



**HAL**  
open science

# Étude des conditions de frottement et des mécanismes d'endommagements surfaciques en emboutissage par simulation en étirage-plan

Xavier Roizard

► **To cite this version:**

Xavier Roizard. Étude des conditions de frottement et des mécanismes d'endommagements surfaciques en emboutissage par simulation en étirage-plan. Sciences de l'ingénieur [physics]. Institut National Polytechnique de Lorraine, 1992. Français. NNT : 1992INPL045N . tel-01751046

**HAL Id: tel-01751046**

**<https://hal.univ-lorraine.fr/tel-01751046v1>**

Submitted on 29 Mar 2018

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

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



## AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : [ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr](mailto:ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr)

## LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10

[http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg\\_droi.php](http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php)

<http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm>

INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE LORRAINE

————— [M]1992 ROIZARD, X.

**ETUDE DES CONDITIONS DE FROTTEMENT ET DES MECANISMES  
D'ENDOMMAGEMENTS SURFACIQUES EN EMBOUTISSAGE PAR  
SIMULATION EN ETIRAGE - PLAN**

————— \* —————

**THESE**

présentée devant  
l'Institut National Polytechnique de Lorraine  
pour l'obtention du titre de

**DOCTEUR I.N.P.L.**  
(Science et Génie des Matériaux)

par

**Xavier ROIZARD**  
( *Ingénieur E.S.S.T.I.N.* )



Soutenue publiquement le 1 juin 1992 devant la commission d'examen.

————— \* —————

**JURY**

Monsieur le Professeur	M. GANTOIS .....	Président
Monsieur le Professeur	B. BAUDELET.....	} Rapporteurs
Monsieur le Professeur	G. TOUSSAINT.....	
Monsieur le Professeur	J. MIGNOT.....	} Examineurs
Monsieur	B. THOMAS.....	
Monsieur	J. von STEBUT.....	

---

## **AVANT PROPOS**

---

## AVANT PROPOS

-----

Ce travail a été effectué à l'Ecole des Mines de Nancy, au Laboratoire de Science et Génie des surfaces (U.R.A. C.N.R.S. 1402) dirigé par Monsieur le Professeur M. GANTOIS à qui j'exprime ma gratitude pour l'honneur qu'il me fait en acceptant de présider le jury de cette thèse.

Je tiens à remercier Monsieur le Professeur B. BAUDELET et Monsieur le Professeur G. TOUSSAINT, pour avoir consacré une partie de leur temps à l'examen de cette thèse et accepté d'en être les rapporteurs.

Que Monsieur le Professeur J. MIGNOT et Monsieur B. THOMAS trouvent ici l'expression de mes vifs remerciements pour l'intérêt qu'ils portent à cette étude en participant au jury.

Je remercie sincèrement Monsieur J. von STEBUT, Chargé de Recherches au C.N.R.S., pour le soutien et les compétences qu'il m'a apportés en dirigeant ce travail.

Je remercie vivement Monsieur J.M. HIVER pour avoir su réaliser, dans des délais les plus brefs, un logiciel de pilotage du tribomètre et d'acquisition de données performant.

J'adresse mes sincères remerciements à Sylvie LEGRAND pour tout l'amour promulgué pendant cette période de recherche, à J.M. BRION (l'homo-delphinus de l'Ornain), pour son dévouement vis à vis de l'imprimante laser, ainsi qu'à tous les membres du laboratoire et des services annexes de l'école qui, d'une manière ou d'une autre, ont contribué à la réalisation de ce travail, notamment Messieurs J.P. ARNOUX et B. BOREUX ainsi que Mademoiselle S. COLINET et Madame M.C. LEHMANN.

---

## TABLE DES MATIERES

---

<b>INTRODUCTION GENERALE</b> .....	10
<b>CHAPITRE I</b>	
<b>CONTEXTE GENERAL - SIMULATION EXPERIMENTALE</b> .....	13
I. 1 - L'OPERATION D'EMBOUTISSAGE.....	13
I. 2 - REUSSITE DE L'OPERATION - IMPORTANCE DU FROTTEMENT INTERFACIAL.....	14
I. 3 - PRESENTATION DU TRIBOMETRE.....	15
I.3.1 - Pilotage de l'essai .....	17
I.3.2 - Mesures déduites pendant l'essai.....	17
I.3.3 - Limitation du tribomètre - Comparaison avec la situation réelle .....	18
I. 4 - CONDITIONS DE MISE EN ŒUVRE DES ESSAIS .....	18
I. 5 - ESSAIS DE TYPE "MULTIPASSES SUCCESSIVES".....	19
I. 6 - CRITERES STATISTIQUES UTILISES.....	23
I.6.1 - Paramètres caractérisant l'amplitude verticale de la rugosité de surface .....	24
I.6.2 - Paramètres caractérisant l'espacement horizontal de la rugosité de surface .....	25
I.6.3 - Paramètres liés à la fonction de distribution de hauteurs de points de la surface.....	26
I. 7 - EVOLUTION DE LA RUGOSITE DE SURFACE LORS D'UN ESSAI DE TYPE "MULTIPASSES SUCCESSIVES" .....	27
I.7.1 - Cas théorique de l'arasement pur d'une surface rugueuse de distribution de hauteurs de pics aléatoire .....	27

---

I.7.2 - Evolution du profil de rugosité d'une tôle rugueuse lors de frottements successifs en regard d'une troncature simple .....	28
I.7.3 - Ecoulement de la rugosité de surface d'une tôle rugueuse pendant un essai de type "multipasses successives" - Signification complète de la courbe d'Abbott et de ses variations pendant un essai.....	28
I . 8 - NOTE SUR LE FILTRAGE DU PROFIL DE RUGOSITE .....	32
I . 9 - CONCLUSIONS.....	34
<b>CHAPITRE II</b>	
<b>ETUDE EXPLORATOIRE DE QUELQUES PARAMETRES.....</b>	<b>36</b>
II . 1 - INTRODUCTION.....	36
II . 2 - ETUDE DE QUELQUES PARAMETRES INTRINSEQUES .....	36
II.2.1 - Incidence de la topographie de surface .....	36
II.2.2.1 - Evolutions des coefficients de frottement.....	37
II.2.2.2 - Evolutions de la microgéométrie de surface .....	39
II.2.2.3 - Observation de la génératrice frottante des outils .....	42
II.2.3 - Incidence de la nature d'un revêtement de surface sur la tôle .....	43
II.2.4 - Effet de la déformation plastique de surface de la tôle .....	46
II.2.5 - Nature de l'outil .....	50
II . 3 - ETUDE DE QUELQUES PARAMETRES EXTRINSEQUES.....	53
II . 4 - PARAMETRES LIES AU TROISIEME CORPS .....	56
II.4.1 - Incidence de la présence de débris d'usure à l'interface et d'un film de transfert sur l'outil .....	56
II.4.1.1 - Incidence de la présence d'un film de transfert et de débris d'usure sur les outils .....	57
II.4.1.2 - Etude de l'établissement d'une couche de transfert.....	59
II.4.1.3 - Influence de la présence de débris d'usure sur la piste de frottement.....	60



---

II.4.2.1.1 - Efforts de frottement .....	61	
II.4.2.2.2 - Evolutions des critères statistiques .....	62	
II . 5 - CONCLUSIONS.....	69	
 <b>CHAPITRE III</b>		
<b>ETUDE DES PRINCIPAUX MECANISMES REGISSANT</b>		
<b>LE CONTACT .....</b>		<b>71</b>
III . 1 - INTRODUCTION.....	71	
III . 2 - THEORIE DES JONCTIONS - CROISSANCE DE CES JONCTIONS LIEE AU GLISSEMENT RELATIF DES DEUX CORPS EN CONTACT.....	71	
III.2.1 - Situation de "frottement sec".....	71	
III.2.2 - Situation de "frottement lubrifié".....	79	
III . 3 - ETUDE DES PARAMETRES T ET V.....	82	
III.3.1 - La température.....	82	
III.3.2 - La vitesse de frottement .....	90	
<i>Récapitulatif</i> .....	94	
III . 4 - ETUDE DES PARAMETRES P et F .....	95	
III . 5 - NOTE SUR LE MODELE DE FORMATION DES LANGUETTES EPAISSES LORS D'UN ESSAI DE FROTTEMENT .....	103	
III . 6 - TRANSMISSION DE LA PRESSION PAR UN FILM MINCE DE LUBRIFIANT, SELON L'ETAT DE CONTRAINTTE A CŒUR.....	108	
<i>Récapitulatif</i> .....	111	
III . 6 - CONCLUSIONS.....	112	

<b>CHAPITRE IV</b>	
<b>CONSTRUCTION D'UNE RELATION <math>\mu = f ( V,P,T,F)</math></b> .....	114
IV . 1 - INTRODUCTION.....	114
IV . 2 - QUELS SONT LES FACTEURS QUI ONT DU "POIDS" SUR LE FROTTEMENT ?.....	115
IV . 3 - QUELLE EST LA FORME DE LA REPONSE EN FROTTEMENT QUAND LES FACTEURS INFLUENTS (P, V, T, F) VARIENT ?.....	116
IV.3.1 - Démarche expérimentale.....	116
IV.3.2 - Construction d'une relation $\mu = f (V,P)$ .....	117
<i>Récapitulatif</i> .....	126
IV.3.3 - Introduction de la température T - Construction d'une relation $\mu = f (V,P,T)$ .....	127
IV.3.4 - Introduction de la tension axiale F - Construction d'une relation $\mu = f (V,P,T,F )$ .....	130
IV.3.5 - Illustration des résultats .....	134
IV . 4 - CONCLUSIONS.....	136
<b>CONCLUSION GENERALE</b> .....	139
<b>REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES</b> .....	145
<b>ANNEXE : TOLES UTILISEES</b> .....	151

---

**INTRODUCTION**

**GENERALE**

---

L'opération d'emboutissage comporte deux aspects fondamentaux : les aspects volumiques - structures et comportements - et les aspects surfaciques. Ceux-ci peuvent être traduits dans les formulations mécaniques dans lesquelles l'importance des aspects surfaciques apparaît clairement [*par exemple, J. Oudin, 1987*] ; on peut même dire, sans exagération, que la réussite d'une opération de mise en forme en dépend essentiellement. En effet, les aspects surfaciques conditionnent la déformation volumique de la pièce, son état de surface, mais aussi la durée de vie des outils et donc, *in fine*, son prix de revient. Ainsi, la confiance que l'on peut accorder aux essais analogiques - sur le site réel ou sur une installation de simulation - ainsi qu'aux essais numériques, avec des méthodes telles que celles des éléments finis, est directement liée à la prise en compte de conditions de contact réalistes.

C'est pourquoi nous avons utilisé un dispositif de simulation, de type étirage-plan et dont nous justifierons les intérêts et limites dans le premier chapitre, dans le but d'approcher une hiérarchisation des différents paramètres influant sur les conditions de contact. Notons que cette démarche a pour objectif une sophistication progressive de la simulation, permettant de se rapprocher des conditions de contact réalistes de frottement en emboutissage, afin d'améliorer les possibilités de transposition des résultats à l'échelle industrielle. Dans ce chapitre, nous présentons également des outils d'analyse de la topographie de surface, utilisés dans la quantification des phénomènes.

Une vaste étude exploratoire, menée dans le chapitre II, nous fera prendre conscience, non seulement de la nécessité de lier les efforts de frottement aux évolutions de la topographie de surface - afin d'évaluer les évolutions des conditions de contact - mais également, de la formidable inter-dépendance de tous les facteurs entre eux sur les endommagements de la surface des deux corps en contact.

Aussi, nous limiterons-nous, dans une étude au niveau microscopique de la rhéologie de la matière, qui participe directement au contact (plateaux, poches de lubrifiant piégé), aux effets de quatre paramètres pouvant être pris en compte dans un code de calcul par éléments finis (troisième chapitre) :

- vitesse relative entre les deux corps glissant l'un contre l'autre (V),
- force avec laquelle sont pressés les deux corps l'un contre l'autre (P),
- température moyenne des outils, (T)
- force axiale appliquée aux extrémités de la tôle-essai pendant l'essai de frottement (F).

Enfin, le chapitre IV propose une méthode rigoureuse, puisée dans des techniques de planifications expérimentales, permettant d'atteindre le poids respectif des quatre facteurs influents V,P,T et F sur le coefficient de frottement. Une des conséquences directes pourrait

être une représentation plus fidèle, dans les modèles numériques, de la prise en compte du contact (souvent dictée, jusqu'à présent, par une loi de type "coulomb").

# **CHAPITRE I**

---

**CONTEXTE GENERAL**  
**SIMULATION EXPERIMENTALE**

---

## I . 1 - L'OPERATION D'EMBOUTISSAGE

L'emboutissage concerne l'ensemble des opérations de formage de pièces à surfaces non développables.

L'outil d'emboutissage se compose de trois éléments principaux ; le poinçon et la matrice, qui délimitent respectivement les contours intérieur et extérieur de la pièce, et le serre-flan qui, en pressant le métal contre la matrice, évite son plissement et contrôle son écoulement le long du poinçon (figure I.1).

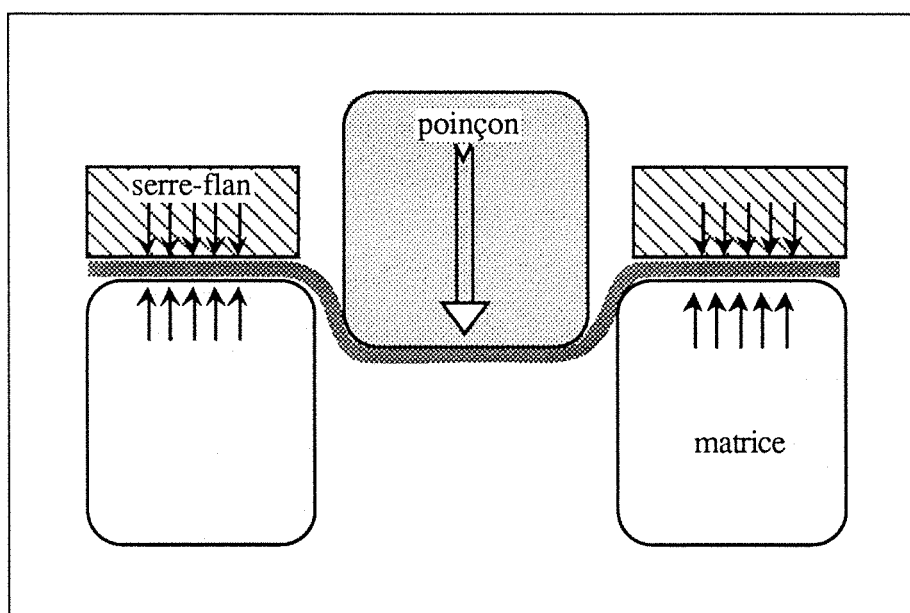


Figure I.1 : Outil d'emboutissage (schéma de principe).

Lorsque le métal situé entre la matrice et le serre-flan est bloqué, le formage est appelé "par expansion" et "par rétreint" lorsqu'il s'écoule pour alimenter la hauteur de la pièce (figure I.2).

En fait, dans le cas de l'emboutissage de pièces de carrosserie, la situation est intermédiaire puisque le serre-flan freine le glissement sur toute ou une partie de sa surface. Des joncs, installés latéralement à une zone particulière de la pièce, impose au métal de se plier et se déplier, permettant ainsi une tension parfaite de la tôle à ces endroits.

Notons que toutes les déformations à cœur nécessaires pour obtenir la forme souhaitée ont été transmises par l'intermédiaire des surfaces.

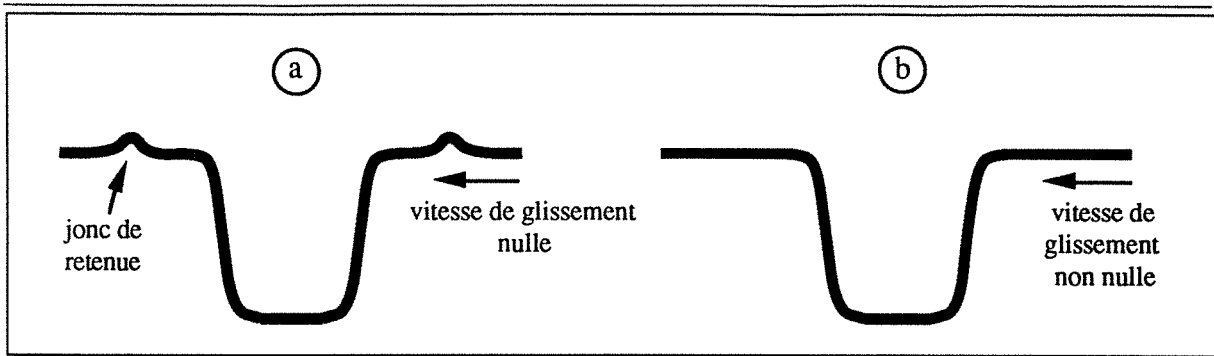


Figure I.2 : Formage par expansion (a) : le métal est bloqué entre matrice et flan, par rétreint (b) : le métal glisse entre matrice et flan.

### I . 2 - REUSSITE DE L'OPERATION : IMPORTANCE DU FROTTEMENT INTERFACIAL

Pour illustrer l'effet important du coefficient de frottement sur les efforts de formage, nous allons utiliser les formules de Barlow [1956] qui, quoique simplifiées, sont suffisamment précises pour juger de l'influence des paramètres mécaniques et géométriques.

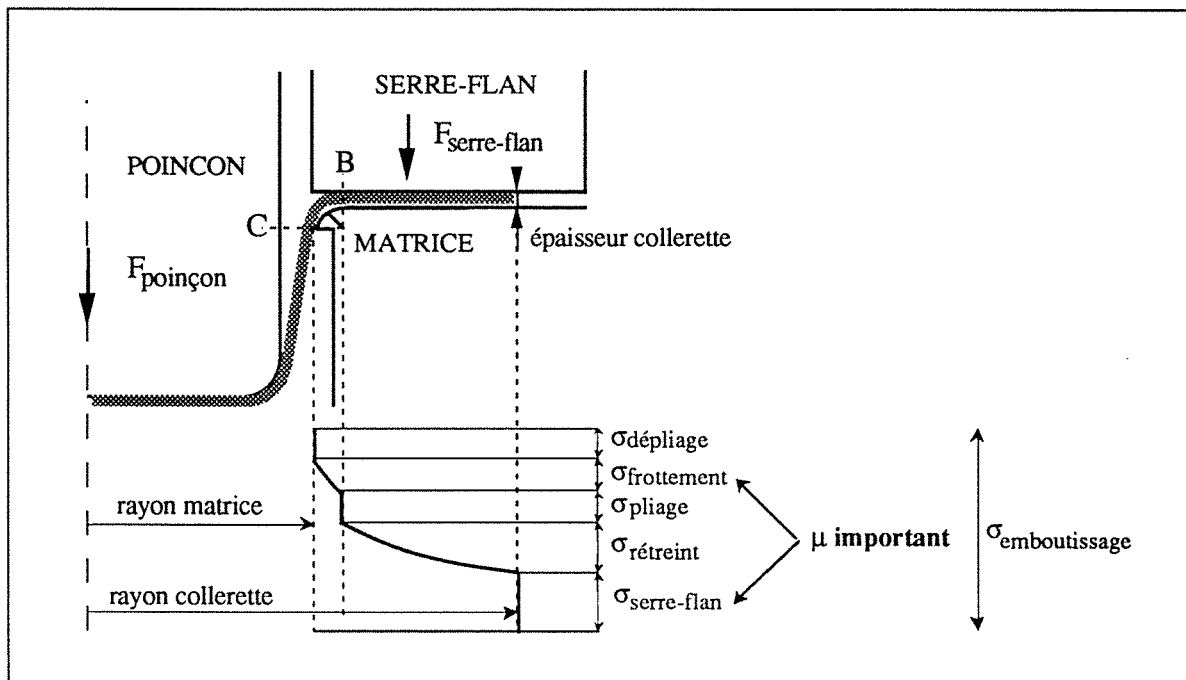


Figure I.3 : Répartition des contraintes de formage dans une pièce emboutie - Importance du frottement au niveau du serre-flan et de la courbure de la matrice

La figure I.3 présente la répartition des contraintes de formage existant dans une pièce emboutie. Barlow [1956] divise la pièce en cinq zones :



- l'extrémité de la collerette où est appliqué l'effort dû au serre-flan,
- la collerette rétreinte,
- l'entrée du rayon de matrice où s'effectue le pliage du métal,
- le rayon de matrice sur lequel le frottement est important,
- la sortie du rayon de matrice où s'effectue le dépliage du métal.

Nous pouvons ainsi juger de l'importance du frottement sur le formage d'une pièce. Par exemple, la contrainte due à l'action du serre-flan ( $\sigma_{sf}$ ) est proportionnelle au coefficient de frottement ( $\mu$ ) et à la force appliquée par le serre-flan sur la tôle ( $F_{sf}$ ) pour éviter la formation de plis. En admettant que la force  $F_{sf}$  appliquée est de l'ordre du tiers de la force totale d'emboutissage, on mesure l'importance du coefficient de frottement [D. Rault, 1976].

Puisque la déformation maximale que l'on peut obtenir, souvent exprimée par les courbes limites de formage [M. Fourdain, 1972], dépend largement du frottement (elle est d'ailleurs toujours donnée pour diverses qualités de lubrifiant [J.C. Gerdeen, 1990]), on mesure l'intérêt d'appréhender au mieux les paramètres régissant les conditions de contact. Par conséquent, nous nous proposons d'étudier la réponse en frottement vis à vis des variations des principaux paramètres. Cependant, sachant qu'une même valeur de coefficient de frottement peut conduire (ou résulter) de situations de contact bien différentes, nous devons avoir le souci permanent de relier ces résultats aux endommagements surfaciques produits.

