurs (resistance à la déformation, composition chimique du metal, temperature de chauffage, structure cristalline, la vitesse, taux de déformation, etc ...)

n_f : Coefficient d'influence des resistances exterieures qui depend (coeff.) généralement de paramètre de forme du foyer de déformation l / h_m , γ / α , et du coefficient de frottement.

Pratiquement, d'après la méthode de S. Ekelund /

$$\sigma_m = (1 + m) \times (k + \mu \cdot \eta)$$

tels que : $\eta = 0,098 \cdot (14 - 0,01 \cdot T^\circ) \cdot C_v \cdot 0,1$

k : la limite d'écoulement du metal à la temperature du laminage.

η : la viscosité du metal ; (pa . second) .

μ : la vitesse moyenne de déformation au cours du laminage . (s⁻¹) .

m : coefficient d'influence du frottement entre le metal et le cylindre sur la resistance du metal .

$$m = (1,6 \cdot f \cdot \sqrt{R \cdot \Delta h} - 1,2 \cdot \Delta h) / (h_0 + h_1)$$

$$k = 9,81 \cdot (14 - 0,01 \cdot T^\circ) \cdot (1,4 + \%C + \%Mn + 0,3 \cdot \%Cr) / 10$$

$$\eta = 0,098 \cdot (14 - 0,01 \cdot T^\circ) \cdot C_v \cdot 0,1$$

$$\mu = 2 \cdot v \cdot \sqrt{\Delta h / R} / (h_0 + h_1)$$

- C_v : Coefficient d'influence de la vitesse circulaire des cylindres .

La méthode de A . I T s é l i c o f :

$$\sigma_m = B \cdot \sigma_v \cdot (P_m / k) \cdot m_\sigma$$

- B : coefficient d'irrégularité ; $B = 1,00 \dots 1,15$.
 $B = 1,00$ pour les barres étroites .
 $B = 1,15$ larges .
- $\sigma_v = f(\mu, T^\circ, \varepsilon)$: résistance vraie à la déformation .
- m_σ : coefficient d'influence des bouts extérieurs établis sur le graphique 7 . 4 .
- $(P_m / k) = f(\sigma, \varepsilon)$: coefficient de l'état de contrainte , établis sur le graphique 7 . 5
- $\sigma = 2 \cdot f \cdot l_a / \Delta h = 2 \cdot f \cdot \sqrt{R / \Delta h} = 2 \cdot f / \alpha$.
 $v \cdot (m/s)$ 6 6 ... 10 10 ... 15 15 ... 60
- T° : température du métal .
- $\varepsilon_v = \Delta h / h \times 100\%$; ε : taux de réduction . 0,80 0,65 0,60

7 . 3 - Calcul pratique :

En raison de la nature complexe du problème de calcul de la charge , aucune analyse théorique exacte du processus de laminage n'a encore été établi mathématiquement .

Premièrement , en se basant sur la méthode déjà présentée , la méthode d'E k e l u n d pour $T^\circ > 700^\circ c$.

Tableau (15) .

$v \cdot (m/s)$	< 6	6 ... 10	10 ... 15	15 ... 60
C_v	1,00	0,80	0,65	0,60

Pour une cage duo :

$$C = 0,5 \% ; Mn = 0,7 \% ; Cr = 0,9 \% ; T^{\circ} = 1250^{\circ} c$$

donc :

$$k = 2,082 ; \gamma = 0,015 ;$$

Pour les cylindres en fonte :

$$f = 0,92 - 0,0005 \cdot T^{\circ} - 0,056 .$$

$$f = 0,92 - 0,0005 \cdot 1250 - 0,0056 \cdot 10 \cdot 1,25 = 0,225 .$$

On signale que le calcul de f n'est plus valable à partir de la septième passe sur le quarto et sur le train finisseur car la température est $\langle 700^{\circ} c$, il faudra donc utiliser la formule universelle :

$$f = k_1 \cdot k_2 \cdot k_3 \cdot (1,05 - 0,0005 \cdot T^{\circ}) .$$

k_2 : coefficient de vitesse établi grâce au graphique 7.3.

$T^{\circ} C$	25,5	24,5	23,5	22,5	19,5	16,0	12,5	12,0	-
$k_1 = 0,8$ pour les cylindres en fonte .									

$k_3 = 1,0$ pour les aciers à faible teneur en C .

donc :

$$m = 0,037 ; \mu = 0,744 \cdot 10^{-3} s^{-1} ; p_m = 2,159 \text{ kgf/m}^2 .$$

Le tableau ci - dessous présentant les angles d'entraînement admissibles pour des cylindres lisses .

Ce tableau est util pour la méthode de Tsélicof .

Tableau (17).

C_v	0	0,5	1,0	1,5	2,0	2,5	3,0	3,5	4...7
$\alpha^{\circ} d$	25,5	24,5	23,5	22,5	19,5	16,0	12,5	12,0	-

* - Calcul pratique (méthode de T s é l i c o f) :

D'après le tableau (17) , on calcule la pression spécifique moyenne pour un simple cas , car tous les cas sont semblables d'une part et d'autre part , on a effectué certains calculs précédemment .