### **I . 3 - PRESENTATION DU TRIBOMETRE**

De nombreux dispositifs d'étirage-plan sont utilisés pour étudier, expérimentalement, l'incidence des divers paramètres intervenant en emboutissage afin de juger, de façon économique, de la prédisposition des tôles au grippage.

Le tribomètre que nous utiliserons dans cette étude comporte plusieurs originalités permettant de se rapprocher progressivement de la situation de contact réelle. [J. von Stebut, 1982] La figure I.4 rassemble les possibilités de ce dispositif et les trois sous-chapitres suivants se proposent de les commenter.

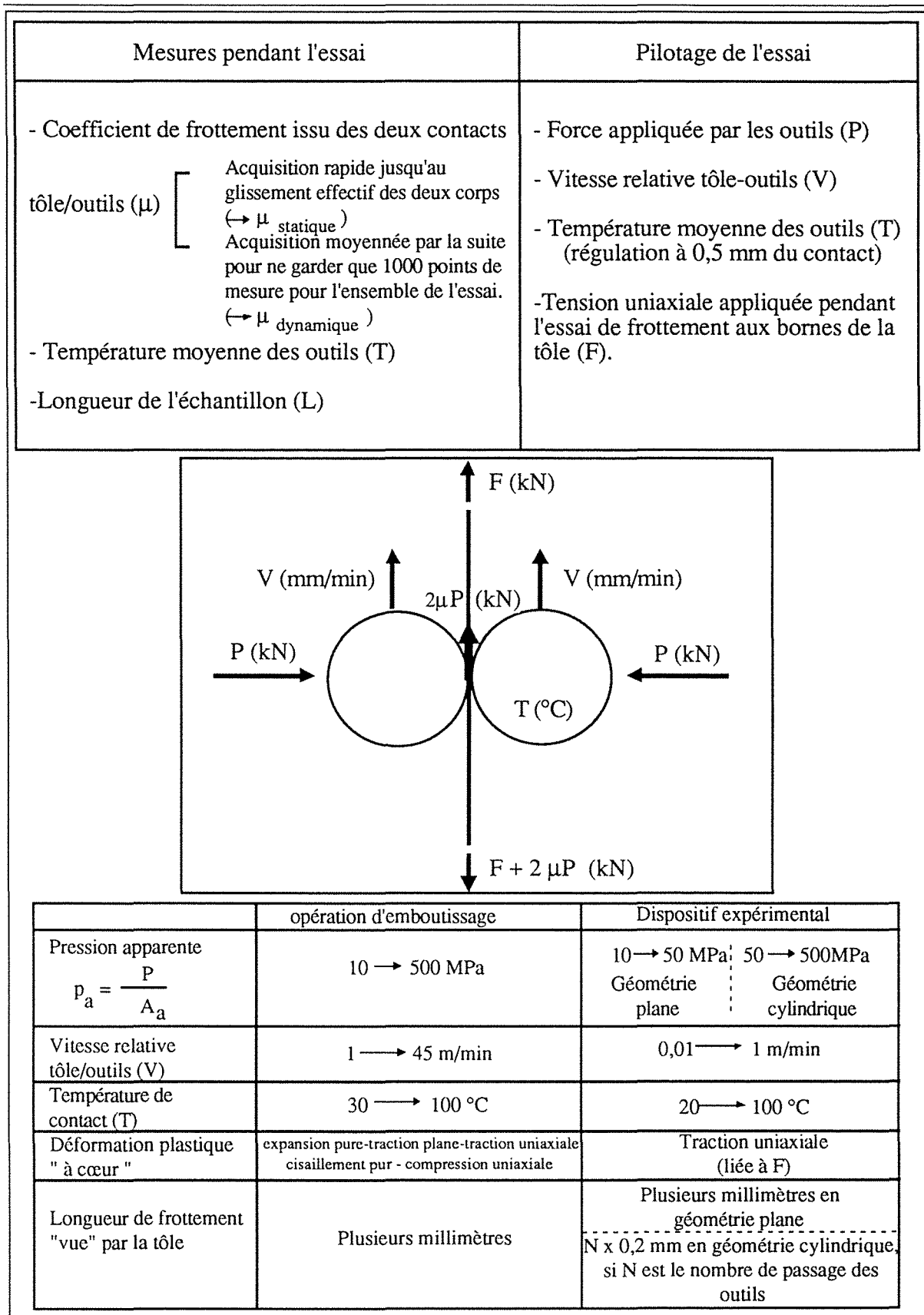


Figure I.4 : Dispositif expérimental - Paramètres contrôlés et mesurés - Comparaison entre le domaine de variation possible des paramètres et la situation réelle.

### **I.3.1 - Pilotage de l'essai**

La force appliquée par les outils normalement aux deux surfaces de la tôle (P) est engendrée par un système de type "pince" : un vérin pneumatique peut écarter les extrémités supérieures de deux bras qui portent les outils à leurs autres extrémités ; une liaison pivot au centre des bras permet alors un rapprochement des outils. La force P est mesurée avec précision par l'intermédiaire de jauges de contraintes collées sur l'un des deux bras qui suivent sa déformation.

Le dispositif est conçu comme accessoire d'une machine de traction. Le vérin hydraulique de celle-ci impose une vitesse relative tôle/outils.

Les mors porte-outils sont isolés électriquement et thermiquement du reste du bâti. Des cartouches chauffantes liées à un régulateur de type PID installées dans chacun d'eux permet une régulation fine de leur température.

La tôle est installée dans un cadre mobile comportant deux mors auto-serrants. Un pneuride permet d'imposer une tension contrôlée à ses deux extrémités.

### **I.3.2 - Mesures déduites pendant l'essai**

Les efforts permettant d'imposer une vitesse relative (constante) entre tôle et outils sont mesurés en continu par l'intermédiaire de trois capteurs piézo-électriques. Le signal est envoyé dans un micro-ordinateur, par le biais d'une carte de transfert analogique-numérique, qui le transforme en coefficient de frottement de type "Coulomb" en divisant l'effort de frottement par les forces normales appliquées par les deux outils. Cent à trois cents points de mesure sont d'abord acquis "à la volée" - c'est à dire sans visualisation ni traitement - : la valeur du coefficient de frottement statique ( $\mu_s$ ) peut alors être approchée avec précision. Ensuite, il n'est gardé en mémoire que sept à neuf cents points de mesure pour représenter l'évolution du coefficient de frottement dynamique ( $\mu_d$ ) pendant la durée de l'essai. Cette procédure est répétée autant de fois qu'il y a d'arrêts des outils.

La température moyenne des outils est suivie par un thermocouple placé à 0,5 mm environ de la génératrice en contact.

Il est également possible de mesurer, pendant l'essai, l'allongement de la tôle grâce à un capteur LVDT afin de déceler d'éventuelles déformations plastiques à cœur.

Toutes les mesures des efforts de frottement sont ensuite stockées sur disquettes magnétiques pour être traitées de manière graphique (possibilité de superposition d'efforts issus de diverses expériences, zoom sur des zones particulières telles que les pics de frottement statique, etc).

### **I.3.3 - Limitation du tribomètre - Comparaison avec la situation réelle**

La force normale à la surface imposée par les outils varie de 0 à 10 kN. Selon la géométrie des outils utilisée (cylindrique de diamètre 20 mm ou plate de largeur comprise entre 4 et 10 mm), sachant que nos échantillons ont une largeur de 50 mm, les pressions apparentes de contact couvrent un domaine allant jusqu'à 500 MPa, valeurs maximales rencontrées en emboutissage [*G. Pomey, Techniques de l'Ingénieur*].

La zone de variation de vitesse relative de notre dispositif - puisqu'elle dépend de celle de la machine de traction - est en deçà des vitesses courantes rencontrées en situation réelle. L'impact réel de ce paramètre sur les efforts de frottement et endommagements surfaciques ne pourra donc être connu dans l'absolu. Cependant, nous nous risquerons - tout en étant conscient des dangers encourus - à supposer que les modifications apportées par l'augmentation de la vitesse dans la fourchette 0,01 - 1 m/min s'amplifient lorsqu'elle atteint plusieurs m/min.

Puisque la déformation plastique à cœur est un phénomène indissociable de l'opération d'emboutissage, notre dispositif permet d'imposer une tension axiale aux extrémités de la tôle pouvant induire jusqu'à 9 % de déformation plastique à cœur, pour une tôle d'acier doux. Bien que cette déformation reste inférieure aux valeurs réelles en de nombreux endroits de l'embouti, les tendances liées à ce facteur seront riches d'enseignement.

Notons enfin que le passage répété des outils sur une même plage peut conduire, en géométrie cylindrique, à des valeurs de glissement réalistes vis à vis de celles rencontrées en emboutissage.

## **I . 4 - CONDITIONS DE MISE EN ŒUVRE DES ESSAIS**

Les conditions de mise en œuvre des essais sont les suivantes :

Outils :

- Géométrie : deux outils cylindriques de diamètre 20 mm ou deux outils plans de largeur 4 ou 10 mm

- Nature : acier rapide ou fonte à graphite lamellaire
- Rugosité :  $Ra \approx 0,07 \mu\text{m}$  (polissage manuel au papier émeri 800)

Tôles :

- Largeur : 50 mm (inférieure à celle des outils)
- Longueur : 300 mm
- Epaisseur : 0,7 mm ou 1 mm (tôles à rugosité laser)

Notons que la direction de frottement est toujours celle du laminage.

Nettoyage et lubrification :

Outils : lorsqu'ils sont qualifiés de "neufs", ils ont été polis à la main avec du papier émeri 800, parallèlement à leurs génératrices, puis nettoyés avec de l'acétone.

Tôle : avant chaque essai, elles sont d'abord frottées énergiquement avec du papier absorbant imbibé d'éther de pétrole, puis trempées dans un bain de ce même produit tout en étant vibrées aux ultra-sons. Après lubrification, elles sont stockées pendant une vingtaine d'heures, verticalement, pour être égouttées. Enfin, elles sont essuyées entre deux feuilles de papier absorbant juste avant l'essai.

### **I . 5 - ESSAIS DE TYPE "MULTIPASSES SUCCESSIVES"**

Ces essais consistent en un passage répété d'outils cylindriques sur une même plage, par opposition à l'appellation monopasse où ils n'effectuent qu'une seule passe sur une même piste (figure I.5).

Lorsque les outils présentent une génératrice "neuve" au début de chacune des passes, un point de la surface se trouvant en début de piste de frottement sera en contact, avec un outil propre, autant de fois que de passes seront effectuées. La géométrie cylindrique utilisée offre un contact en ligne, sur toute la largeur de la tôle (50mm), de largeur ( $l$ ) fixée, dépendant de la charge appliquée, de la dureté de la tôle et de la topographie de surface. Ainsi, un essai de type "N passes successives" imposera, au total, une longueur de frottement égale à  $N \cdot l$ . Ce raisonnement peut être appliqué pour un point se situant en fin de piste de frottement. Dans ce cas, le contact s'effectuera sur des outils pollués par une éventuelle couche de transfert et une zone entachée de débris d'usure.

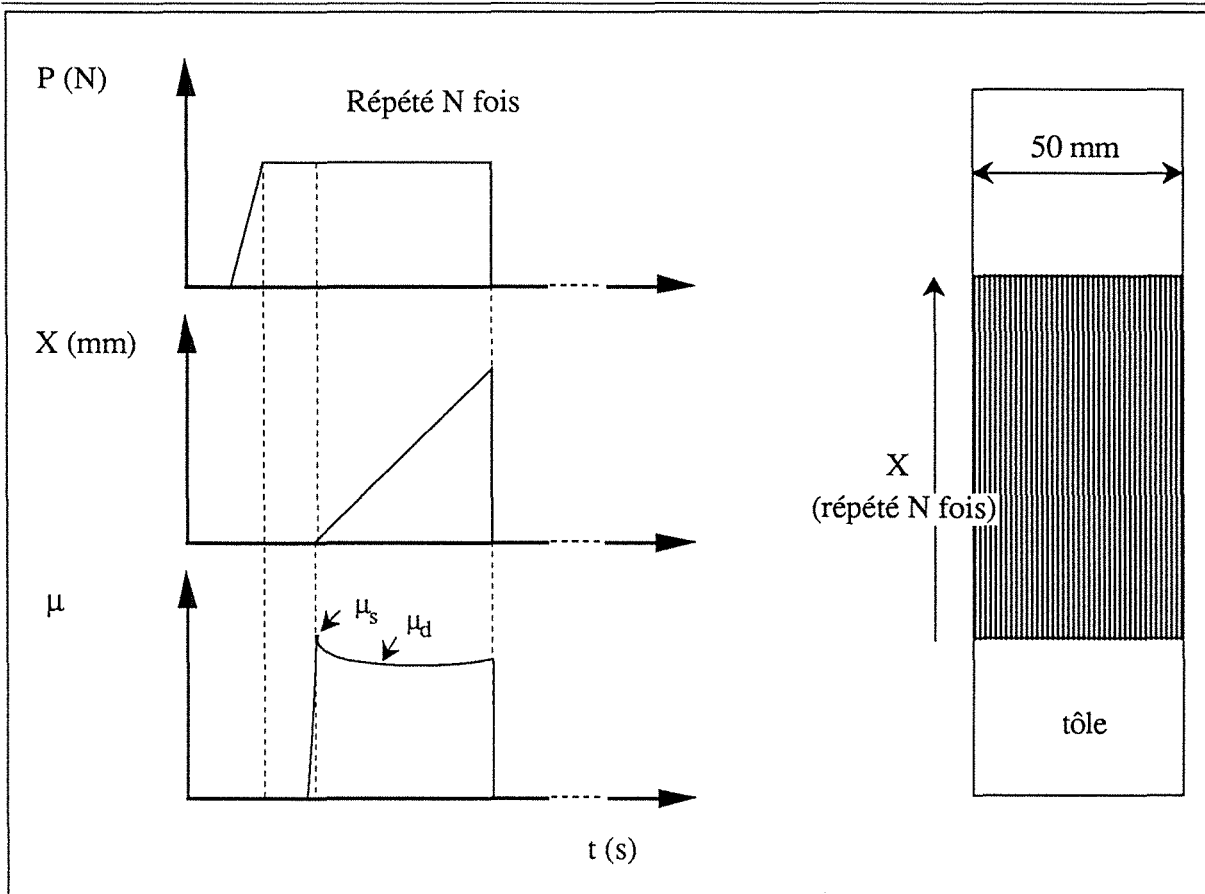


Figure 15 : Description de l'essai de type "multipasses successives". Frottements successifs d'outils cylindriques sur une même plage. On remarquera qu'un laps de temps existe entre l'application de la charge et le démarrage de l'essai (afin de mesurer des valeurs de  $\mu_s$  reproductibles).

Notons, qu'en général, les tribomètres ne permettent pas d'observations *in situ* des modifications des conditions de contact pendant un essai de frottement. Ainsi, l'étude statistique de ces modifications se fait toujours après l'essai. Or, appréhender de manière précise les causes des modifications topographiques pendant un essai de frottement, en observant uniquement la surface de l'échantillon et des outils après l'essai, est périlleux. La discrétisation de l'essai de frottement, à l'aide de ces expériences, permet de suivre les modifications des conditions de contact entre chacun des passages des outils, après de petites longueurs de glissement. Nous pouvons donc connaître l'évolution de la rugosité de surface d'une tôle glissant sur un outil dans des conditions de pression, température, vitesse,..., particulières.

L'hypothèse d'équivalence entre un passage multiple d'outils cylindriques et celui, unique, d'un outil de plus grande largeur (par exemple, un outil plan, de largeur 4 mm) peut se

justifier en constatant que la diminution du paramètre  $(\Delta R_p/R_{p0})$  <sup>note I.1</sup> est semblable dans les deux cas, pourvu que les pressions soient identiques et la longueur de frottement - dimension du contact dans la direction du frottement - "vue" par la tôle équivalente (figure I.6).

---

note I.1 Une définition statistique rigoureuse de ce paramètre sera donnée par la suite. Physiquement, il représente la hauteur moyenne des pics de rugosité.

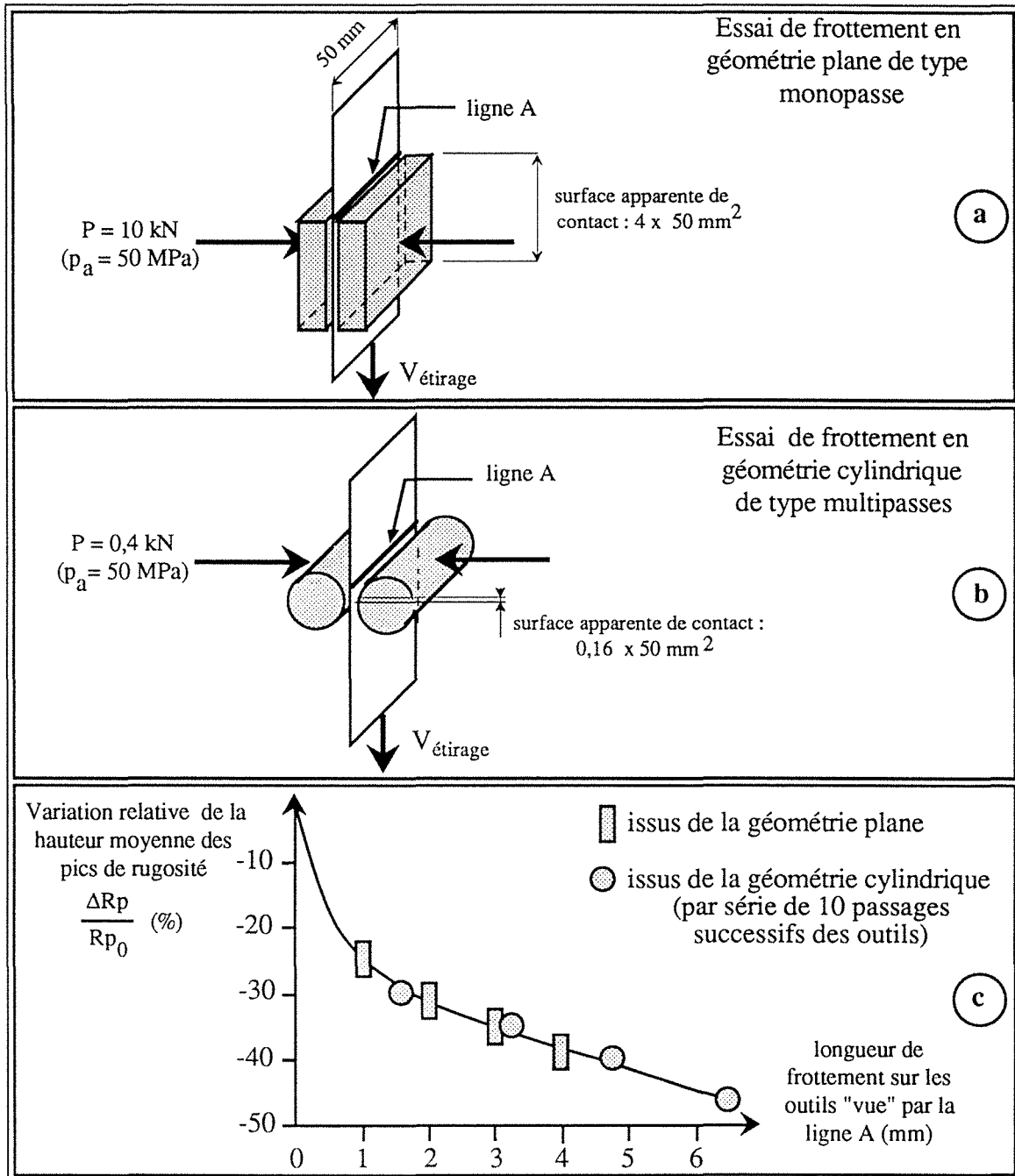


Figure 1.6 : Discretisation du frottement par des essais de type multipasses en géométrie cylindrique.

a - Une ligne A de la tôle subit, pendant l'étirage, X mm de frottement sur les outils plans (X étant compris entre 0 et 4 mm).

b - Une ligne A subit 0,16 mm de frottement à chaque passage des outils.

c - L'arasement des pics de rugosité est le même pour les deux géométries pourvu que les pression apparente et longueur de glissement "vues" par la tôle soient identiques.



## I . 6 - CRITERES STATISTIQUES UTILISES

Nous allons utiliser des critères statistiques spécifiques afin de rendre compte de l'évolution de la topographie de surface lors d'un essai de frottement. Nous invitons le lecteur à se rapporter autant de fois que nécessaire aux définitions qui vont suivre, car elles ne sont pas toujours identiques à la norme.

En effet, la divergence principale vient du fait que les critères d'état de surface qui existent dans la normalisation internationale ne concernent que les acquisitions bidimensionnelles (un seul profil), c'est-à-dire ne représentant qu'une coupe de la surface. Nous les étendrons pour des acquisitions tridimensionnelles, où de multiples profils, régulièrement espacés, permettent un relevé topographique effectif de la surface. Dans ce dernier cas, le critère résultant est la moyenne de ceux issus de chaque profil. En outre, nous verrons que le type de filtrage de la surface dont nous disposons pose quelques problèmes pour certains profils de rugosité.

Nous appellerons ( $N$ ) le nombre de points échantillonnés et ( $L$ ) la longueur d'évaluation.

La référence de calcul, que nous appelons ligne moyenne, est telle que la somme des hauteurs de tous les points mesurés par notre appareil de profilométrie est nulle, c'est à dire :

$$\sum_{i=1}^N h_i = 0$$

Ceci revient à chercher la ligne partageant le profil de rugosité telle que l'aire "pleine" au-dessus de cette ligne soit égale à l'aire "vide" en dessous de cette ligne (figure I.7).