Donc , on prend $B = 1,15$ pour une large barre , ainsi ,

- $l_a = 89,45$ mm .

- $R = 400$ mm .

- Avancement = 0 , par conséquent : $v_h = v_c = 3$ m/s

- $\Delta h = 20$ mm , $h_o = 60$ mm .

- $\sigma_v = 103$ MN/m² = 10,3 kgf/mm² .

- $\sigma = 3,18$ et $\epsilon_h = 0,33$, d'ou $(P_m/k) = 1,4$.

Le coefficient d'influence des zones extérieures :

- pour $l_a/h_m = 89,45 / 50 = 1,789$.

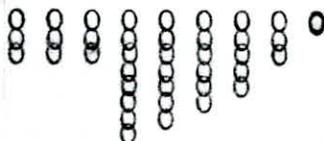
Sur le graphique 7 . 4 , on établit la valeur de n_e

- $n_e = 1,0$

Donc : $p_m = B \cdot \sigma_v \cdot (P_m / k) \cdot n_e$.

D'ou : $p_m = 1,15 \cdot 103 \cdot 1,4 \cdot 1,0$

$p_m = 16,583$ kgf/mm² .



- Dans la zone de retard , la pression spécifique est donnée par :

$$p_x = \frac{k}{S} \cdot \left(\frac{h_o}{h_x} \right)^S \cdot (S - 1) + 1 \cdot$$

- Dans la zone d'avance , la pression spécifique est donnée par :

$$p_x = \frac{k}{S} \cdot \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^S \cdot (S + 1) - 1 \cdot$$

tels que: $S = 2 \cdot l_a \cdot f / \Delta h \cdot$

$$l_a = (R \cdot \Delta h)^{\frac{1}{2}}$$

le tableau present illustre les calculs necessaires.

Tableau (18).

(mm).	R	h _o	h _x					h ₁
			2,18	3,08	4,11	5,39	7,04	9,25
	350	23,00	21,66	20,34	18,98	17,63	16,29	14,95
	Δh	-	1,34	2,68	4,03	5,37	6,71	8,05
	l_a	-	21,67	30,64	37,53	43,34	48,45	53,08
$f = 0,515$	S	-	16,63	11,76	9,61	8,32	7,44	6,79
Z . R.	p_x/k	-	2,62	4,02	5,79	8,14	11,39	16,05
Z . A.	p_x/k	-	504,66	39,97	10,80	4,30	1,88	1,00
$f = 0,423$	S	-	13,66	9,66	7,89	6,83	6,11	5,58
Z . R.	p_x/k	-	2,18	3,08	4,11	5,39	7,04	9,25

(mm).	R	h_0	h_x					h_1
	350	23,00	21,66	20,34	18,98	17,63	16,29	14,95
	Δh	-	1,34	2,68	4,03	5,37	6,71	8,05
	l_a	-	21,67	30,64	37,53	43,34	48,45	53,08
Z . A.	μ_x/k	-	169,79	21,28	7,26	3,39	1,80	1,00
$f = 0,362$	S	-	11,69	8,27	6,75	5,85	5,23	4,77
Z . R.	μ_x/k	-	1,93	2,57	3,27	4,09	5,10	6,39
Z . A.	μ_x/k	-	82,67	14,04	5,59	2,90	1,68	1,00
$f = 0,280$	S	-	9,04	6,40	5,22	4,52	4,05	3,69
Z . R.	μ_x/k	-	1,64	2,02	2,40	2,81	3,28	3,85
Z . A.	μ_x/k	-	31,62	8,07	3,95	2,36	1,52	1,00
$f = 0,260$	S	-	8,40	5,94	4,85	4,20	3,76	3,43
Z . R.	μ_x/k	-	1,58	1,91	2,24	2,56	2,95	3,40
Z . A.	μ_x/k	-	25,04	7,06	3,63	2,24	1,48	1,00

A partir des deux tableaux precedents , on pourra envisager l'évolution de la variation de la pression spécifique dans la zone de déformation plastique.

La prochaine figure montrera cette évolution.