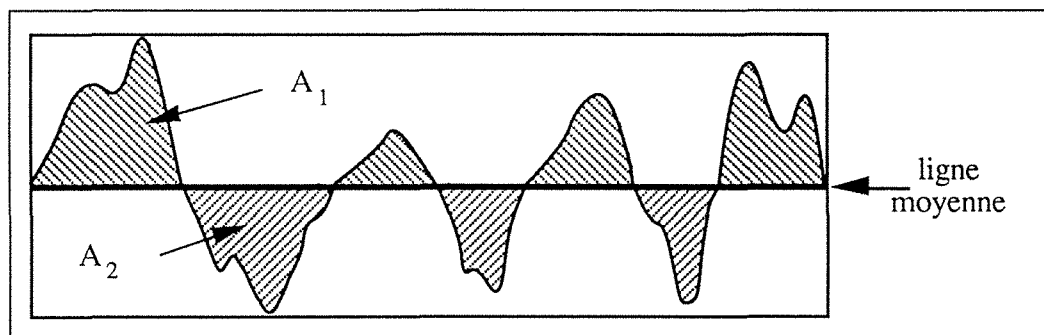


Figure I.7 : Définition de la ligne moyenne : l'aire  $A_1$  est égale à l'aire  $A_2$ .

### I.6.1 - Paramètres caractérisant l'amplitude verticale de la rugosité de surface

Le critère  $R_a$  est la moyenne arithmétique des écarts du profil par rapport à la ligne moyenne :

$$R_a = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N |h_i|$$

Ceci revient à faire la somme des aires  $A_1$  et  $A_2$ , divisée par la longueur d'évaluation  $L$ . Notons que ce paramètre caractérise la surface dans son ensemble, mais n'apporte aucun renseignement sur les pics et les vallées.

Le critère  $R_p$  est utile pour deux raisons : d'une part, il donne des informations sur les hauteurs moyennes des pics de rugosité et, d'autre part, sur le volume "vide" qui contient le lubrifiant et qui permettra de piéger les débris d'usure (figure I.8). Afin de s'affranchir d'un défaut accidentel de la rugosité, produisant un pic dépassant largement les valeurs globales du profil, on utilisera préférentiellement  $R_{pm}$  qui est la moyenne de  $R_p$  calculée sur cinq longueurs de base  $L/5$ .

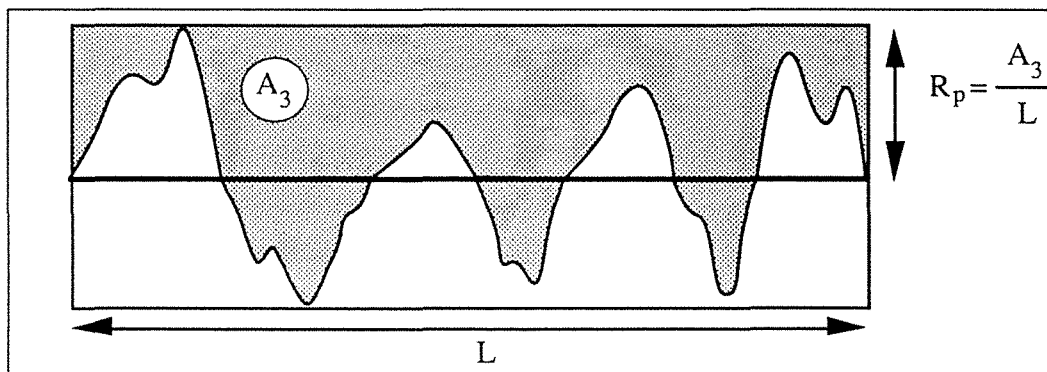


Figure I.8 : Définition du critère  $R_p$  - Il représente la hauteur des pics par rapport à la ligne moyenne ainsi que le volume "vide" compris entre le profil et la ligne supérieure.

Par analogie avec le critère précédent, nous utiliserons le critère  $R_v$ , qui rend compte des profondeurs moyennes des vallées ainsi que du volume "plein" (figure I.9). Nous pouvons également définir  $R_{vm}$  en moyennant  $R_v$  sur cinq longueurs de base  $L/5$ .

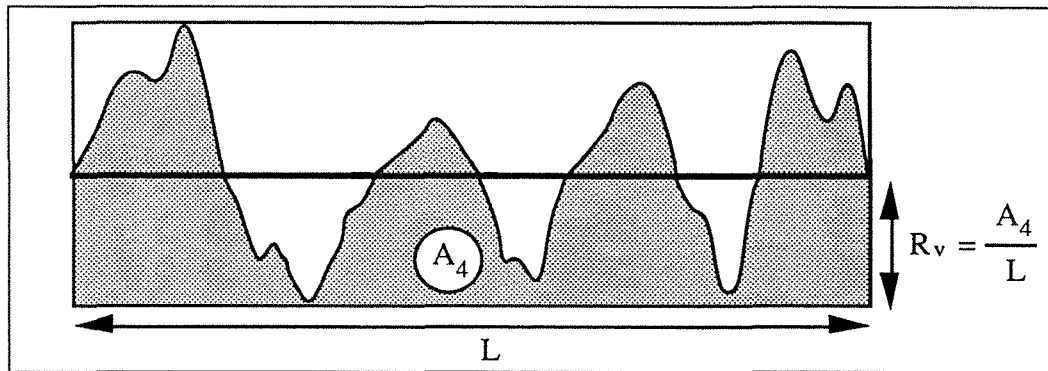


Figure I.9 : Définition du critère  $R_v$  - Il représente la profondeur des vallées par rapport à la ligne moyenne ainsi que le volume "plein" compris entre le profil et la ligne inférieure.

L'amplitude verticale moyenne du profil sera appelée  $R_z = R_v + R_p$  ou  $R_{zm} = R_{vm} + R_{pm}$ .

### I.6.2 - Paramètres caractérisant l'espacement horizontal de la rugosité de surface

Tous les paramètres précédents sont des caractéristiques verticales de la rugosité. Nous définissons un paramètre horizontal,  $L_{ss}$ , qui doit nous renseigner sur l'espacement moyen entre deux pics de rugosité. Il est cependant difficile de séparer physiquement les pics significatifs, qui contribuent réellement au contact, des pics secondaires. La norme (Iso 4287 de 1984) comptabilise un pic de rugosité lorsque le profil traverse successivement deux fois la ligne moyenne. L'espacement moyen défini par cette norme est par conséquent mesuré sur la ligne moyenne.

Ceci n'est pas adapté aux études tribologiques puisque l'amplitude verticale des pics n'est pas prise en compte. Nous définissons alors deux lignes,  $R_1$  et  $R_2$ , parallèles à la ligne moyenne.  $R_1$  permet de ne comptabiliser que les pics de rugosité "suffisamment" hauts et la ligne  $R_2$  permet de ne sélectionner que les pics séparés de ses voisins par des vallées suffisamment profondes.

Il a été montré expérimentalement [J. von Stebut, 1987] qu'une définition réaliste de ces deux lignes pouvait être :  $R_1 = 0,4 R_{pm}$  et  $R_2 = -0,4 R_{vm}$ . L'asymétrie du profil est ainsi prise en compte, fait important puisqu'elle croît avec l'arasement du profil produit par le frottement de la surface. Un pic de rugosité est comptabilisé lorsque le profil passe successivement au-dessus de la ligne  $R_1$  et en dessous de la ligne  $R_2$ . Le pas moyen ( $L_{ss}$ ) est alors la longueur d'évaluation divisée par le nombre de pics de rugosité mesuré (figure I.10).

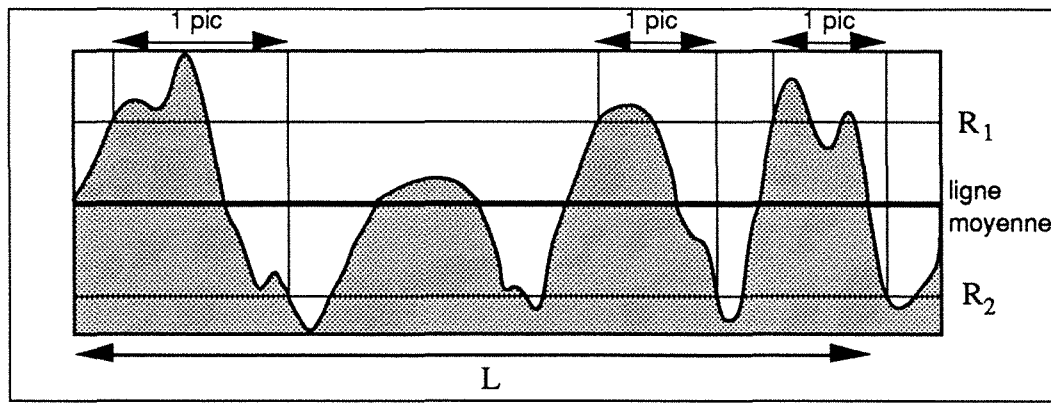


Figure I.10 : Définition de la largeur d'un pic de rugosité - Il doit passer successivement au-dessus d'une ligne  $R_1 = 0,4 R_{pm}$  et en dessous d'une ligne  $R_2 = -0,4 R_{vm}$ .  $L_{ss}$  est alors la longueur d'évaluation  $L$  divisée par le nombre de pics comptabilisé sur cette longueur. Notons qu'une mesure sur la ligne moyenne aboutirait ici à 4 pics au lieu de 3.

### I.6.3 - Paramètres liés à la fonction de distribution de hauteurs de points de la surface

En complément aux paramètres classiques définis dans le paragraphe précédent, nous utiliserons des critères liés à la courbe de portance (ou courbe d'Abbott), elle-même issue de la fonction de répartition des hauteurs de points de la surface (figure I.11).

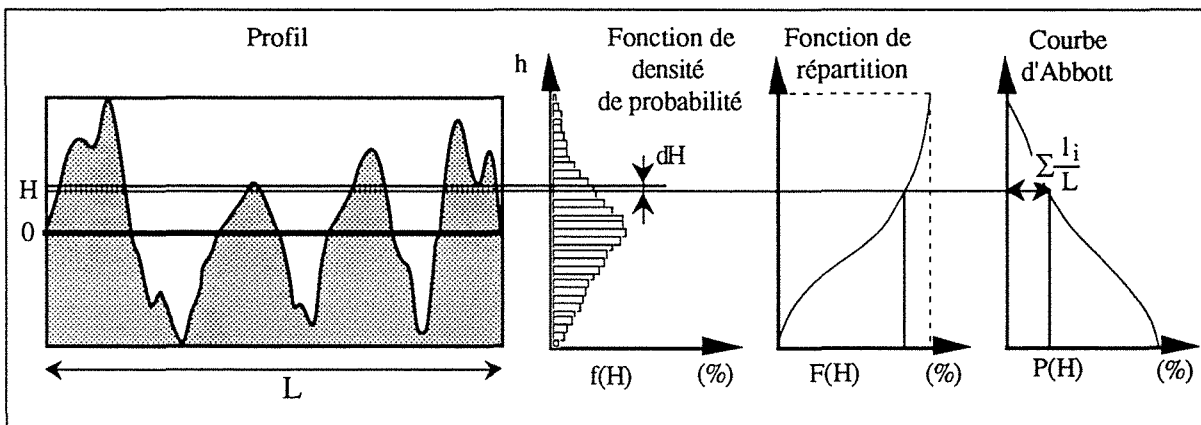


Figure I.11 : Définition de la courbe d'Abbott, à partir des fonctions de répartition et de densité de probabilité des hauteurs de points de la surface.

$$f(H) = \text{Prob} [ H \leq h_i \leq H + dH ]$$

$$F(H) = \text{Prob} [ h_i \leq H ]$$

$$P(H) = \sum l_i / L = 1 - F(H)$$

Les paramètres que nous allons définir sont d'une importance primordiale en mécanique du contact. Il est connu [J. von Stebut, 1984] que le frottement produit, macroscopiquement, une troncation des pics de rugosité. La portance, régissant les pressions réelles de contact, peut être prise comme la somme des aires de tous les plateaux ayant subi cet arasement.

Cependant, il sera utile de connaître la rugosité résiduelle sur ces plateaux, qui conditionne - nous le verrons dans le chapitre III - la quantité de lubrifiant ayant participé au contact.

Ce paramètre sera appelé ( $R_z - R'_z$ ).

Afin de comprendre son importance et la manière de l'évaluer, nous allons procéder à un examen complet des évolutions de la courbe d'Abbott pendant un essai de type "multipasses successives" dans le paragraphe suivant.

## **I . 7 - EVOLUTION DE LA RUGOSITE DE SURFACE LORS D'UN ESSAI DE TYPE "MULTIPASSES SUCCESSIVES"**

Nous avons défini, dans le paragraphe I.6.1, deux paramètres statistiques "verticaux" concernant, d'une part le volume plein - ou profondeur moyenne des vallées - ( $R_v$ ), et le volume vide - ou hauteur moyenne des pics de rugosité - ( $R_p$ ), d'autre part. Il est connu que les vallées sont des réservoirs de lubrifiant en lubrification limite, nourrissant un film d'huile sur les plateaux en contact. Elles captent également les débris d'usure générés pendant le glissement [D. Rault, 1984]. Aussi est-il utile de connaître l'évolution de ces deux grandeurs, en fonction de la diminution de l'amplitude verticale de la rugosité de surface.

### **I.7.1 - Cas théorique de l'arasement pur d'une surface rugueuse de distribution de hauteurs de pics aléatoire**

La figure I.12 nous présente l'évolution des volumes pleins et vides, en fonction de la diminution de hauteur de la rugosité lorsque celle-ci est tronquée. Cette situation correspond à l'abrasion de la surface. Ces résultats ne sont pas issus d'essais, mais de troncatures virtuelles de la courbe d'Abbott d'une surface sablée (ayant donc une fonction de répartition de hauteurs de pics de forme Gaussienne :  $E_k = 3$  et  $S_k = 0$  <sup>note II.2</sup>). Dans ce cas, nous pouvons remarquer que la diminution moyenne des volumes vides et pleins correspond à la diminution de l'amplitude verticale de la rugosité puisqu'au départ  $R_{p0} = R_{v0}$  (Ainsi,  $1/2 (\Delta R_p/R_{p0} +$

---

note II.2 :  $E_k$  et  $S_k$  chiffrent respectivement la finesse et l'obécité de la distribution de hauteurs des points de la surface par rapport à une distribution Gaussienne pour laquelle on a :  $E_k = 3$  et  $S_k = 0$ .

---

$\Delta R_v/R_{v0} = \Delta R_z/R_{z0}$ ). De cette figure, nous pouvons lire, par exemple, que pour une diminution de l'amplitude verticale de la rugosité de 50 %, le volume plein est réduit de 15 % et le volume vide de 85 % par rapport à leurs valeurs initiales respectives.

### **I.7.2 - Evolution du profil de rugosité d'une tôle rugueuse lors de frottements successifs en regard d'une troncature simple**

Les passages successifs d'outils cylindriques fixes (offrant une génératrice "neuve" à chaque début de passe), imposant une force normale de 1,5 kN sur la surface d'une tôle dont la hauteur des points est distribuée statistiquement de façon Gaussienne (réf. T290), ne produisent pas exactement le modèle précédent de troncature simple (figure I.13).

En effet, la persistance partielle de la micro-rugosité des plateaux ayant été en contact conduit à une diminution moins rapide des volumes vides ( $R_p$ ) et plus rapide des volumes pleins ( $R_v$ ), pour une amplitude verticale totale donnée ( $R_z$ ). Un phénomène de portance micro-hydrodynamique du lubrifiant emprisonné dans ces petites dépressions - que nous mettrons plus particulièrement en évidence dans le chapitre III - persiste dans ces essais où les outils frottent plusieurs fois la même plage.

Dans ces zones, des couches fines de lubrifiant prennent part à la charge. La pression hydrostatique générée permet alors la conservation partielle de ces cavités.

### **I.7.3 - Ecoulement de la rugosité de surface d'une tôle rugueuse pendant un essai de type "multipasses successives" - Signification complète de la courbe d'Abbott et de ses variations pendant un essai.**

Nous avons vu précédemment qu'une partie de la rugosité sur le sommet des plateaux qui ont été en contact persiste du fait de la portance de petites zones de lubrifiant (et / ou de 3<sup>o</sup> corps comme nous le verrons par la suite) qui déforment le matériau sous-jacent.

Lorsque l'on s'intéresse à l'évolution du volume plein en dessous de cette rugosité persistante (à une hauteur  $R'_z$  par rapport à la ligne inférieure), on s'aperçoit qu'au fil des frottements, ce volume diminue moins qu'en arasement simple : les plateaux s'élargissent (figure I.14). Pour de fortes réductions de plateaux - c'est-à-dire pour un nombre plus élevé de passages des outils ( $\approx 10$ ) - on se rapproche du cas de troncature simple.

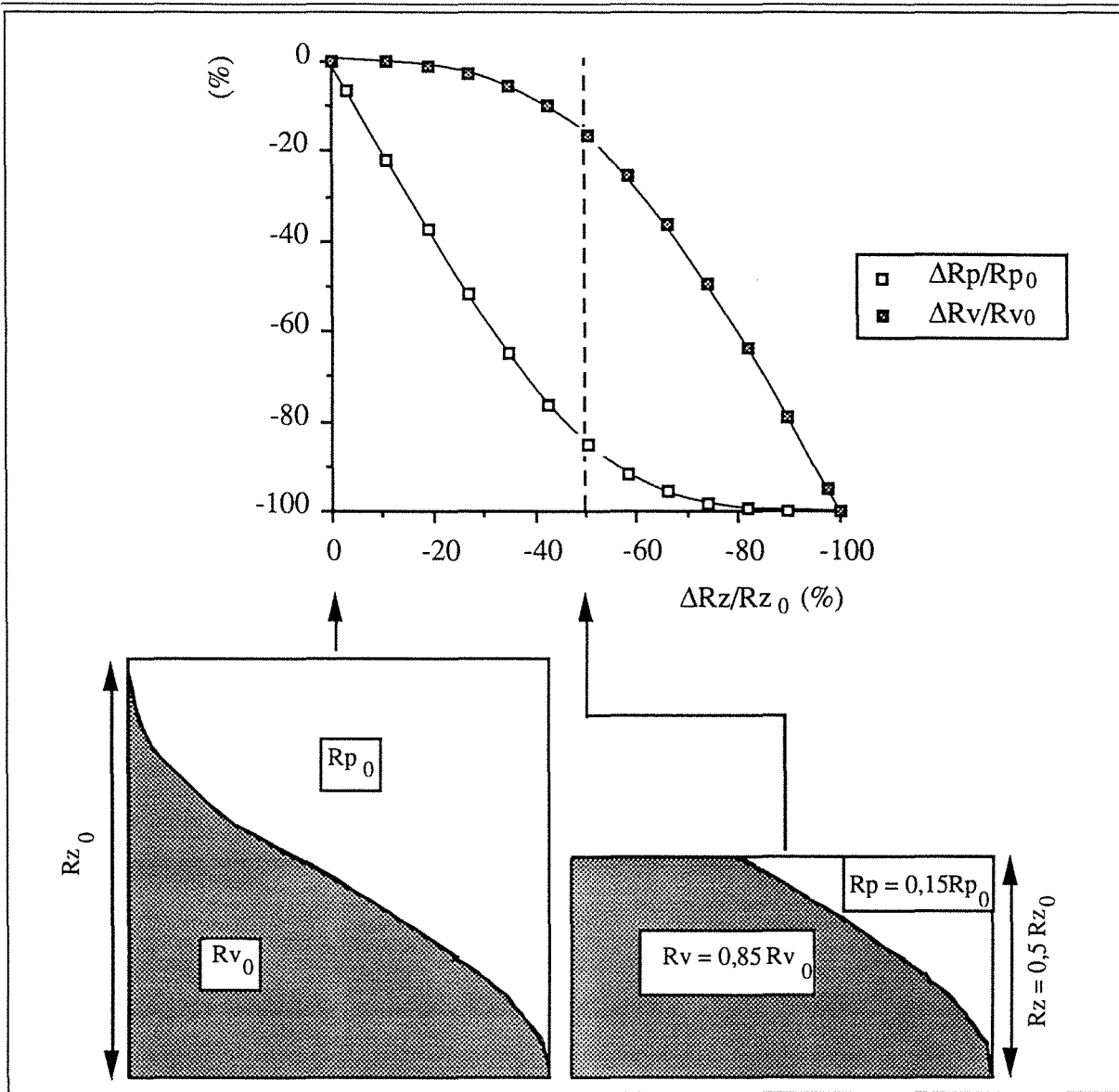


Figure I.12 : Arasement pur d'une surface rugueuse de distribution gaussienne. Evolution des volumes vides (hauteur moyenne des pics de rugosité  $R_v$ ) et des volumes pleins (profondeur moyenne des vallées  $R_p$ ) en fonction de la diminution de l'amplitude verticale moyenne de la rugosité ( $R_z$ ).