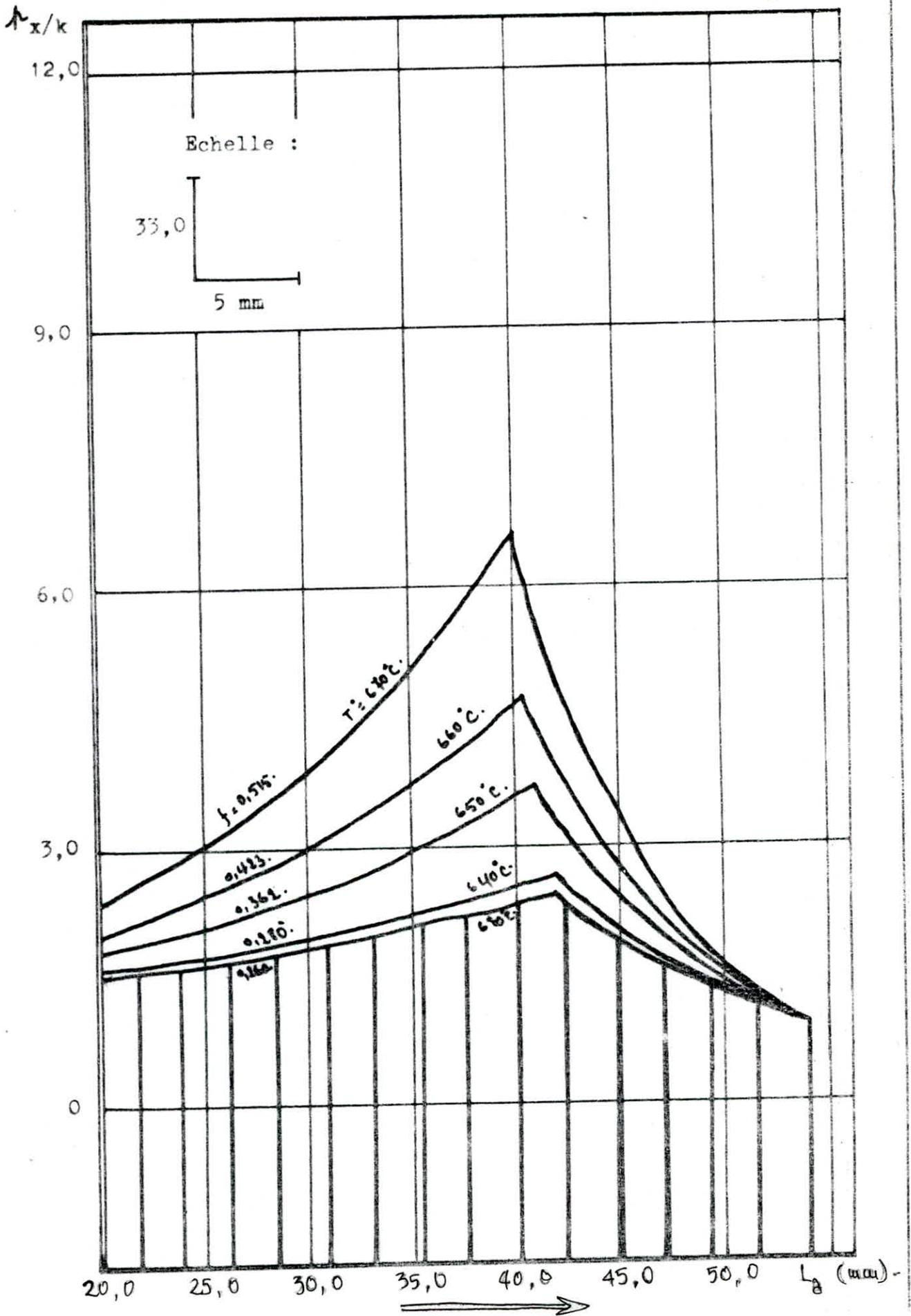


fig : 7 - 1 - La distribution de pression sur l'arc de contact.

Tableau (20).

(mm) .	R	h_0	h_x					h_1
	475	200,0	190,8	181,7	172,5	163,3	154,2	145,0
	h	-	9,17	18,33	27,50	36,67	45,83	55,00
(degré)	α	-	7,97	11,27	13,82	15,97	17,87	19,59
$f = 0,710$	S	-	10,22	7,23	5,90	5,07	4,57	4,17
Z . R.	\uparrow_x/k	-	1,56	1,87	2,16	2,44	2,79	3,15
Z . A.	\uparrow_x/k	-	18,09	5,67	3,09	1,99	1,39	1,00
$f = 0,475$	S	-	6,84	4,84	3,95	3,42	3,06	2,79
Z . R.	\uparrow_x/k	-	1,32	1,47	1,59	1,71	1,82	1,93
Z . A.	\uparrow_x/k	-	7,35	3,38	2,24	1,65	1,27	1,00
$f = 0,375$	S	-	5,40	3,82	3,12	2,70	2,42	2,20
Z . R.	\uparrow_x/k	-	1,24	1,33	1,40	1,46	1,51	1,56
Z . A.	\uparrow_x/k	-	5,04	2,72	1,95	1,52	1,23	1,00
$f = 0,225$	S	-	3,24	2,29	1,87	1,62	1,45	1,32
Z . R.	\uparrow_x/k	-	1,11	1,14	1,15	1,15	1,14	1,13
Z . A.	\uparrow_x/k	-	2,88	1,97	1,59	1,34	1,16	1,00