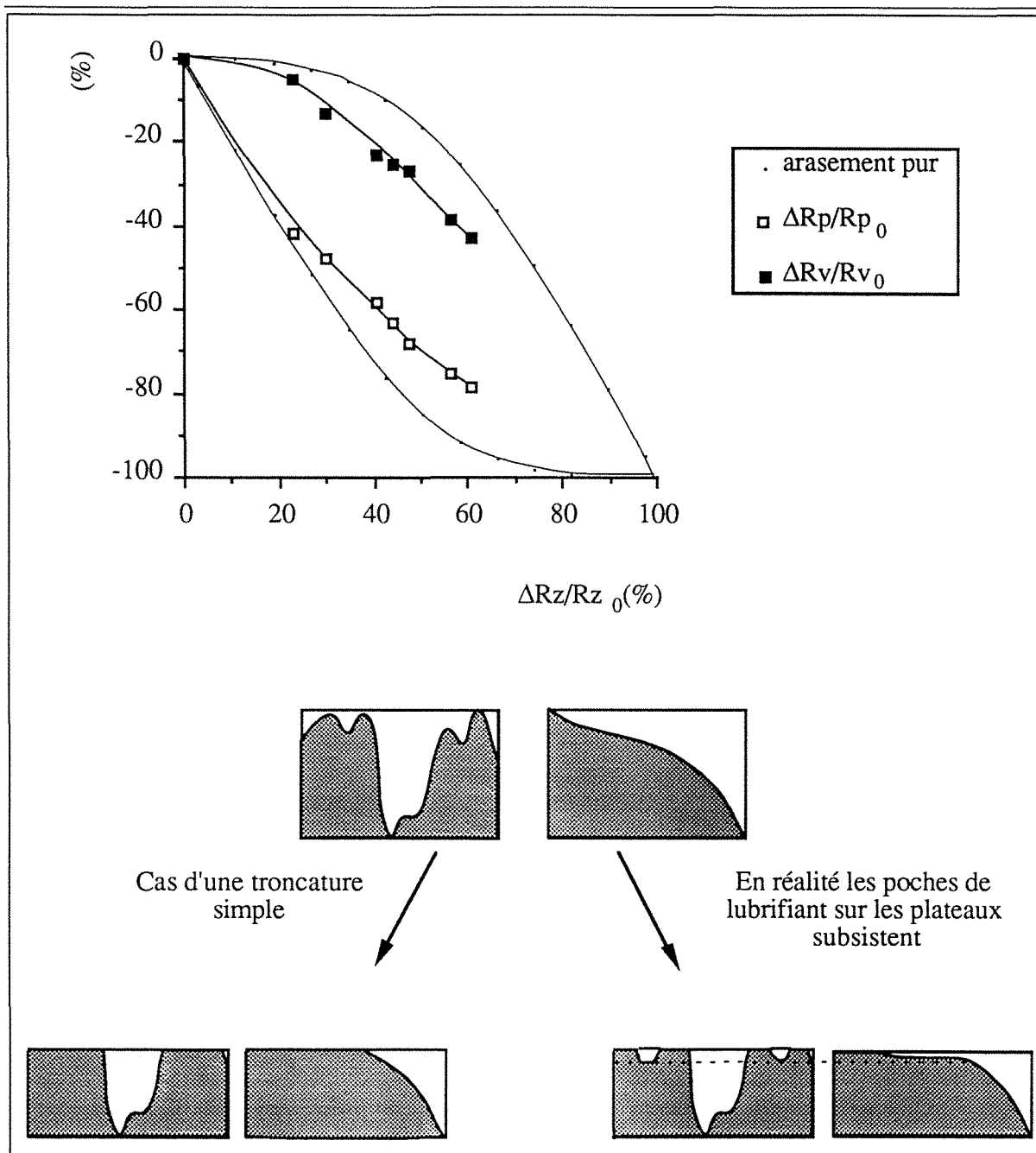


Figure I.13 : Frottements successifs sur une tôle nue (T290).  $P = 1,5 \text{ kN}$  ;  $T = 25 \text{ }^\circ\text{C}$  ;  $F = 0$  ;  $V = 20 \text{ mm/min}$ .

Evolution des volumes vides (hauteur moyenne des pics de rugosité  $R_v$ ) et des volumes pleins (profondeur moyenne des vallées  $R_p$ ) en fonction de la diminution de l'amplitude verticale moyenne de la rugosité ( $R_z$ ), en regard d'une troncature simple.



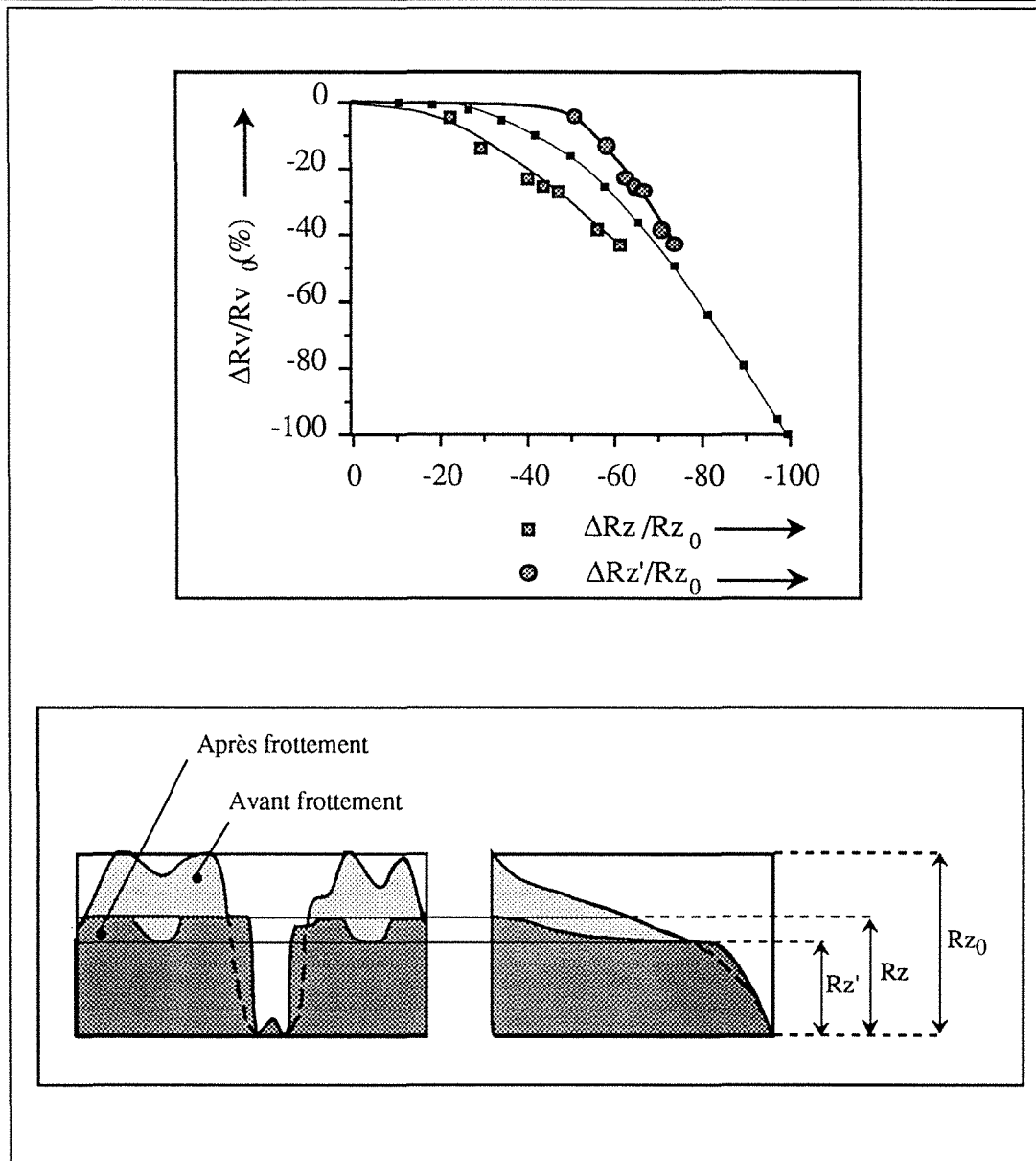


Figure I.14 : Ecoulement global d'un plateau d'une tôle grenillée (T290) pendant un essai de type multipasses successives -  $P = 1,5 \text{ kN}$  ;  $T = 25 \text{ }^\circ\text{C}$  ;  $F = 0$  ;  $V = 20 \text{ mm / min}$  . Signification complète de la courbe d'Abbott et de ses variations pendant l'essai.

$R_z - R_{z'}$  nous donne l'ordre de grandeur de la rugosité sur les plateaux.

$\Delta R_v / R_{v0} = f(\Delta R_{z'} / R_{z0})$  nous donne l'élargissement du plateau, par rapport à sa surface, à niveau de coupe équivalent.

### I . 8 - NOTE SUR LE FILTRAGE DU PROFIL DE RUGOSITE

Généralement, la première opération que doit subir un profil d'état de surface avant toute quantification, consiste à séparer du profil total (brut d'acquisition), les écarts du premier ordre (défauts de forme) et du deuxième ordre (défauts d'ondulation) (figure I.15).

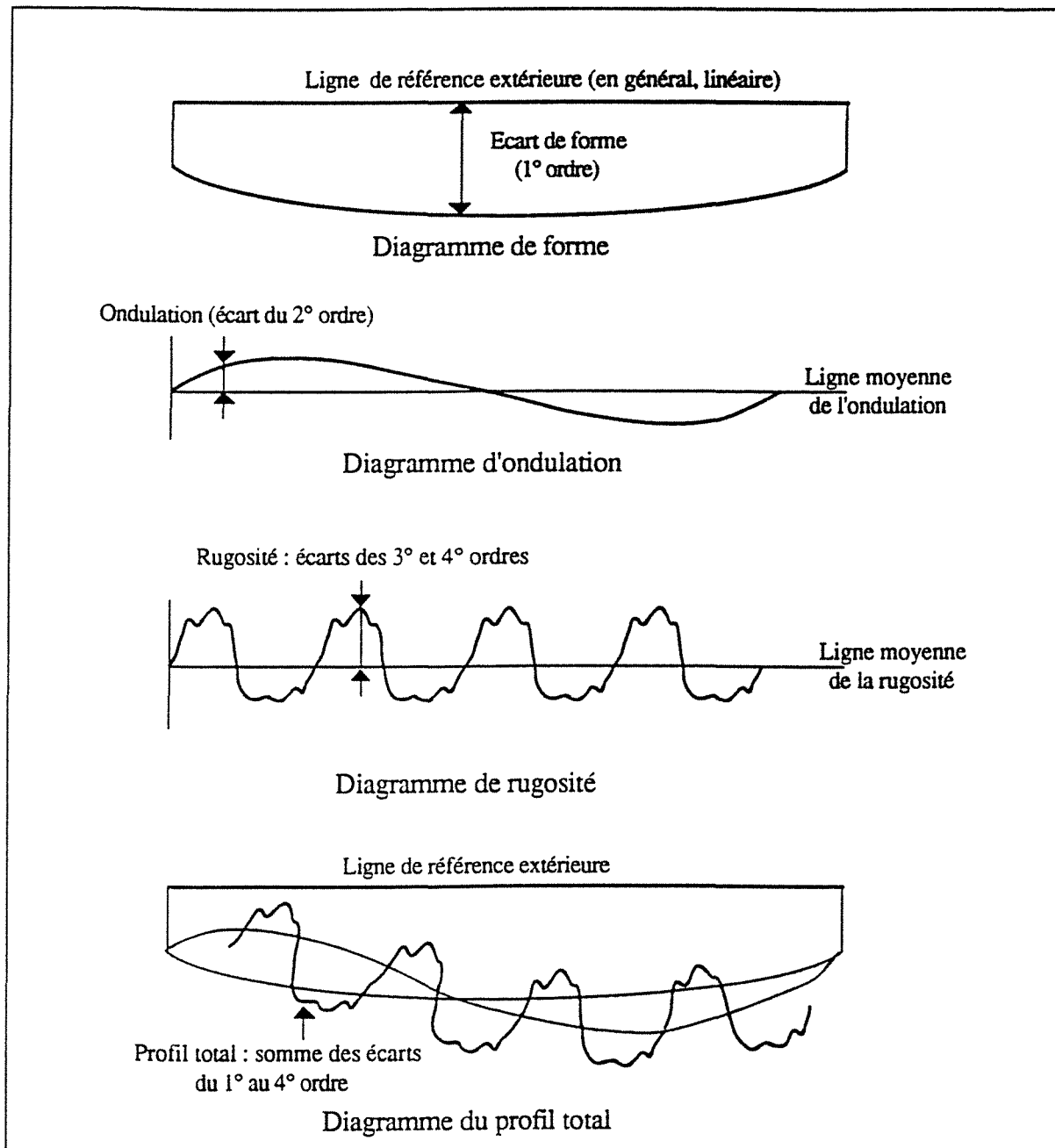


Figure I.15 : Décomposition du profil total en une somme d'écarts de forme, d'ondulation et de rugosité.

Pour la majorité des expériences que nous présenterons par la suite, nous n'avons pas eu la possibilité de filtrer le signal autrement que par un filtre de type "boule glissante" (utilisant une fonction porte carrée). Ce type de filtrage numérique réalise une moyenne glissante du profil initial. Par soustraction, on accède ainsi à une surface redressée des défauts d'ondulation. Cependant, l'utilisation d'une fonction porte carrée introduit un déphasage notable du signal [Y. Xie, 1992], pouvant conduire à des oppositions de phases locales. Celles-ci induisent, pour certaines fréquences, l'apparition de rugosité "parasite" où il n'en existe pas et / ou, inversement, la disparition de rugosité existante.

Afin de suivre les évolutions de la rugosité de surface dans de tels cas, nous procéderons à des relocalisations fines de surfaces palpées. Ces zones, que nous ne redresserons pas numériquement, seront choisies de petite taille ( $\approx 3 \text{ mm}^2$ ) pour intégrer le moins d'ondulation possible, tout en englobant suffisamment de pics de rugosité pour être représentatives. Le fait de relocaliser les zones d'acquisition permet de suivre le plus justement possible "l'histoire" de la rugosité de surface, sans pour autant devoir faire l'étude d'une grande surface pour être représentative de manière statistique.

## I . 9 - CONCLUSIONS

Du fait de la complexité et du nombre important de paramètres régissant les conditions de contact, influentes quant à la réussite de l'opération d'emboutissage, nous avons choisi d'utiliser un test de frottement où des outils cylindriques frottent plusieurs fois la même piste. Ainsi, nous pouvons discrétiser une situation de frottement où le contact est plus étendu. L'arasement des pics de rugosité, consécutif au glissement relatif entre les deux corps, est semblable dans les deux cas pourvu que les pressions et longueur de glissement "vues" par la tôle soient identiques.

Quelques critères statistiques, nécessaires à la quantification des modifications surfaciques dues au contact, ont été définis. Rappelons que quelques notations nous sont propres puisque la normalisation n'existe pas en analyse surfométrique. Nous avons montré dans un exemple d'essai de type "multipasses successives" qu'un critère relatif à l'amplitude verticale de la rugosité résiduelle présente sur les plateaux ayant été en contact, issu de la courbe d'Abbott, s'avère particulièrement important en mécanique des contacts.

Du fait des déphasages induits par un filtrage numérique de type "boule glissante" pour des échantillons présentant des pics de rugosité abrupts, nous utiliserons une technique de relocalisation des plages entre chacun des passages des outils, afin de limiter la surface à palper, et par conséquent les erreurs dues à la superposition de l'ondulation de surface.

## **CHAPITRE II**

---

### **ETUDE EXPLORATOIRE DE QUELQUES PARAMETRES**

---

---

## II . 1 - INTRODUCTION

L'étude d'un seul paramètre à la fois peut conduire à des conclusions erronées. La multitude de paramètres susceptibles d'influer les conditions de contact entre les deux corps constitue un vaste domaine expérimental. L'influence d'un paramètre sur le coefficient de frottement et l'endommagement surfacique des deux corps, pour des conditions d'essais particulières, peut être différente pour d'autres conditions expérimentales, puisqu'il doit exister de nombreuses interactions entre eux.

Un exemple sera présenté dans le paragraphe suivant où, pour des conditions d'essais fixées, deux types de rugosité de surface, pourtant très différents l'un de l'autre, n'entraînent pas d'efforts de frottement différents. En revanche, si les outils ont une température moyenne de 100 °C - température réaliste en emboutissage - nous montrerons que les deux topographies de surface réagissent très différemment au contact glissant des outils.

Bien que conscient de l'existence de nombreuses interactions, nous allons, en un premier temps, découpler l'incidence de quelques paramètres dans une étude exploratoire.

## II . 2 - ETUDE DE QUELQUES PARAMETRES INTRINSEQUES

Dans ce paragraphe, nous allons visualiser l'incidence de quelques paramètres liés aux deux corps en contact sur les efforts de frottement et les endommagements surfaciques produits. Notamment, nous nous proposons d'analyser les influences de la topographie de surface, de la nature d'un éventuel revêtement de surface, de la déformation plastique en surface de la tôle et de la nature des outils.

### II.2.1 - Incidence de la topographie de surface

De nombreuses études ont été axées autour de la recherche d'une topographie de surface optimale, vis à vis des phénomènes de grippage en emboutissage, en accord avec les aspects de brillance désirés après peinture (*par exemple [W.C. Emmens, 1988 ; B.T. Meir, 1990]*).

Les essais qui vont suivre utilisent deux types de rugosité très différents. La figure II.1 représente les topographies de surface de ces deux tôles nues : une coupe de niveau à la hauteur moyenne des pics de rugosité nous montre clairement que la surface de la tôle T1 présente de larges plateaux entrecoupés de vallées profondes, celle de la tôle T2 étant caractérisée par de hauts plateaux étroits séparés par de larges vallées. Les fonctions de répartition des hauteurs de points de la surface de chacune des deux tôles quantifient plus précisément ces deux textures.

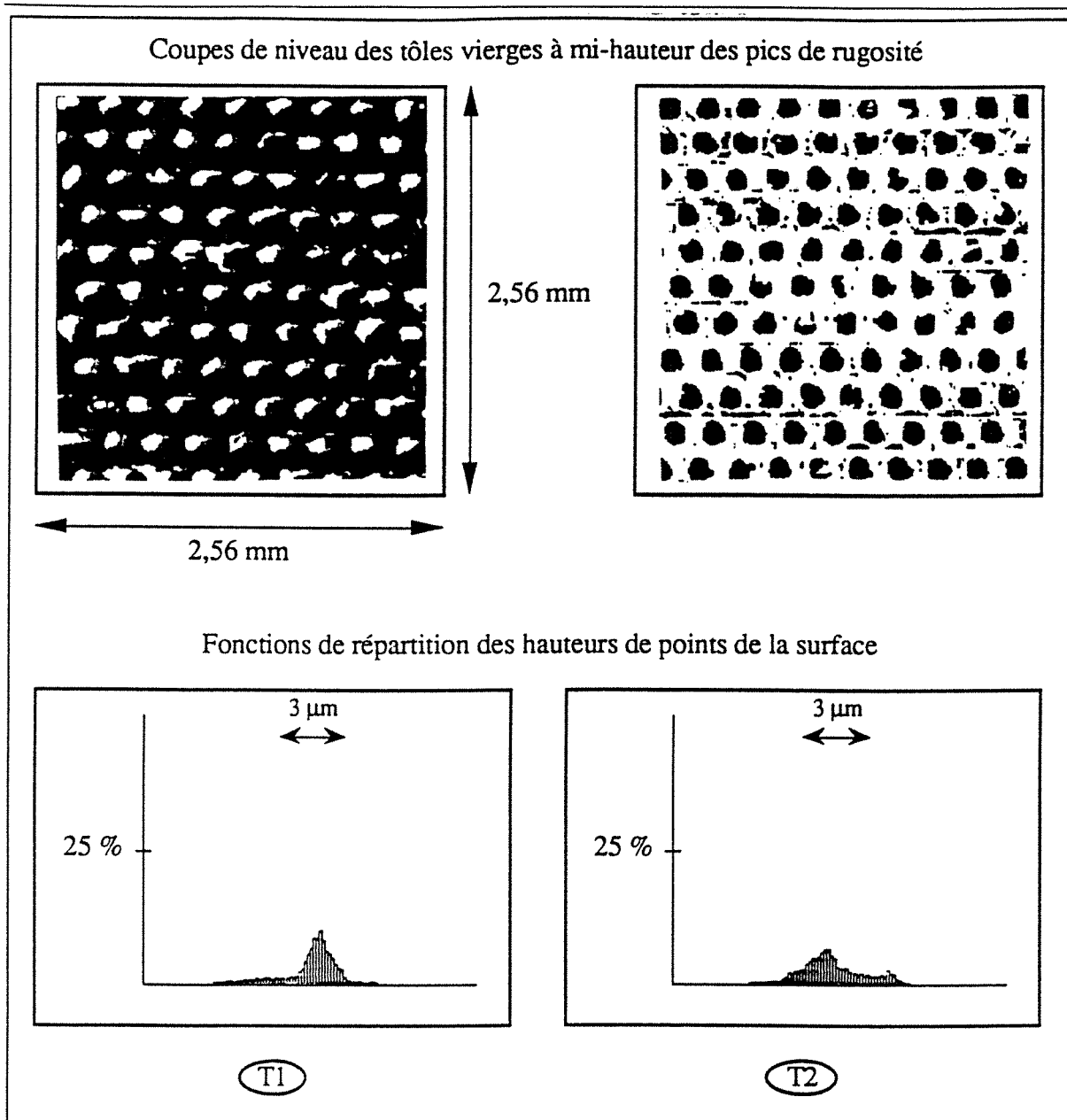


Figure II.1 : Représentations de la surface vierge de chacune des deux tôles T1 et T2.

### II.2.2.1 - Evolutions des coefficients de frottement

La figure II.2 représente les coefficients de frottement issus des cinq passages des outils sur chacune des deux tôles T1 et T2. Les essais ont été effectués respectivement pour des températures moyennes des outils de 20, 60 et 100 °C. Les conditions de contact sont manifestement très différentes dans les trois cas :

- A  $T = 20\text{ °C}$ , les coefficients de frottement sont stables et équivalents pour ces deux tôles. La topographie de surface ne semble donc pas jouer un rôle majeur.