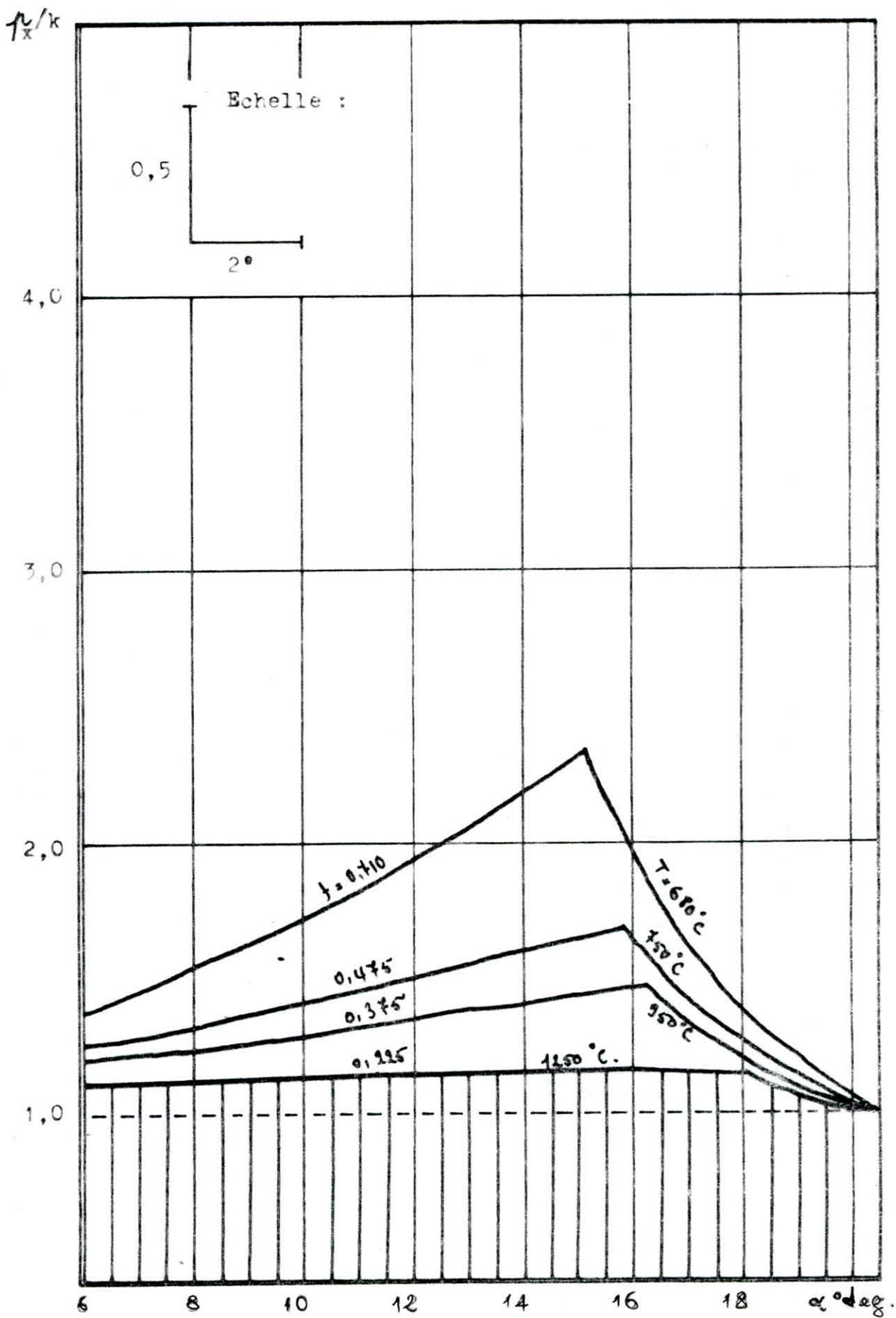


fig: 7. 2 - La distribution de pression sur l'arc de contact.

Le tableau present illustre tous les calculs .

Tableau (21).

	Duo - D=1220	Quarto reversible D = 950 mm .						
N •	1	2	3	4	5	6	7	8
T °c	1250	1100	950	850	800	750	700	680
$S_{c_m^2}$	0,082	0,136	0,126	0,156	0,117	0,117	0,095	0,085
k Pa.	2,082	4,163	6,245	7,633	8,327	9,020	9,715	9,992
γ_c Pa.s	0,015	0,029	0,044	0,054	0,059	0,064	0,069	0,071
m	0,037	0,044	0,103	0,172	0,263	0,403	0,560	0,725
$\mu \cdot 10^3$ s ⁻¹	0,744	2,115	2,356	3,769	3,933	5,506	6,272	8,221
λ_m kg/m ²	2,159	4,346	6,888	8,946	10,517	12,656	15,156	17,837
P_t kgf	0,177	0,591	0,868	1,396	1,230	1,481	1,440	1,516