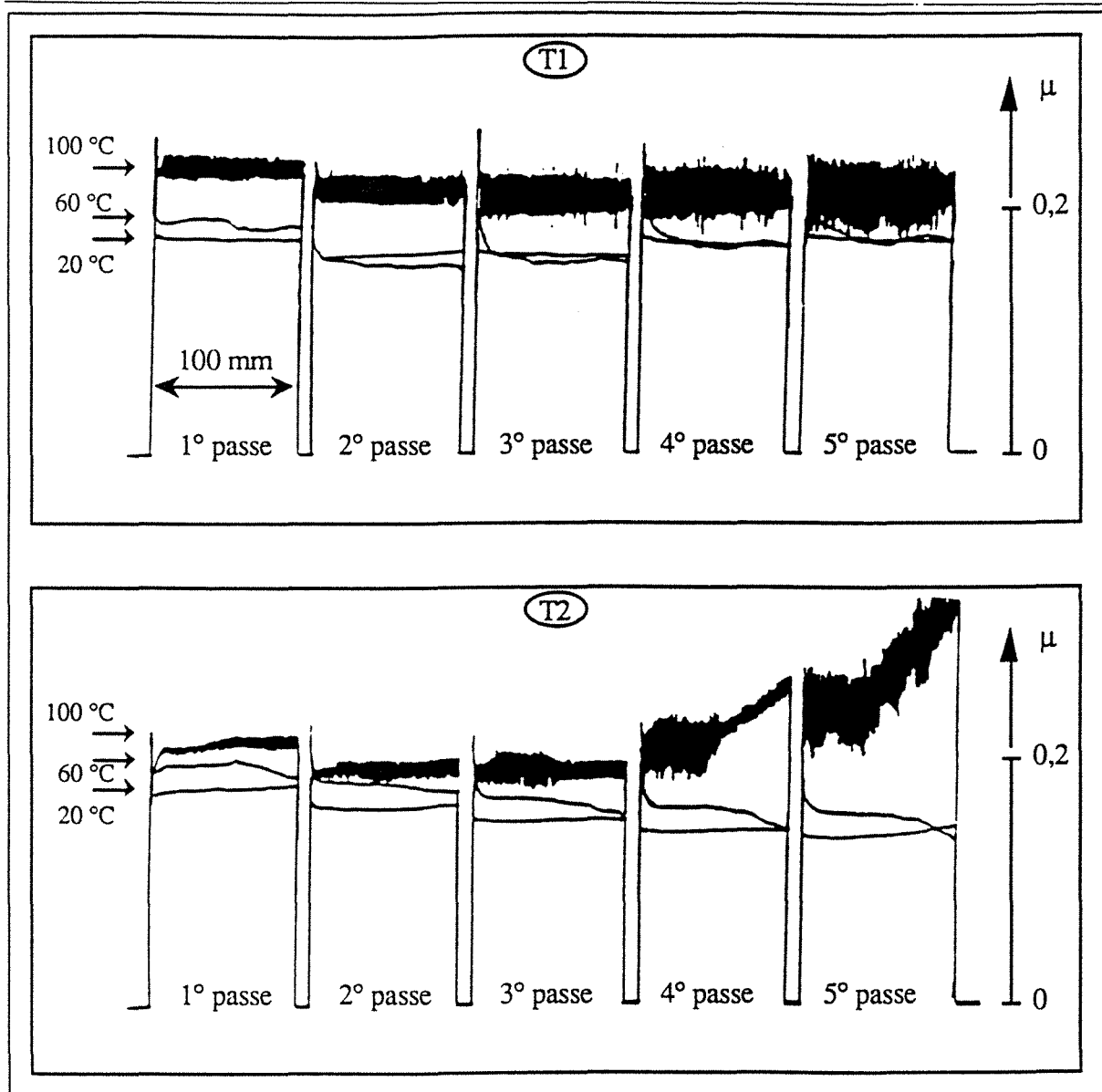


Figure II.2 : Evolutions du coefficient de frottement lors d'un essai de type "5 passes successives" avec deux tôles de rugosité différentes (T1 et T2), pour trois températures moyennes des outils : 20, 60 et 100 °C.

- A  $T = 60\text{ °C}$ , les efforts de frottement, le long de chacune des passes, sont moins stables qu'à  $20\text{ °C}$ . La tôle T2 voit son coefficient de frottement chuter de plus en plus fortement à la fin de la piste de frottement.

- A  $T = 100\text{ °C}$ , un fort stick-slip, succession saccadée d'arrêts et de glissements, apparaît pour les deux tôles, pour chacun des passages des outils tout au long de la piste de frottement. Cependant, le frottement sur l'échantillon T1 présente un régime stationnaire, la valeur "collante" (stick) du coefficient de frottement reste identique pour chaque passe. En revanche, en ce qui concerne la tôle T2, dès la première passe, on constate une remontée immédiate du



---

coefficient de frottement juste après le pic statique et le stick-slip suit une courbe ascendante dès la quatrième passe : le grippage est proche.

A cette température de 100 °C, il est donc manifeste que c'est la topographie de surface de la tôle T1 qui permet les conditions de contact les plus stables.

### II.2.2.2 - Evolutions de la microgéométrie de surface

La figure II.3 rassemble les évolutions, avec la température, d'un paramètre caractéristique de l'amplitude verticale ( $R_z$ ) de la rugosité.

L'arasement le plus important se situe toujours lors du premier passage des outils, quels que soient le type de tôle ou la température moyenne des outils. Cet arasement est plus important lorsque la température est plus élevée. Alors que les passages successifs des outils produisent un arasement doux et progressif sur la tôle T1, une nouvelle rugosité apparaît sur la tôle T2, puisque l'amplitude verticale de la rugosité augmente. Ce fait est consécutif au rayage de la tôle par les outils, rayage d'autant plus important que la température est élevée.

Ce fait est encore plus marquant si l'on s'intéresse, de la même manière que précédemment, à l'évolution du pas moyen ( $L_{SS}$ ) en fonction du nombre de passages des outils, selon la température moyenne de ceux-ci (figure II.4). Alors qu'à 20 °C, les passages successifs des outils entraînent un arasement progressif des plateaux de rugosité pour les deux échantillons, les évolutions sont toutes autres à 100 °C : l'élargissement des plateaux de rugosité de la tôle T1 devient important alors qu'au contraire la longueur moyenne des plateaux de la tôle T2 chute. En effet, l'apparition de rayures d'importance comparable avec les vallées résiduelles entraîne la diminution du pas moyen.

Cet exemple montre bien que les effets des paramètres pouvant avoir une influence sur les conditions de contact dépendent eux-mêmes des niveaux des autres facteurs, d'où la notion d'interactions.

Très certainement, le piégeage du lubrifiant dans des vallées non communicantes entre elles, caractéristiques de la tôle T1, permet une meilleure alimentation en lubrifiant des plateaux en contact lorsque la température des outils est plus élevée (§ III).

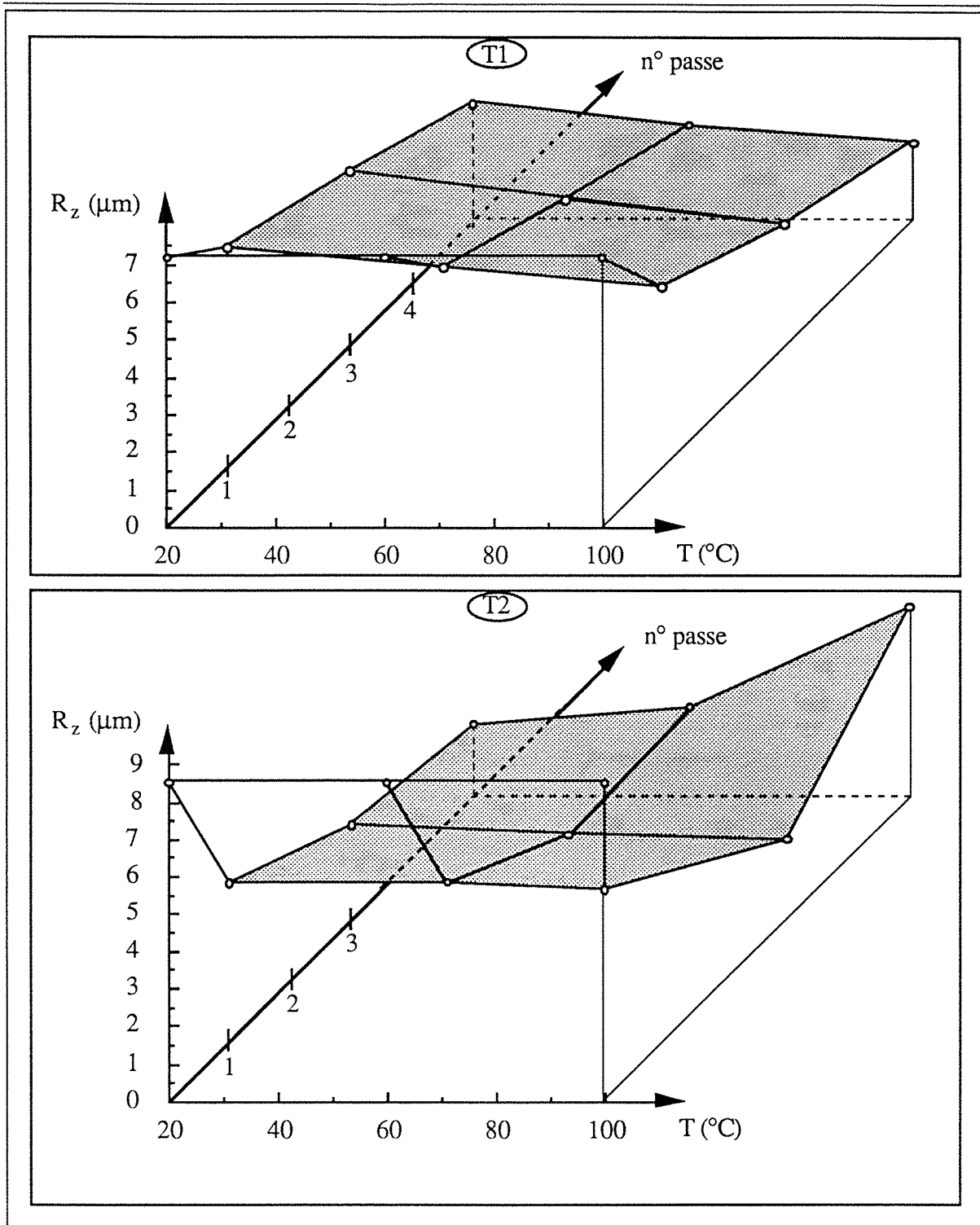


Figure II.3 : Evolution de l'amplitude verticale moyenne de la rugosité en fonction de la topographie de surface initiale au cours d'un essai de type "5 passes successives". Arasement progressif des pics de rugosité de la tôle T1 en fonction du nombre de passes et/ou de la température, apparition d'une nouvelle rugosité sur la tôle T2 (rayures) d'autant plus marquée que la température moyenne des outil est grande.

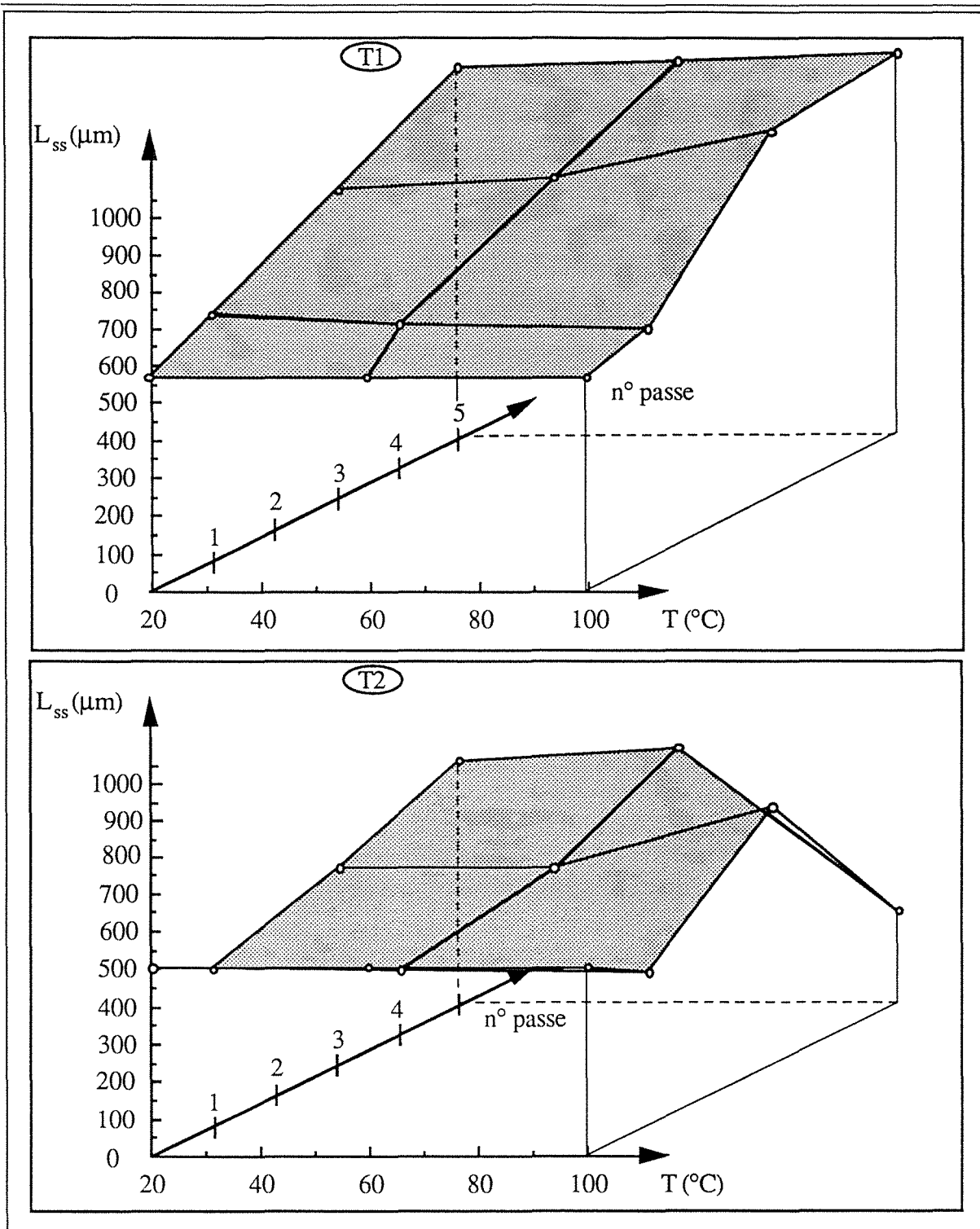


Figure II.4 : Evolution du pas moyen entre les pics de rugosité en fonction de la topographie de surface initiale au cours d'un essai de type "5 passes successives". A 20  $^{\circ}\text{C}$ , les deux échantillons réagissent de la même manière : le pas moyen augmente du fait de l'élargissement des plateaux. A 100  $^{\circ}\text{C}$ , le pas moyen de la tôle T1 augmente fortement : élargissement conséquent des plateaux, tandis que celui de la tôle T2 diminue : apparition de rayures.

### II.2.2.3 - Observation de la génératrice frottante des outils

La figure II.5 nous révèle l'aspect de la génératrice frottante des outils au terme de l'essai effectué sur l'une ou l'autre des deux tôles T1 et T2, pour chacune des trois températures moyennes des outils 20, 60 et 100 °C.

A température ambiante (20 °C), à cette échelle, aucun transfert n'est décelable sur les outils, ce qui est associé, nous l'avons constaté précédemment (§II.2.1), à des coefficients de frottement faibles ( $\mu = 0,17$ ) et stables pour ces deux tôles, ainsi qu'à des arasements progressifs des pics de rugosité.

En revanche, lorsque la température moyenne des outils est de 100 °C, la couche de transfert sur les outils devient épaisse lors d'un essai de frottement avec la tôle T2. De plus, cette couche n'est pas uniforme (blocs éparses). Les efforts normaux imposés par les outils portent alors sur ces domaines, qui sont d'une dureté plus élevée que celle de la tôle d'où ils proviennent du fait d'un écrouissage important. Ceci explique l'endommagement constaté sur ce type de tôle à des températures moyennes de contact de 100 °C.

En ce qui concerne la tôle T1, la couche de transfert reste faible et relativement uniforme à cette température de 100 °C.

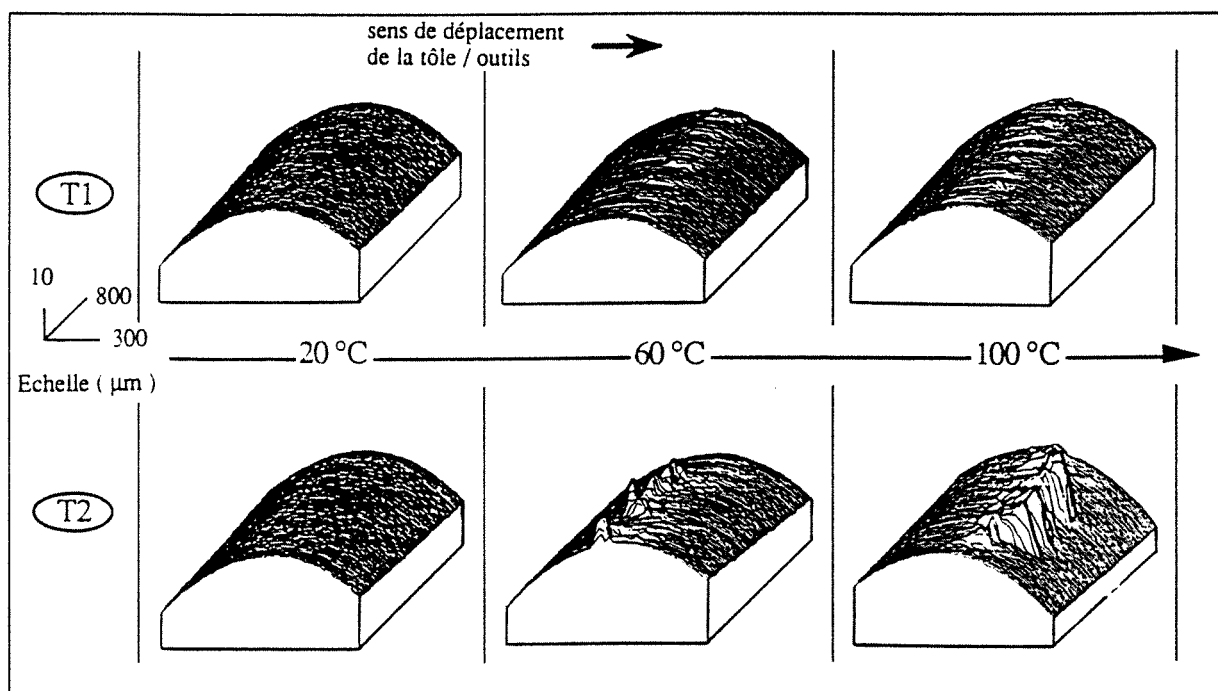


Figure II.5 : Visualisation des génératrices frottantes selon l'échantillon utilisé (T1 ou T2) et la température moyenne des outils (20, 60 et 100 °C) après un essai de type "5 passes successives".

### II.2.3 - Incidence de la nature d'un revêtement de surface sur la tôle

Nous venons d'établir que les conditions de contact, et donc l'endommagement surfacique, sont liées à la topographie de surface de la tôle. Ainsi, si nous voulons isoler l'incidence de la nature du revêtement sur le frottement en étirage-plan, il nous faut comparer des tôles ayant la même rugosité. Le tableau II.6 recueille des critères rugosimétriques des trois tôles qui nous serviront dans cette étude. L'amplitude verticale de la rugosité ( $R_a$ ,  $R_z$ ), tout comme l'étalement horizontal ( $L_{SS}$ ) sont très proches pour ces trois tôles.

Tableau II.6 : Critères rugosimétriques des trois tôles revêtues utilisées.

	T3	T4	T5
$R_a$ ( $\mu\text{m}$ )	1,20	1,19	1,20
$R_z$ ( $\mu\text{m}$ )	4,05	4,10	3,95
$L_{SS}$ ( $\mu\text{m}$ )	250	258	245

Comme précédemment (§ II.2), nous allons pouvoir comparer, à travers les trois revêtements T3 (zinc électrolytique), T4 (zinc + phosphate de potassium) et T5 (zinc + couche superficielle de 0,5  $\mu\text{m}$  de phosphate), l'incidence de leur nature à diverses températures moyennes des outils (20, 60 et 100 °C).

La figure II.7 rassemble les coefficients de frottement issus d'un essai de type "4 passes successives" pour chacune des trois tôles aux trois températures moyennes de contact. Il en ressort les résultats suivants :

Les coefficients de frottement issus des essais sur les tôles T5 sont faibles et constants. Seuls les essais aux deux températures extrêmes (20 et 100 °C) sont reportés car la température de contact n'a pas beaucoup d'effets sur les coefficients de frottement : l'adhésion entre la tôle et les outils n'augmente pas de manière préjudiciable lorsque la température de contact augmente. De plus, l'arasement relatif et la surface réelle de contact sont du même ordre de grandeur à ces deux températures.