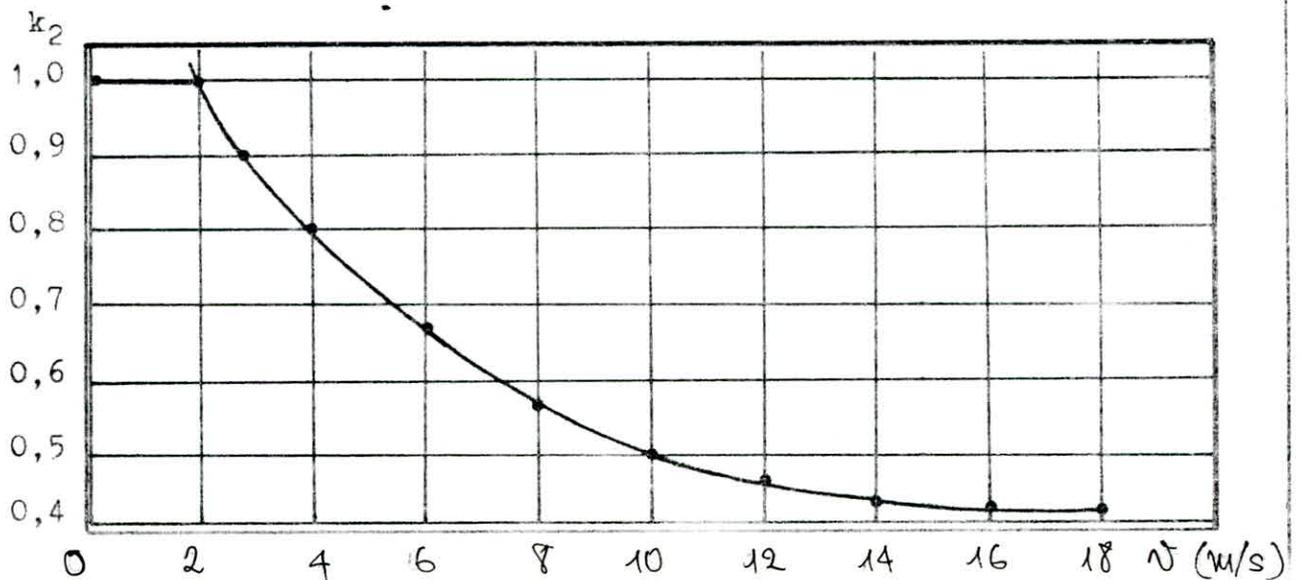


fig: 7. 3 - L'influence de C_v sur le coefficient k_2 .

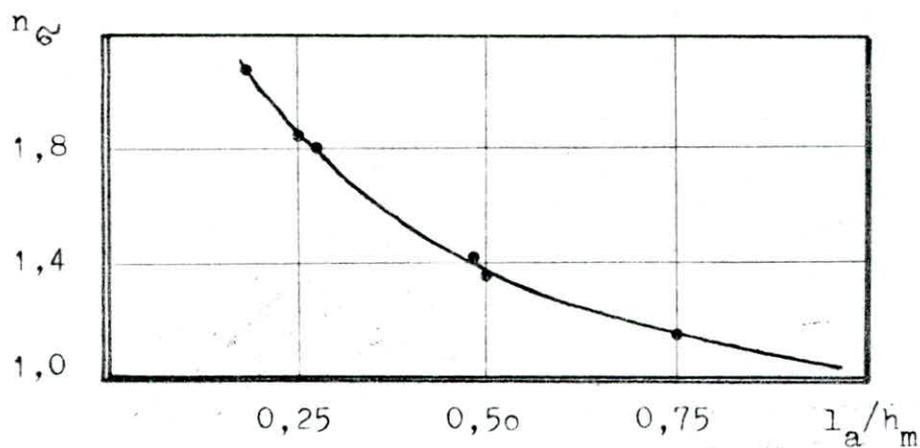


fig : 7 . 4 - variation de $n_\omega = f (l_a / h_m)$.