En revanche, la température de contact joue un rôle plus important pour les tôles T3 et T4 sur les coefficients de frottement et sur les endommagements surfaciques. Là encore, nous pouvons nous rendre compte de l'existence d'interactions entre la nature du revêtement et la température sur les conditions de contact pendant un essai de frottement. Par exemple, la température de contact influe de manière notable sur la tôle T3 lorsque celle-ci dépasse 60 °C : les critères statistiques correspondants évoluent de manière similaire jusqu'à 60 °C. Pour une

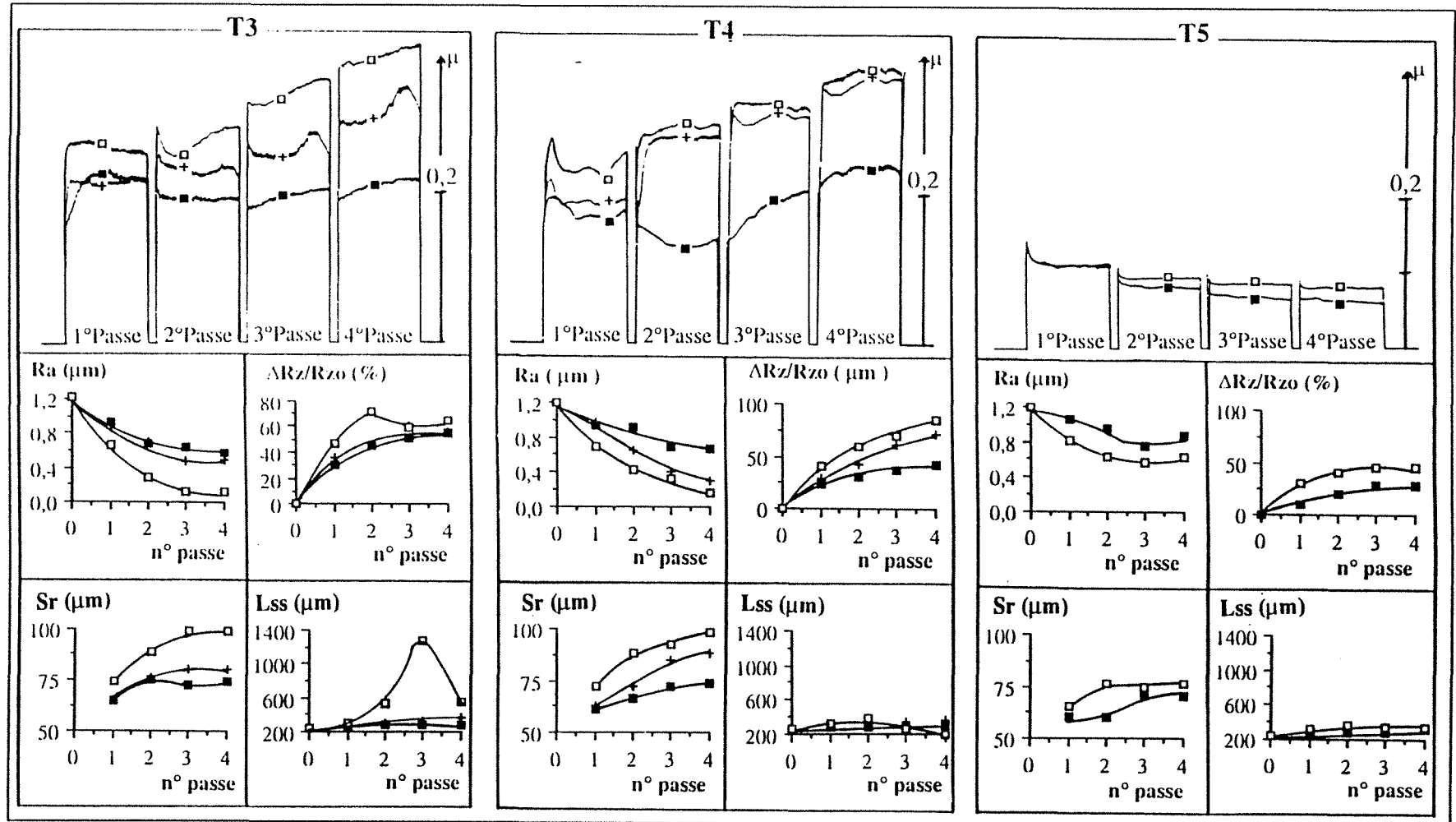


Figure II.7 : Evolutions des coefficients de frottement ( $\mu$ ) en fonction du nombre de passes, le long de chacune des passes à 20, 60 et 100 °C, pour chacune des tôles T1, T2 et T3.  
Evolutions des critères statistiques en fonction du numéro de passe : Ra (moyenne arithmétique),  $\Delta R_z/R_{z0}$  (arasement relatif à la tôle non frottée), Sr (surface portante) et Lss (pas moyen entre pics de rugosité)

Pour chacune des tôles, les symboles suivants sont utilisés :  
 □ 100 °C  
 + 60 °C  
 ■ 25 °C

température supérieure, l'endommagement surfacique de la tôle est plus conséquent : l'arasement relatif et la surface portante évoluent plus rapidement, les coefficients de frottement ont une valeur élevée ( $\mu = 0,4$ , à la fin de la quatrième passe), signe que l'adhésion est forte. La diminution rapide de  $R_a$  nous indique que l'amplitude verticale de la rugosité devient de plus en plus faible : la taille des vallées, réservoirs privilégiés de lubrifiant, diminue. Le pas moyen augmente fortement pendant les trois premières passes du fait du repassage important de la rugosité. A la quatrième passe, il chute brutalement, ce qui signifie qu'il apparaît une nouvelle rugosité due aux rayures occasionnées par le transfert du revêtement sur les outils.

Au contraire, pour la tôle T4, la transition vers un endommagement accru du fait de la température de contact se situe en dessous de  $60\text{ °C}$  : dès cette température, les coefficients de frottement, l'arasement relatif et la surface portante ont atteint un niveau critique.

Comment expliquer ces différences de comportement ? Pourquoi l'augmentation de la température de contact n'a t'elle pas la même influence sur la composante adhésive du frottement de ces trois tôles?

La figure II.8 montre que les variations de l'arasement relatif  $\Delta R_z/R_{z0}$  en fonction de la force normale ( $P$ ) appliquée par les outils sont identiques pour les trois tôles malgré des différences en matière de compositions chimiques. Ceci signifie que les contraintes limites d'écoulement ("dureté dynamique") peuvent être considérées comme voisines. On arrive donc à la conclusion qu'il s'agit ici d'un pur effet d'affinité chimique entre les revêtements en question et les outils à travers le lubrifiant.

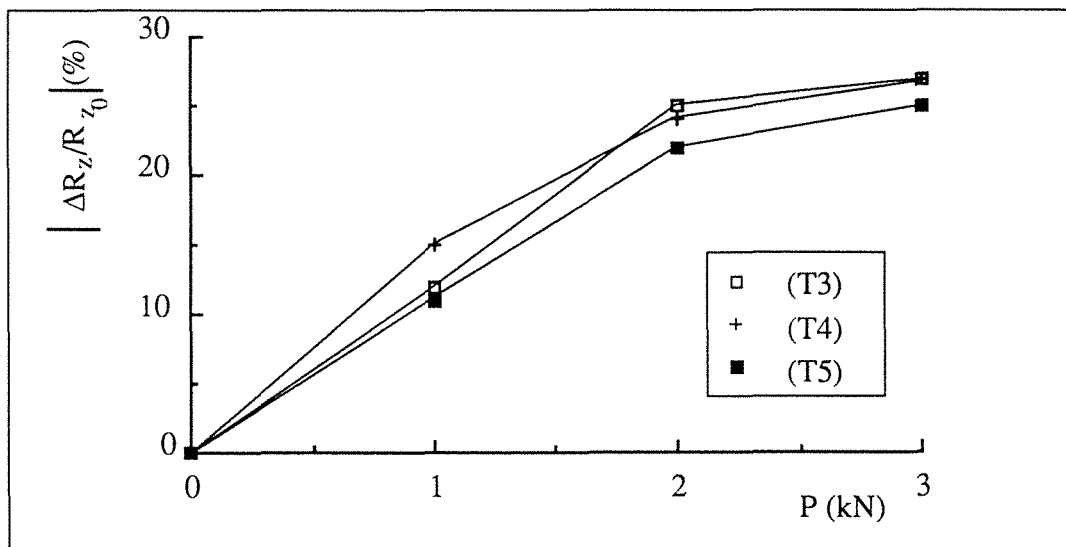


Figure II.8 : Arasement relatif de la rugosité de surface en fonction de la charge appliquée par les outils pour chacune des trois tôles revêtues T3, T4 et T5.

### II.2.4 - Effet de la déformation plastique de surface de la tôle

La figure II.9 rassemble les résultats de quatre essais constitués chacun de deux passes successives d'inégales longueurs : l'une de 20 mm et la seconde de 45 mm.

Chacun des essais se différencie par la valeur de la charge normale appliquée par les outils, qui est de 1, 2, 3 ou 4 kN.

- Notons que :
- la zone frottante sur les outils est vierge en début de chaque passe,
  - la zone frottée sur la tôle débute au même endroit pour les deux passes,
  - la zone frottée est nettoyée et relubrifiée entre les deux passes.

On remarque que le coefficient de frottement chute sur la zone déjà frottée, et ceci, d'autant plus fortement que la rugosité de surface a été plus fortement arasée lors de la passe précédente. Nous donnons, dans le tableau II.10, les valeurs des coefficients de frottement pour chacune des deux passes, afin de chiffrer leur diminution aux quatre forces normales considérées.

Tableau II.10 : Coefficients de frottement mesurés lors du premier et du second passage des outils selon la charge appliquée.

P (kN)	$\mu$		$\Delta\mu$	$\frac{\Delta\mu}{\mu}$ (%)
	1° passe	2° passe		
1	0,200	0,200	0	0
2	0,213	0,210	0,003	1,4
3	0,213	0,200	0,013	6,1
4	0,204	0,191	0,013	6,2

La chute de coefficient de frottement sur une zone déjà frottée, imperceptible à faible charge normale, est de l'ordre de 6 % pour une charge de 4 kN.



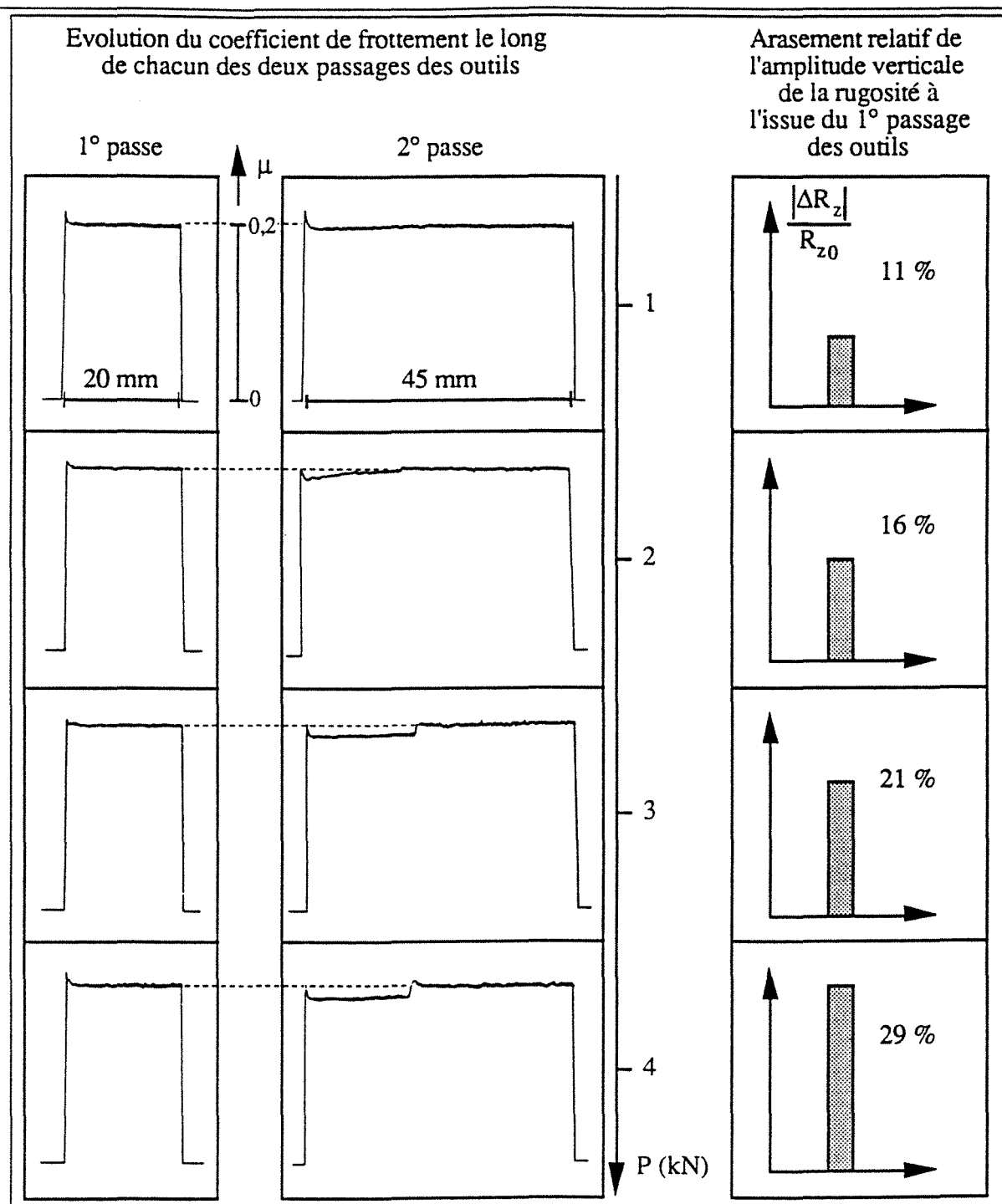


Figure II.9 : Evolution des coefficients de frottement issus d'essais de type "2 passes successives", d'inégales longueurs mais commençant au même endroit, en regard de la charge normale appliquée par les outils. Arasements relatifs correspondants à l'issue de la 1° passe. Tôle T679.

Nous pouvons écrire la force de frottement suivant Bowden et Tabor [1954] comme la somme d'une composante de labourage ( $F_l$ ) (force de repassage dans notre cas) et d'une force d'adhésion ( $F_a$ ) :

$$F_t = F_a + F_l \quad (II.1)$$

Au vu de la figure II.9 et du tableau II.10 énoncés précédemment, nous allons montrer que la différence de niveau entre les deux passes sur la zone de frottement commune est due au fait qu'au départ de la seconde passe la force de labourage n'existe plus, les pics de rugosité ayant été plastifiés lors de la passe précédente.

Voyons ce que donne un calcul simplifié [H. Czichos, 1978] en supposant que la dureté de surface (H) contrôle entièrement le labourage (repassage) <sup>note II.1</sup> suivant :

$$F_l = H S \quad (II.2)$$

où (S) est la projection sur la normale à la surface de la tôle de la différence de marche entre la surface frottée une fois et la surface vierge (figure II.11).

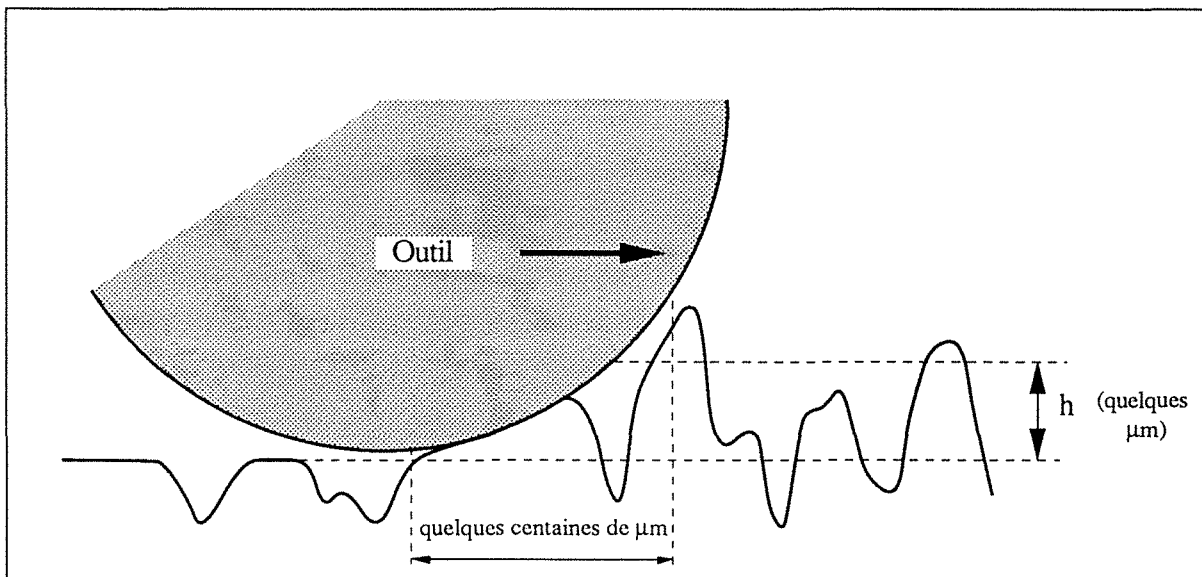


Figure II.11 : Schématisation du repassage, h est la diminution du volume plein divisé par la largeur de contact (les échelles entre l'outil et la rugosité de surface sont loin d'être respectées, le contact réel est presque plan).

(S) peut être écrit comme :

$$S = h l \quad (II.3)$$

note II.1 : On suppose ainsi que l'effort nécessaire pour plastifier les pics de rugosité est proportionnel à la dureté.

où  $h$  correspond à l'arasement moyen des pics de rugosité après le passage des outils et  $l$  la largeur totale de contact tôle-outil le long de l'axe de l'outil.

Nous avons donc l'approximation suivante :

$$F_1 = H h l \quad (\text{II.4})$$

Or, nous avons défini (chapitre I, paragraphe I.6.1) un critère spécifique de la rugosité de surface concernant l'aire "pleine" comprise entre le profil et la ligne inférieure du profil, divisée par la longueur d'évaluation :  $R_v = A_4 / L$ .

$h$  est donc directement donné par la variation de ce paramètre entre le profil vierge et celui frotté une fois. En utilisant préférentiellement  $R_{vm}$  (moyenne de  $R_v$  sur cinq longueurs de base), nous obtenons :

$$h = R_{vm} (\text{vierge}) - R_{vm} (1^\circ \text{ passe}) \quad (\text{II.5})$$

Finalement, nous avons :

$$F_1 = H l \Delta R_{vm} (0-1) \quad (\text{II.6})$$

soit enfin, en divisant par la charge normale :

$$\mu_1 = (H l \Delta R_{vm}) / P \quad (\text{II.7})$$

Avec les valeurs expérimentales qui sont :

- $H = 1200 \text{ MPa}$ ,
- $l = 50 \text{ mm}$ ,
- $\Delta R_{vm} = 0,05 \text{ } \mu\text{m}$  pour  $P = 1 \text{ kN}$ ,
- $\Delta R_{vm} = 0,10 \text{ } \mu\text{m}$  pour  $P = 2 \text{ kN}$ ,
- $\Delta R_{vm} = 0,65 \text{ } \mu\text{m}$  pour  $P = 3 \text{ kN}$ ,
- $\Delta R_{vm} = 0,90 \text{ } \mu\text{m}$  pour  $P = 4 \text{ kN}$ ,

on obtient le tableau II.12.

En comparant les valeurs de  $(\mu_2)$  calculées, déduites par soustraction des coefficients de frottement globaux mesurés à la 1<sup>o</sup> passe et des  $(\mu_1)$  calculés, avec les valeurs des coefficients de frottement mesurées à la seconde passe, on remarque que les résultats sont voisins.

Tableau II.12 : Composantes de labourage ( $\mu_l$ ) et d'adhésion ( $\mu_a$ ) calculées selon la charge appliquée.

P (kN)	1° passe			$\frac{\mu_l}{\mu}$ (%)
	$\mu$ mesuré	$\mu_l$ (calculé)	$\mu_a$ (calculé)	
1	0,200	0,001	0,199	0,5
2	0,213	0,003	0,210	1,4
3	0,213	0,013	0,200	6,1
4	0,204	0,0135	0,191	6,2

Ainsi, la chute du coefficient de frottement entre les deux premiers passages des outils peut s'expliquer avec la disparition de la composante de labourage du coefficient de frottement.

### II.2.5 - Nature de l'outil

Nous allons comparer les résultats d'essais réalisés avec des outils en acier rapide avec ceux effectués avec des outils en fonte lamellaire. Nous étudierons plus particulièrement, dans ce paragraphe, l'incidence de la nature de ces deux outils sur la formation d'une couche de transfert.

Effectuons des essais de type "9 passes successives" sur une tôle grenillée (T471), sans intervention aucune par l'opérateur entre les passes successives. Les conditions expérimentales sont :  $P = 2$  kN,  $V = 20$  mm/min,  $T = 20$  °C.

Visualisons la génératrice frottante de chacun de ces deux outils au terme de l'essai (figure II.13.a-b). Nous constatons qu'une couche de transfert s'est formée sur l'outil en acier rapide ; au contraire, il n'est pas décelé, en profilométrie, de couche de transfert sur l'outil en fonte. En fait, un zoom de la génératrice nous fait plutôt remarquer des stries parallèles à la direction de frottement imprimées sur l'outil en fonte. Ces deux remarques peuvent être visualisées en microscopie électronique à balayage qui, bien que ne donnant pas d'informations sur l'amplitude verticale de la couche de transfert, permet une meilleure représentation des rayures constatées sur l'outil en fonte (figure II.14.a-b). Les rayures débutent toutes d'une fissure due à l'évacuation du graphite en surface produite dès les premiers instants du glissement.