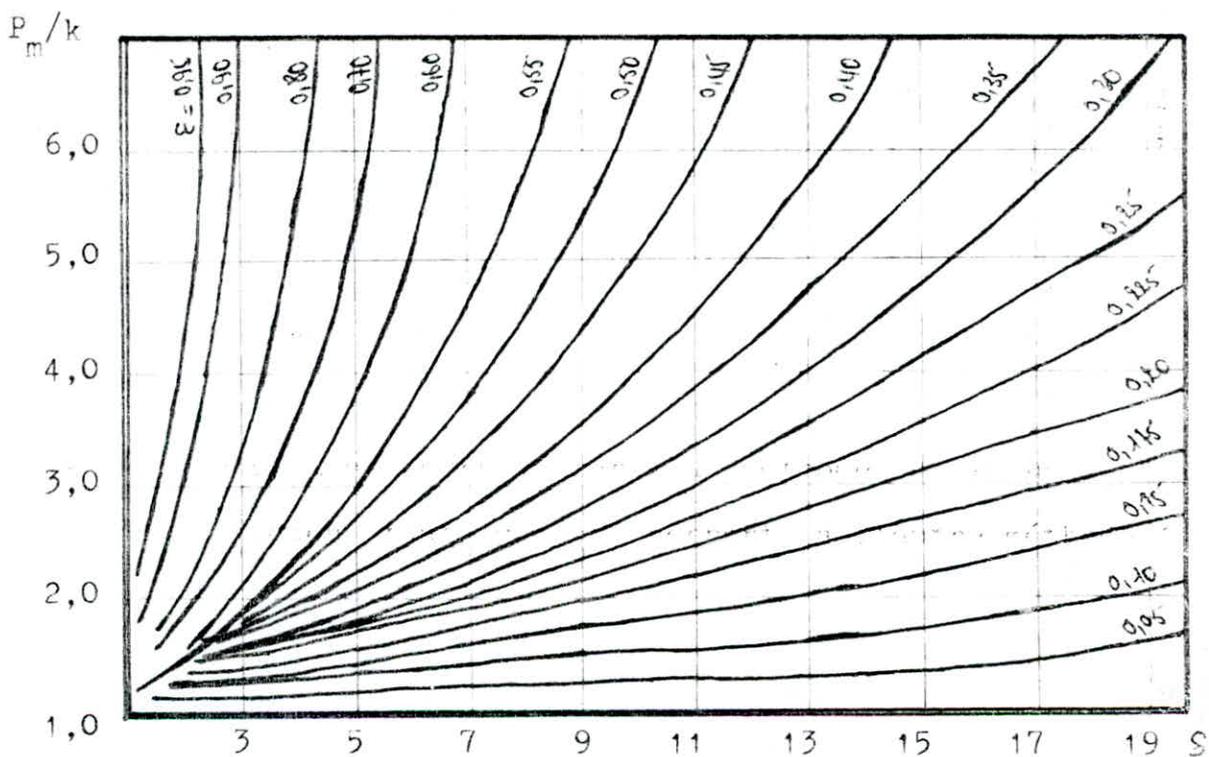


fig : 7 . 5 - Variation de $(P_m/k) = f (S)$.

Conclusion :

On a cherché :

- 1 - à fournir un guide dans le choix des dimensions et des conditions générales de similitude entre les deux méthodes proposées pour le procédé de laminage .
- 2 - les résultats fournis par la méthode d'Ekelund sont plus exactes (fiables) par rapport à l'autre méthode .

3 - Les résultats de calcul montrent que la pression spécifique augmente en fonction de la température dans les laminoirs quarto réversible comme la montre la figure 7 . 1 , par contre , dans les cages trains finisseurs (figure 7 . 2) .

4 - Pour un coefficient de frottement assez faible , (variant entre 0,280 et 0,225) , La science n'a pas encore envisager une explication concrète de l'évolution de la pression en fonction de la température (linéaire , parabolique , logarithmique,...).



CHAPITRE : 8

Productivité du Laminage .

8 . 1 - La productivité formulée /

Pour donner un sens physique à la productivité du laminage , en utilisant un ensemble bien défini d'expressions mathématiques nous permettent de calculer la valeur approximative à la productivité théorique.

- longueur du produit après chaque passe :

$$l_n = \mu \cdot l_{n-1} .$$

$$N = (484 \cdot l)^{\frac{1}{2}} .$$

l : longueur du produit après chaque passe .

N : rotation maximale dans la période de vitesse constante des cylindres .

- temps de machine pour chaque passe et le temps total de machine pour n passes .

$$T_m = (19,1 / N) \cdot (l / D_e) + 0,005 \cdot N .$$

D_e : diamètre effectif est pris du dessin de calibrage des cylindres .

- durée de pause :

$$i = (h_1 - e + h - \Delta) / C_m .$$

h_1 : épaisseur du lingot après la première passe.

e : épaisseur du bloom .

h : profondeur de cannelure (pour la 1^{ère} passe) .

Δ : jeu nominal entre les collets des cylindres.

($\Delta = 10$ mm environ) .

C_m : vitesse moyenne d'enlèvement du cylindre supérieur , (mm / s) .

- On donne les pauses entre les passes et on établit la pause totale pour les n passes ($\sum \tau$) .

- On cherche le rythme du laminage d'un lingot :

$$T_{\text{rythme}} = \sum T_m + \sum \tau + i .$$

$\sum T_m$: temps total de machine pour chaque lingot .

$\sum \tau$: durée totale de pauses entre les passes du lingot dans toutes les cannelures .

i : durée de pause .

- La productivité horaire du laminage est donnée par :

$$P_h = Q \cdot U \cdot 3600 / T_{\text{rythme}} .$$

Q : masse du lingot .

U : coefficient d'utilisation des laminoirs .

$$U = 0,95 \dots 0,96 .$$

T_{rythme} : rythme de laminage .
la masse initiale du lingot $Q = 7 \text{ ts}$.

- La puissance annuelle (productivité annuelle) est exprimée par :

$$W_A = k \cdot (1 - t_p / 100) \cdot M \cdot U \cdot Q \cdot 3600 / T_{\text{rythme}} .$$

tels que :

k : le nombre d'heure par an , ($k = 7680$ heures) .

t_p : le temps perdu durant l'année , ($t_p = 10 \%$) .

M : coefficient d'utilisation des lingots .

$$M = 83 \% .$$

8 . 2 - Calcul pratique /

En utilisant un laminoir duo , nombre de passes n tel que $n = 15$, la masse initiale du lingot $Q = 7 \text{ ts}$, la section finale est $250 \times 250 \text{ mm}$, ordre du retourne-

ment du produit est 2 , 6 , 10 , 12^{eme} passe .