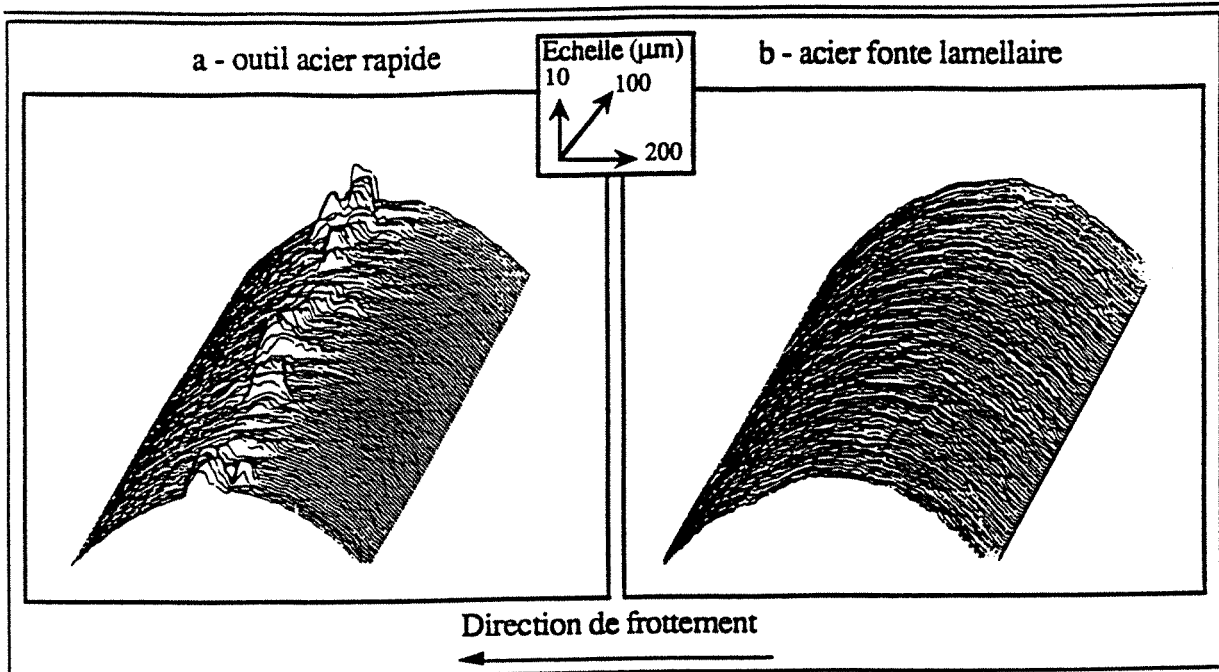


Figure II.13 : Visualisation de la génératrice frottante d'un outil après un essai de type "9 passes successives" ( $P = 2\text{ kN}$  ;  $V = 20\text{ mm/min}$  ;  $T = 20\text{ °C}$ ).

a - Outil en acier rapide : présence d'une couche de transfert.

b - Outil en fonte lamellaire : pas de couche de transfert à cette échelle.

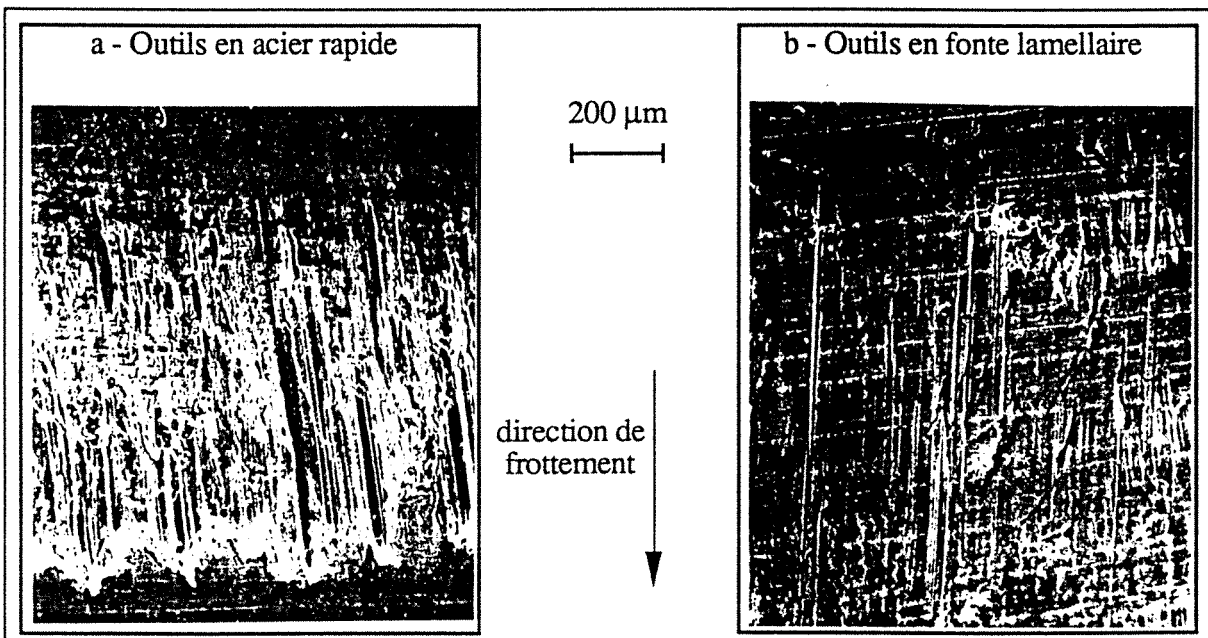


Figure II.14 : Micrographies électroniques de la génératrice frottante d'un outil après un essai de type "9 passes successives" ( $P = 2\text{ kN}$  ;  $V = 20\text{ mm/min}$  ;  $T = 20\text{ °C}$ ).

a - Outil en acier rapide : présence de couche de transfert.

b - Outil en fonte lamellaire : présence de rayures.

Etonnamment, les grandes différences d'évolution de la topographie de surface des outils ne débouchent ni sur des évolutions de frottements, ni sur des endommagements surfaciques de l'échantillon différentes (figure II.15.a-b).

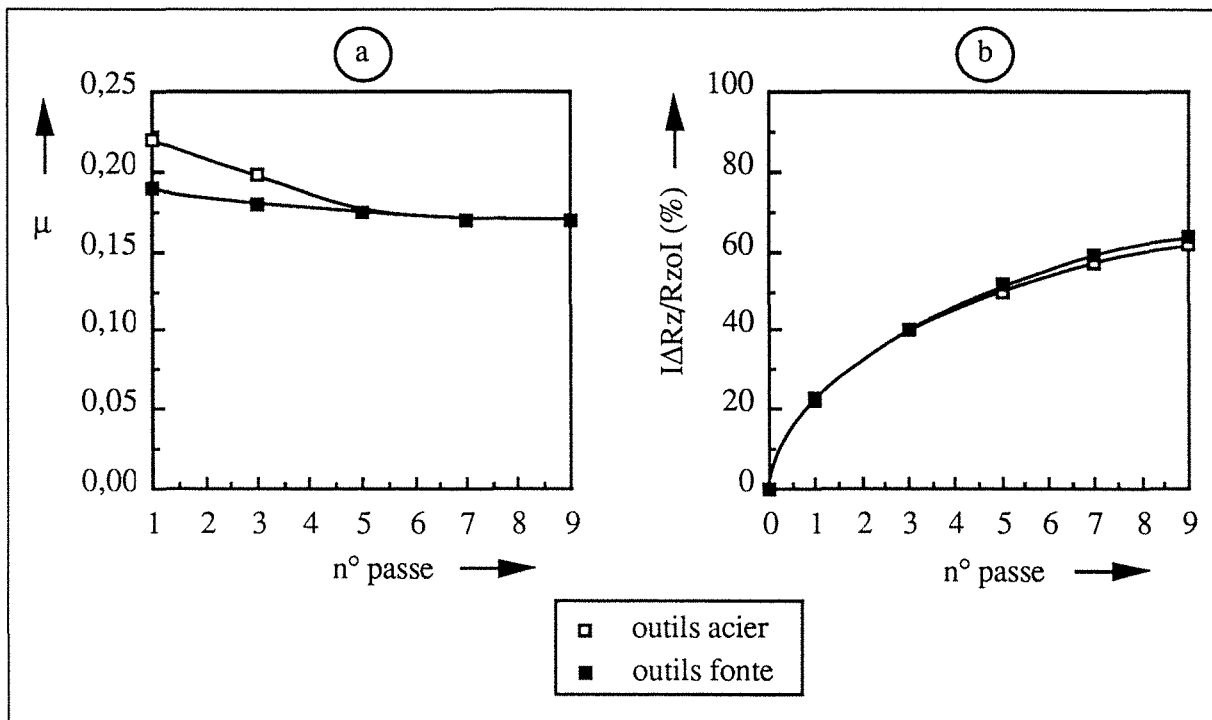


Figure II.15 : Essais de type "9 passes successives" ,  $P = 2$  kN ;  $V = 20$  mm/min ;  $T = 20^\circ\text{C}$ , effectués avec des outils en acier rapide ou en fonte lamellaire.  
 a - Evolution des coefficients de frottement en fonction du nombre de passages des outils (mesurés après 50 mm de glissement).  
 b - Evolution de l'arasement relatif à la tôle vierge (en valeur absolue) de la rugosité en fonction du nombre de passages des outils.

Cependant, il faut se souvenir que dans la situation réelle, si les tôles ne subissent généralement qu'une opération, les outils sont amenés à emboutir de très nombreuses pièces. Aussi, il est fort probable que le problème majeur, que nous n'avons pas cherché à résoudre ici, consiste à connaître les évolutions de la surface de l'outil dans l'un et l'autre des deux cas. Si le film de transfert sur les outils en acier rapide, dont nous venons de prouver l'existence, reste stable, les conditions de contact le resteront également au fil des emboutissages successifs (et inversement). Si le phénomène de rayage des outils en fonte s'accroît au fur et à mesure du passage des tôles, les conditions de contact évolueront inexorablement vers une situation de destruction de ces outils (et inversement). Notons cependant qu'un polissage des outils en acier rapide, consistant à ôter une couche de transfert devenue trop inhomogène (et pouvant rayer les échantillons), est toujours possible. Le phénomène est différent pour les outils en fonte puisque ce n'est pas de la matière qui se surajoute (et qui peut donc s'enlever), mais des cavités qui se

créent, par élimination du graphite en surface (phénomène irréversible). On comprend donc mieux à présent le bienfait de la technique de traitement "au chalumeau" qui doit évacuer le graphite de la surface et provoquer une surfusion de celle-ci. Ceci évite alors la formation de cavités liée à l'évacuation du graphite dont les conséquences viennent d'être évoquées.

### II . 3 - ETUDE DE QUELQUES PARAMETRES EXTRINSEQUES

Puisque les conditions de contact diffèrent d'un endroit à l'autre de l'embouti, nous choisissons de rechercher les incidences de quelques paramètres liés à l'opération elle-même, tels que la pression avec laquelle sont pressés les deux corps (P), la vitesse relative entre les deux corps en contact (V), la température moyenne des outils (T) et le taux de contrainte à cœur (F).

La figure II.16 nous présente les évolutions du coefficient de frottement ( $\mu$ ) lorsque, tour à tour, P, V, T et F varient dans leur gamme respective. Notons bien qu'ici, les variations de  $\mu$  sont étudiées en ne faisant varier qu'un seul facteur à la fois, les trois autres étant fixés à des conditions standards choisies, par commodité, proches de celles d'autres études [F. Delamare, 1980] : P = 4 kN, V = 20 mm/min, T = 20 °C, F = 0. Par rapport à celles-ci, nous observons une diminution globale du coefficient de frottement quand P et V augmentent et la tendance inverse lorsque T et F croissent.

Au niveau des modifications de la surface de la tôle (T679), la figure II.17 nous présente les évolutions des volumes pleins ( $\Delta R_v$ ), des volumes vides ( $\Delta R_p$ ) et de l'amplitude verticale de la rugosité ( $\Delta R_z$ ) dans le domaine de variation de chacun des paramètres, ceci, relativement aux valeurs initiales (correspondant à la tôle vierge) de chacun de ces facteurs. Il en ressort les points suivants :

- L'augmentation de la force avec laquelle sont pressés les deux corps accroît l'arasement de la rugosité, bien que cela corresponde à des coefficients de frottement de plus en plus faibles.

- Les variations de la température moyenne des outils et / ou de la vitesse relative entre les deux corps ont peu d'incidence sur ces critères, bien que cela corresponde à des coefficients de frottement différents.

- Lorsque le taux de contrainte à cœur (en tension) augmente, tout se passe comme s'il y avait "perte de matière", au niveau de la rugosité de surface, . En effet  $\Delta R_p$  diminue fortement dès que la force appliquée aux extrémités de la tôle est de 2,5 kN (ce qui correspond à une contrainte axiale de 75 MPa).

Tous les mécanismes sous-jacents correspondants seront discutés dans le chapitre III.

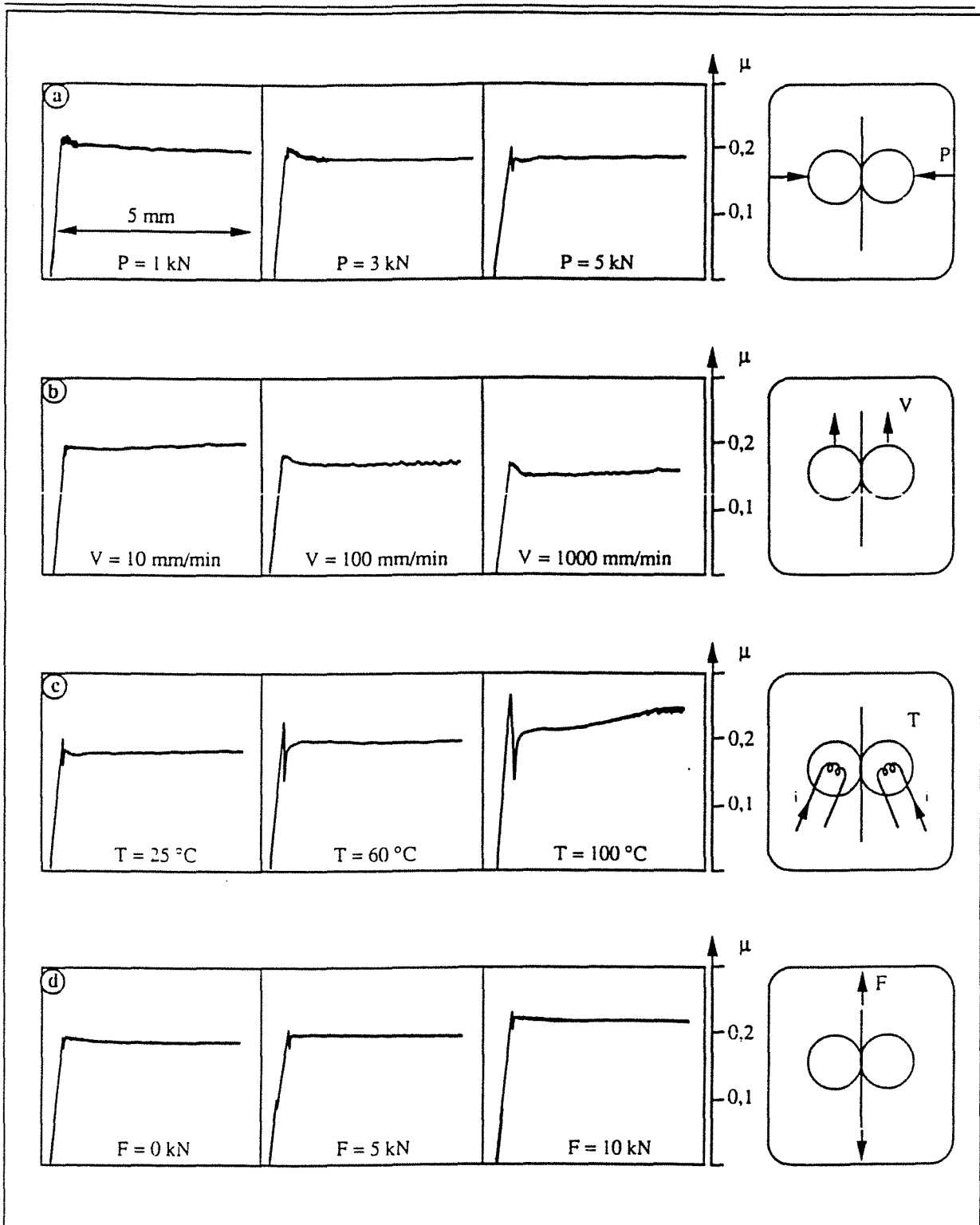


Figure II.16 : Evolutions de  $\mu$  lorsque  $P$ ,  $V$ ,  $T$  ou  $F$  varient par rapport aux conditions standards ( 4 kN, 20 mm/min, 25 °C, 0 kN) et ce, en début de frottement (0 --> 5 mm).

Les variations de  $\mu$  sont étudiées en ne faisant varier qu'un seul facteur à la fois.



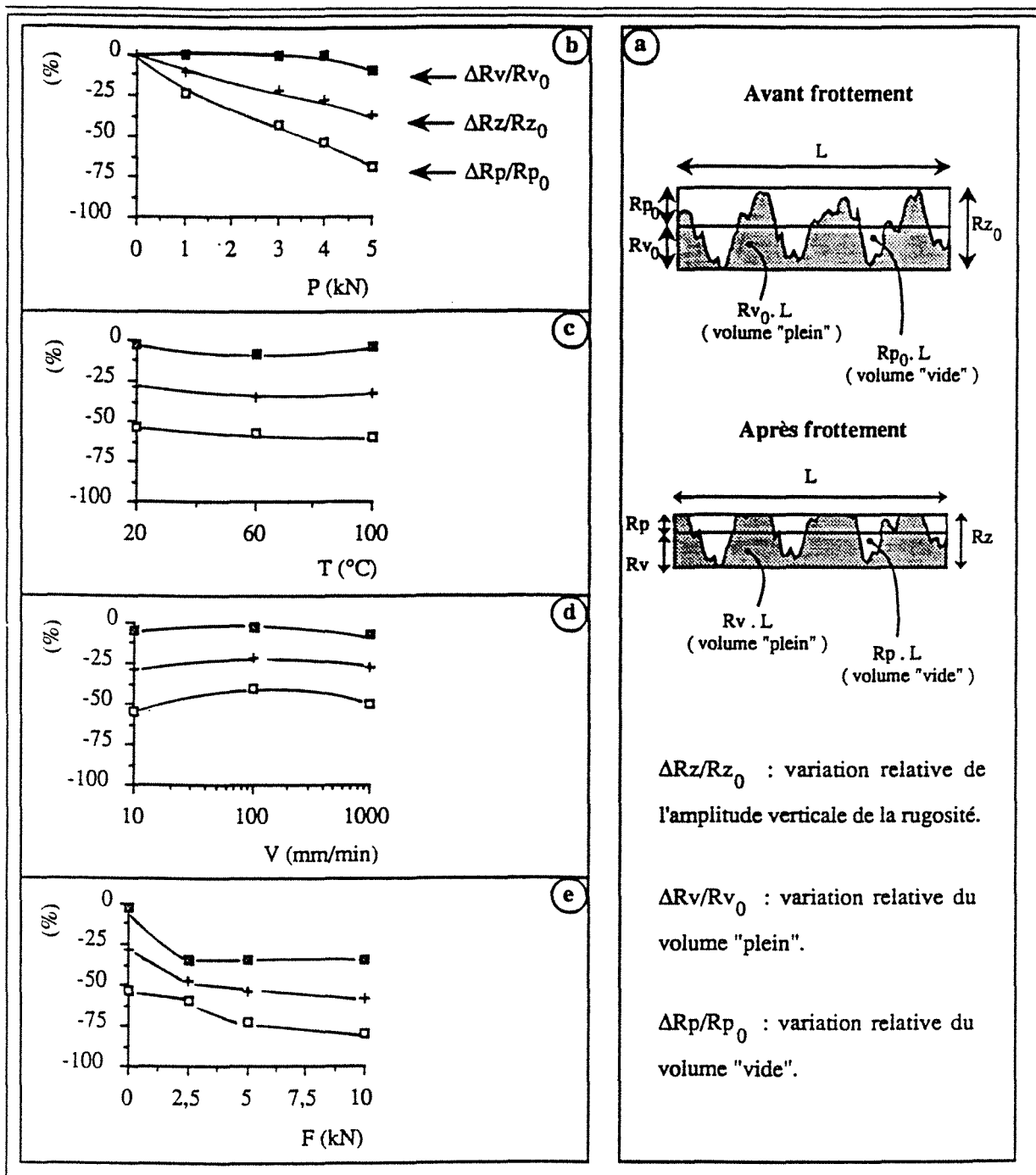


Figure II.17 : Variation de l'amplitude verticale de la rugosité, du volume plein (profondeur des vallées), du volume vide (hauteur des pics) - dont les définitions sont rappelées en (a) - en fonction de la charge appliquée par les outils (b), de la température moyenne des outils (c), de la vitesse relative entre les deux corps (d) ou de la force axiale appliquée aux deux extrémités de la tôle (e).

---

## II . 4 - PARAMETRES LIES AU TROISIEME CORPS

Les efforts de frottement, ainsi que les endommagements surfaciques des deux corps qui en découlent, dépendent des contraintes de cisaillement dans la zone de contact, ainsi que de l'aire réelle du contact métal-outil (chapitre III). Il est donc évident que les conditions de lubrification et les produits d'usure qui s'immiscent dans l'entrefer sont influents. Nous allons en observer les effets dans les deux paragraphes suivants.

### II.4.1 - Incidence de la présence de débris d'usure à l'interface et d'un film de transfert sur l'outil

Lorsque deux surfaces glissent l'une contre l'autre, un film intermédiaire, ou troisième corps [*par exemple M. Godet, 1984*] peut séparer les pièces en contact. Il supporte par conséquent les charges normales appliquées. Cette zone se cisaille puisque les corps qu'il sépare sont en mouvement relatif. Le problème consiste donc à déterminer comment se forme ce troisième corps et quel est son rôle.