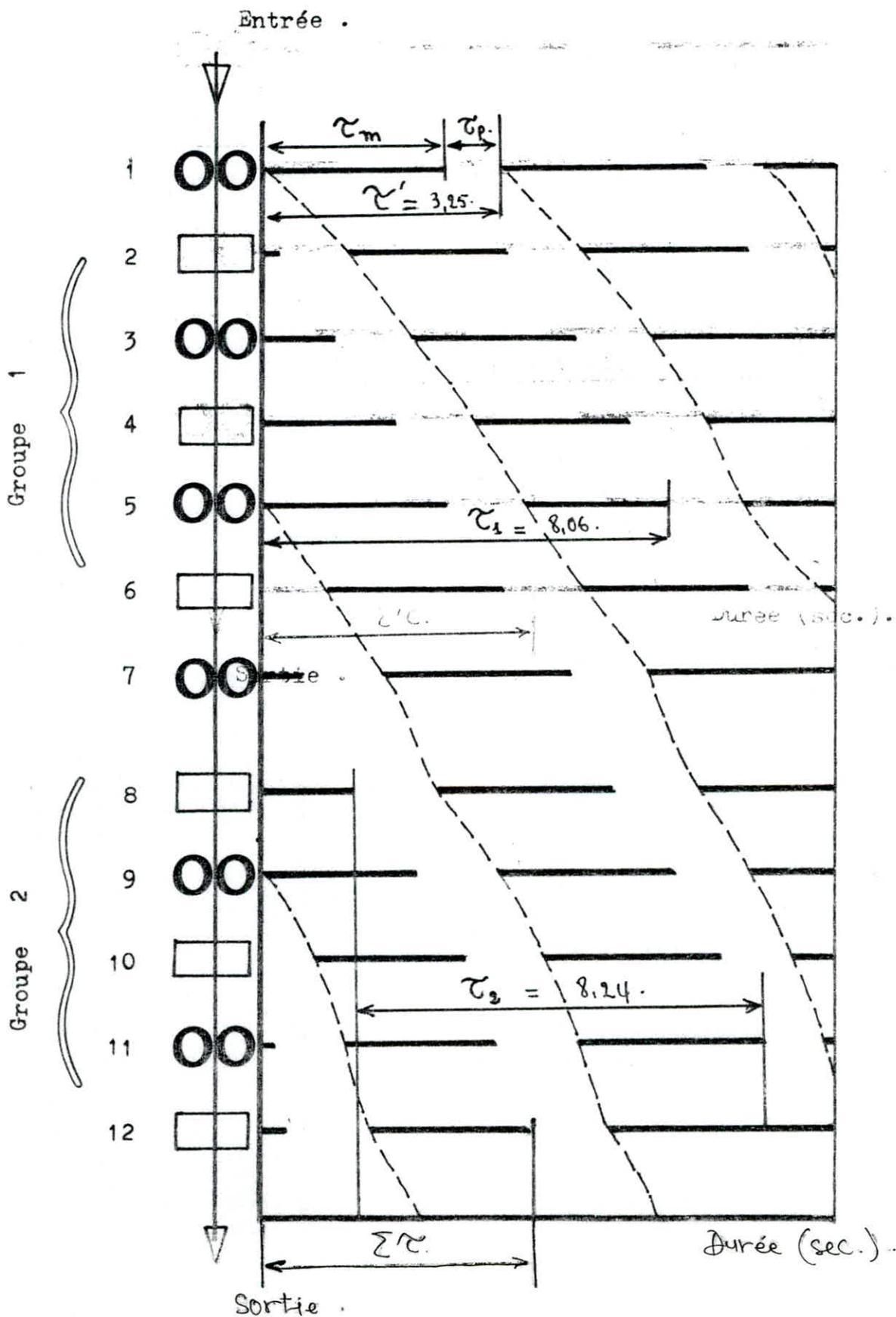
Paramètres essentiels de calibrage .

Tableau (22) .

n° de passe	C . R . μ	L_n (m) .	D_e (m) .	L_n / D_e	N (tr/mn)		+ • • • T_m	D . E . P . μ
					x	arrondi		
1	1,100	2,20	1,045	2,10	32,63	25	1,75	1,50
2	1,136	2,50	1,045	2,40	34,79	25	1,96	4
3	1,140	2,85	1,045	2,72	37,14	25	2,20	1,50
4	1,193	3,40	1,045	3,26	40,57	40	1,75	1,50
5	1,176	4,00	1,045	3,84	44,00	40	2,03	4
6	1,300	5,20	1,045	3,98	50,17	50	2,15	1,50
7	1,125	5,85	0,965	6,07	53,21	50	2,56	1,50
8	1,128	6,60	0,965	6,84	56,52	55	2,65	1,50
9	1,151	7,60	0,965	7,88	60,65	60	2,81	1,50
10	1,184	9,00	0,965	9,32	66,00	65	3,10	4
11	1,111	10,03	0,965	10,40	69,67	65	3,37	1,50
12	1,115	12,30	0,965	11,71	77,16	70	3,39	4
13	1,256	12,60	0,965	13,10	78,09	75	3,70	1,50
14	1,166	14,70	0,965	15,23	84,35	80	3,84	4
15	1,041	15,30	0,975	15,70	86,05	85	3,93	-

Σ 41,39 33,50

Rythme de laminage pour les laminoirs d'El Hadjar



Grace au tableau (- 22), on calcule la productivité annuelle .

$$\text{Pour : } h_1 = 645 \text{ mm ; } e = 250 \text{ mm ; } h = 170 \text{ mm .}$$

$$C_m = 120 \text{ mm/s .}$$

$$i = (645 - 250 + 170 - 10) / 120$$

$$i = 4,625 \text{ secondes .}$$

$$T_{\text{rythme}} = 41,39 + 33,50 + 4,625$$

$$T_{\text{rythme}} = 79,515 .$$

la productivité horaire P_h :

$$P_h = 0,95 \cdot 7 \cdot 3600 / 79,515$$

$$= 301,08 \text{ tonnes/heure .}$$

la productivité annuelle W_A :

$$W_A = 7680 \cdot (1 - 10 / 100) \cdot 0,83 \cdot 301,08$$

$$W_A = 1727283,92 \text{ tonnes / an .}$$

C o n c l u s i o n :

Le probleme de la productivité vise essentiellement la capacité des laminoirs utilisés pendant une période limitée , celui nous permet à tracer un cadre méthodologique élémentaire pour étudier la productivité dans des configurations voisines à celle de laminage .

On a cerné encore les limites et les intervalles de l'application de certaines formules technologiques .

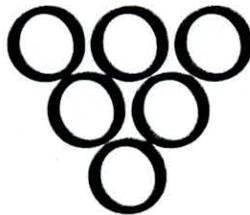
• CONCLUSION GÉNÉRALE.

Le but du sujet était d'étudier la technologie du laminage qui ne doit plus être simplement appréhendé comme un simple moyen de mise en forme, mais également comme un moyen métallurgique d'amélioration des métaux et alliages tout en cherchant leurs malléabilités idéales à la déformation.

Les résultats de calcul montrent que :

- 1 - Pour le métal (production d'El hadjar) la température maximale de chauffage variant de 1050 °c à 1250 °c .
- 2 - La température à la surface du lingot variant entre 25 °c et 1063 °c , et au centre variant face du métal : la rotation des cylindres , et entre 25 °c et 1000 °c .
la largeur du métal .
- 3 - La température de brûlure dans le four pit augmente de 1140 °c à 1370 °c pour une durée maximale ne dépassant pas les 13 heures d'enfournement.
- 4 - Pour le calcul de l'élargissement , les résultats numériques de la méthode de Jhoz montre une précision de 5 % par rapport aux autres méthodes , la méthode de Jhoz est plus pratique et simple , la méthode de Tarnofski est plus scientifique .
- 5 - La pression en générale dépend de l'état de surface du métal , la rotation des cylindres , et la largeur du métal .

- 6 - Pour la perte du métal , on a remarqué que la formation des battitures est importante pour les températures supérieures à 1000°C et pour des durées de chauffage comprises entre 4 et 8h , donc l'intervalle idéal est compris entre $0 - 950^{\circ}\text{C}$ et 0 - 4 heures .
- 7 - Les figures de la pression spécifique en fonction de l'arc de contact et en fonction de l'angle α illustrent la variation au cours du laminage pour contrôler mieux la réduction de l'épaisseur de façon à obtenir une valeur de pression importante.
- 8 - Pour le complexe d'El Hadjar , la productivité est en voie d'amélioration , les calculs montrent que la productivité est au voisinage de 80 % par rapport à l'année passée .
- 9 - D'après mes calculs , le rythme de laminage pour le complexe d'El Hadjar est diminué par 5,5 % .



• References Bibliographiques :

- 1 . V. Poloukhine : Simulation mathématique et calcul sur ordinateur des laminoirs à toles .
- 2 . P. Baque : Mise en forme des métaux .
(calculs par la plasticité , tome 1)
- 3 . A. Soukomek : Problèmes de transfert de chaleur .
- 4 . P. Poloukhine : Technologie des métaux , édition Mir
Moscou .
- 5 . C N R S : Mise en forme des métaux .
- 6 . E C. Larke : Le laminage des produits plats . DUNOD .
- 7 . Technique de l'ingenieur :
 - * Michel Bonaux : les laminoirs à chaud . M 1990 .
 - * Pierre Callewaert : laminoirs continus en larges
bandes .
- 8 . Th. Krist : Metallurgie (formulaire de poche) .
- 9 . Bofors Akers 21 / 06 / 1976 :
 - * pour une etude preliminaire relative à la
fabrication de cylindres de laminoirs à chaud .
- 10 . Revue de metallurgie (avril 1984 - 88)
 - * pratique du laminage direct du train à bandes
chaud de brames coulées en continu .
(documentation à la D.E.A S.N.S El Hadjar)