Le troisième corps peut être défini dans un contexte "matériau", comme une zone de composition différente entre les deux corps frottant, ou dans un sens "cinématique" comme une zone tampon où les différences de vitesse entre les deux corps sont accommodées [*M. Godet, 1980*]. Dans le cas de l'emboutissage de tôles minces, le troisième corps est constitué de particules d'usure, mobiles, et de lubrifiant. Or, les particules d'usure peuvent adhérer sur l'outil, nourrissant ainsi un film de transfert [*F.P. Bowden, 1964 ; J.K. Lancaster, 1964*] fortement adhérent. Ainsi, le transport des débris d'usure dans l'entrefer et la formation d'un film de transfert sur les outils sont deux phénomènes indissociables [*D. Landheer, 1974*]. Nous n'avons pas cherché à étudier les mécanismes physiques qui conduisent à la formation de ces particules. Notre but a été ici d'apprécier les conséquences de l'accumulation des débris d'usure sur le frottement et l'endommagement des surfaces. Rappelons que le multi-frottement <sup>note II.2</sup> est caractérisé par quatre phases distinctes [*M. Godet, 1990*] :

- élimination de l'écran naturel qui pollue les surfaces,
- augmentation de l'interaction des plateaux en contact,
- formation de débris et passage graduel d'un contact deux corps à trois corps,
- contact trois corps caractérisé par la formation et l'éjection continue de débris.

---

note II.2 : Le terme "multi" est lié, dans la situation réelle, à la longueur de glissement et, sur notre tribomètre, au nombre de passages des outils sur une même piste de frottement.

---

Il est bien entendu que lors de ce dernier stade, les vitesses de formation et d'éjection de ce troisième corps doivent conditionner la stabilité des conditions de contact.

#### **II.4.1.1 - Incidence de la présence d'un film de transfert et de débris d'usure sur les outils**

Voyons comment se manifeste la présence ou non d'un film de transfert et / ou de particules d'usure au niveau des outils sur les efforts de frottement. Nous avons effectué un essai de frottement sur notre tribomètre dans les conditions indiquées dans la figure II.18.

Avec des outils ayant été utilisés lors d'un essai de type "3 passes successives", une passe supplémentaire est réalisée sur une nouvelle tôle (vierge) selon les conditions suivantes :

- b<sub>1</sub> : outils utilisés tels quels (présence de particules d'usure et de film de transfert sur les outils en début de frottement),
- b<sub>2</sub> : outils essuyés (présence d'un film de transfert sans particules d'usure mobiles sur les outils en début de frottement),
- b<sub>3</sub> : outils tournés (pas de particules d'usure, ni de film de transfert sur les outils en début de frottement).

Il est manifeste que la pollution des outils a une incidence sur les efforts de frottement ; nous pouvons la résumer comme suit :

- la présence de particules d'usure sur les outils diminue le pic statique (figure II.18-b<sub>1</sub>,b<sub>2</sub>). En effet, les débris ont une certaine aptitude à supporter et à transmettre la charge [*Ch. Colombié, 1984*] . Par écrantage des deux surfaces, ils limitent le nombre de jonctions adhésives qui peuvent se former entre les deux corps en contact. En revanche, du fait de leur mobilité et de la géométrie cylindrique de nos outils, aucune incidence des débris n'est observée pendant la phase dynamique (celle-ci est identique pour les figures II.18-b<sub>1</sub>,b<sub>2</sub>).

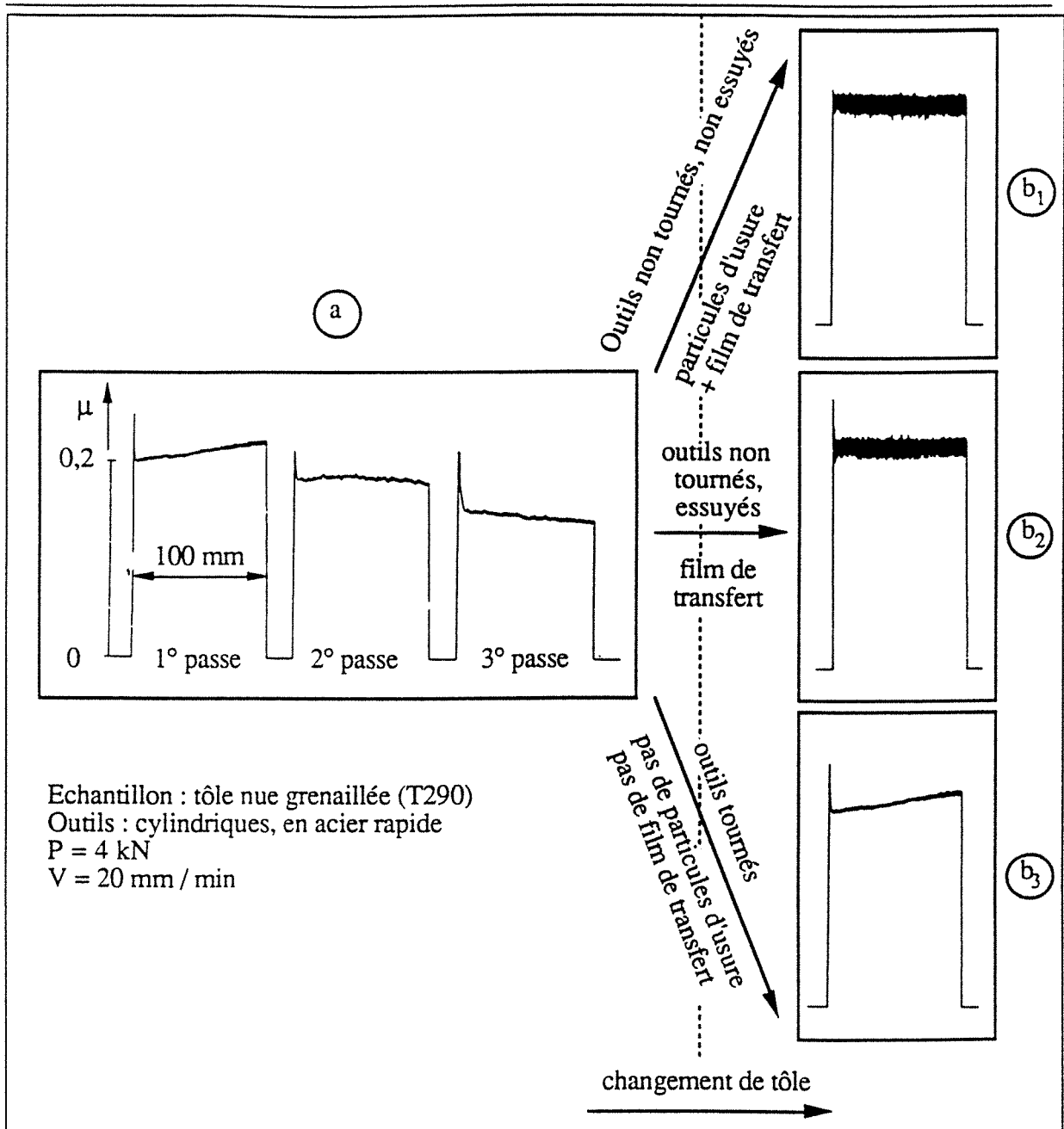


Figure II.18 : influence des particules d'usure mobiles et d'un film de transfert adhérent sur les outils sur les efforts de frottements. Les essais  $b_1$ ,  $b_2$  et  $b_3$  sont effectués avec des outils qui présentent respectivement un film de transfert et des particules d'usure, un film de transfert seul ou une génératrice frottante dénuée de film de transfert et de débris d'usure.

- la présence d'une couche de transfert de la tôle sur les outils entraîne un coefficient de frottement stable, plus élevé ( $\mu = 0,23$ ) mais avec un stick slip plus important. Cela est probablement dû à la rugosité plus importante de la génératrice frottante puisque constituée d'îlots de tôle fortement adhérents et écrouis, capables de cisailer le film d'oxyde, créant ainsi des jonctions plus

---

fortes avec la surface fraîche [T.F.J. Quinn, 1981 ; M. Maugis, 1980 ; S. Fayeulle, 1981].

- Lorsque les outils sont propres en début de passe, la constitution d'un film de transfert entraîne une augmentation régulière du coefficient de frottement, puisque le contact se fait peu à peu entre deux matériaux de même nature (fragment de tôle transféré sur l'outil / tôle).

#### II.4.1.2 - Etude de l'établissement d'une couche de transfert

Nous pouvons observer la constitution du film de transfert le long d'une piste déjà frottée et ses répercussions sur le niveau et la stabilité des efforts de frottements. La figure II.19 présente deux essais de type "deux passes successives". Au début de la seconde passe, soit les outils ne présentent ni débris d'usure, ni film de transfert (figure II.19-b<sub>2</sub>), soit la génératrice frottante des outils est entachée de débris d'usure et de film de transfert issus de la première passe (figure II.19-b<sub>1</sub>). Notons que dans les deux cas, la piste de frottement est identique au début de la deuxième passe : l'arasement de la rugosité et le troisième corps peuvent être considérés comme identiques puisque la première passe est réalisée dans les mêmes conditions.

Bien que les conditions de lubrification soient plus sévères lors du deuxième passage des outils - puisqu'aucun lubrifiant n'est rajouté entre les deux passes - nous observons une chute du coefficient de frottement lors de la deuxième passe. Puisque celle-ci est plus importante encore que lors d'essais où la piste de frottement est débarrassée de ses particules d'usure (voir figure II.9), la disparition de la composante de labourage ne peut à elle-seule expliquer ce phénomène. Nous pouvons conclure que les débris agissent comme un lubrifiant solide, en écrantant les surfaces. La diminution du coefficient de frottement entre les deux passes est évidemment plus prononcée lorsqu'aucun transfert n'est présent sur l'outil (figure II.19-b<sub>2</sub>), les jonctions adhésives se produisant étant moins fortes.

Il est remarquable de constater qu'à partir de 50 mm de frottement, lors de la seconde passe, les niveaux des coefficients de frottement sont rigoureusement identiques dans les deux cas. Ceci veut dire que la couche de transfert doit être de même nature (chimique et topographique) à partir de ce moment-là. Avant que cette distance de frottement ne soit atteinte, l'établissement de la couche de transfert entraîne une remontée constante des coefficients de frottement. De plus, le pic statique est plus élevé lors d'un contact "outil neuf / tôle frottée une fois" (figure II.19-b<sub>1</sub>) que pour un contact "outil ayant frotté une fois / tôle ayant frotté une fois". Or, nous savons [X. Roizard, 1990] que l'adhésion mettant en jeu la couche de transfert est plus forte ; cependant, l'écrantage dû à la fois aux particules d'usure sur les outils et à celles présentes sur la piste de frottement est plus efficace.

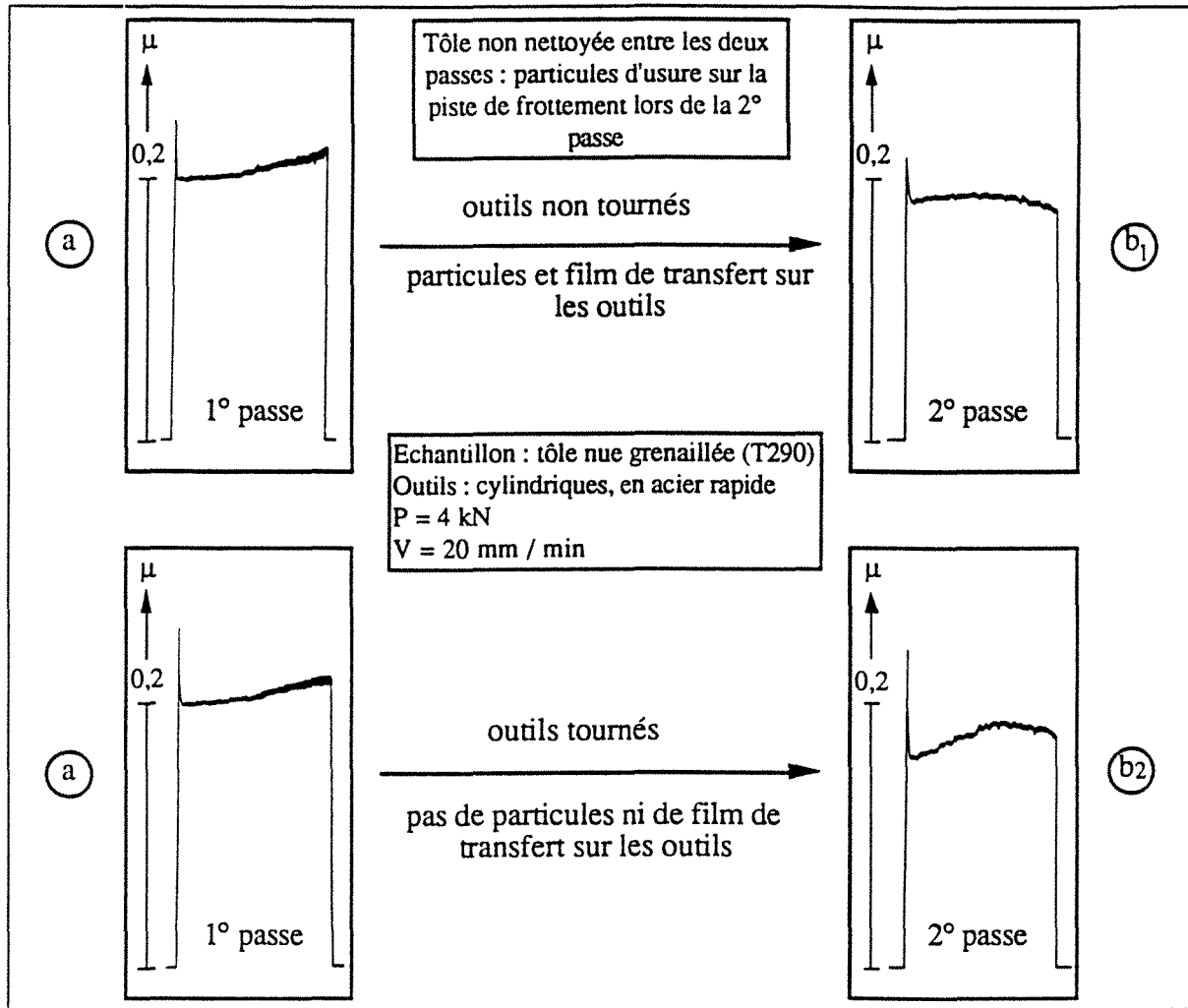


Figure II.19 : Essais de type "deux passes successives" pour lesquels la tôle n'est pas nettoyée entre les deux passes (particules d'usure sur la piste de frottement en début de seconde passe).

- b<sub>1</sub> : les outils utilisés au début de la deuxième passe sont ceux qui ont servi pour effectuer la première passe.
- b<sub>2</sub> : les outils présentent une génératrice neuve au début de la seconde passe.

#### II.4.1.3 - Influence de la présence de débris d'usure sur la piste de frottement

Jusqu'à présent, nous nous sommes intéressés à l'incidence des particules d'usure sur la génératrice frottante des outils. L'écrantage de la surface par ces débris se traduisait pendant la phase statique. L'objet de ce paragraphe est de relier, en régime multipasses, la présence des particules d'usure sur une piste de frottement à son endommagement surfacique.

---

Les deux essais que nous allons commenter sont de type "9 passes successives" effectués sur une longueur de 100 mm, sous une charge de 4kN, à la vitesse relative de 20 mm / min et à la température de contact moyenne de 60 °C.

Dans un premier cas (cas n°1), les outils et la tôle ne subissent aucune manipulation extérieure durant les neuf passes successives : ni nettoyage, ni relubrification. Pendant la deuxième expérience (cas n°2), les outils sont essuyés et la tôle est nettoyée et relubrifiée, afin de les débarrasser des particules d'usure libres, ceci, avant chaque passage des outils.

#### II.4.2.1.1 - Efforts de frottement

Les évolutions des coefficients de frottement le long des première, troisième, cinquième, septième et neuvième passes, dans les deux cas exposés ci-dessus, sont rassemblées dans la figure II.20.

- Cas n°2 : Les outils et la tôle étant nettoyés avant chaque passage des outils, il ne subsiste, en début de passe, aucune particule d'usure issue du frottement précédent pouvant écranter les deux surfaces : on observe ainsi un pic statique élevé et constant, hormis lors de la première passe où d'une part, les couches d'oxyde et de contaminant diminuent l'adhésion et, d'autre part, aucun film de transfert sur les outils n'a pu encore se former. La constance de ce pic statique et du coefficient de frottement durant toute la longueur de glissement nous indique que le film de transfert garde toute son homogénéité : les conditions de contact restent stables [X. Roizard, 1991].

- Cas n°1 : Il n'existe plus de pic statique dépassant largement la valeur dynamique : les particules d'usure qui s'accumulent sur la piste de frottement - puisqu'aucun nettoyage n'est effectué, ni des outils, ni de la tôle - écranter les deux surfaces. Les conditions de contact ne sont plus stables puisque le coefficient de frottement diminue le long de chacun des passages des outils.

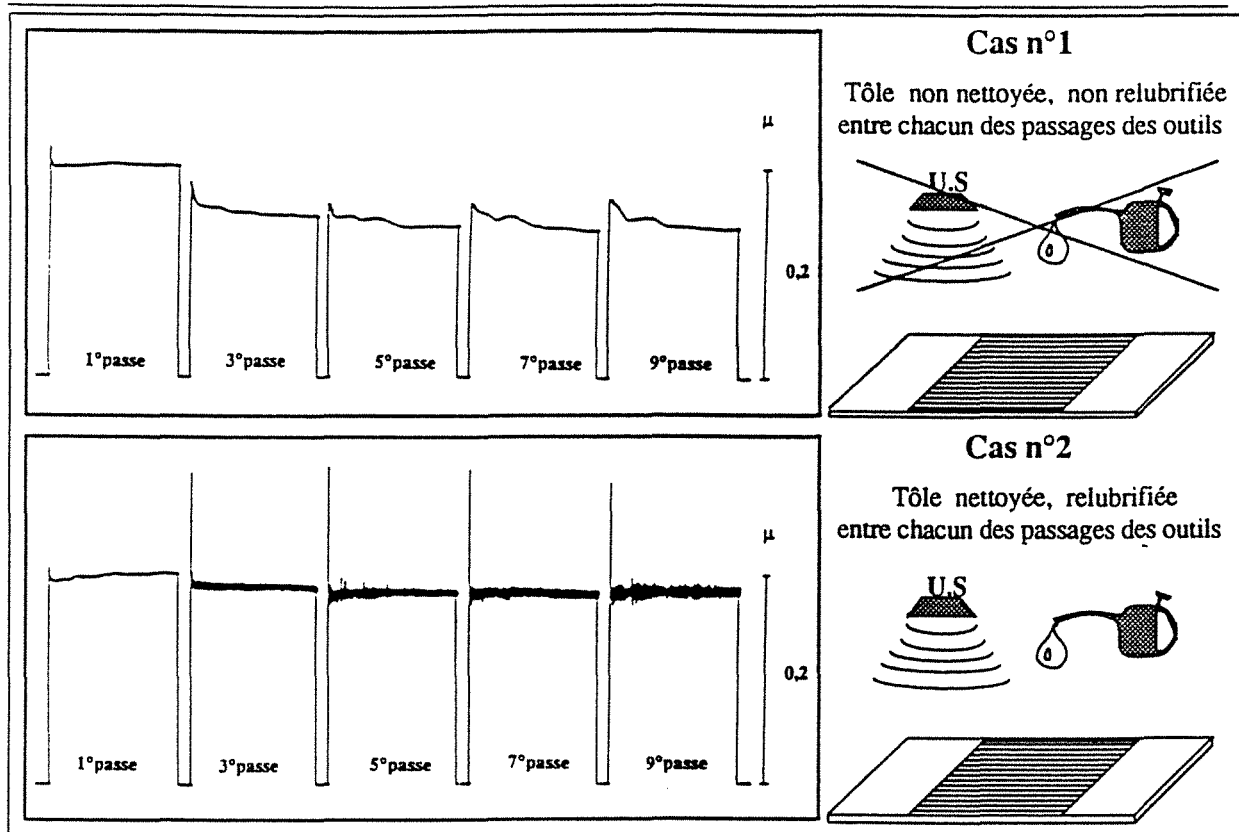


Figure II.20 : Evolution du coefficient de frottement le long des 1°, 3°, 5°, 7° et 9° passes d'un essai de type "9 passes successives" selon l'accumulation (cas n°1) ou non (cas n°2) des particules d'usure au fil des passes.  
 $P = 4 \text{ kN}$  ;  $V = 20 \text{ mm/min}$  ;  $T = 60 \text{ °C}$  ; Tôle nue (T2).

#### II.4.2.2.2 - Evolutions des critères statistiques

Nous avons reporté les évolutions de quatre paramètres rugosimétriques (définis dans le chapitre I) en fonction du nombre de passages des outils sur la piste de frottement :  $R_a$  (moyenne arithmétique),  $|\Delta R_z/R_{z0}|$  (valeur absolue de l'arasement des pics de rugosité relatif à l'amplitude verticale de la rugosité de la tôle non frottée),  $S_r$  (longueur totale des plateaux, par rapport à la longueur du profil) <sup>note II.3</sup>,  $L_{ss}$  (pas moyen entre deux pics de rugosité voisins) (figure II.21).

note II.3 : Cette quantité que nous exploiterons plus précisément au chapitre III est liée à la surface réelle en contact avec l'outil, dépendant de celle des plateaux, par opposition à la surface apparente de contact, qui ne tient pas en compte de la rugosité de surface. Elle est mesurée à partir de la courbe d'Abbott et est égale à la quantité  $\sum l_i/L$ , au niveau de la surface, définie au chapitre I, figure I.11.



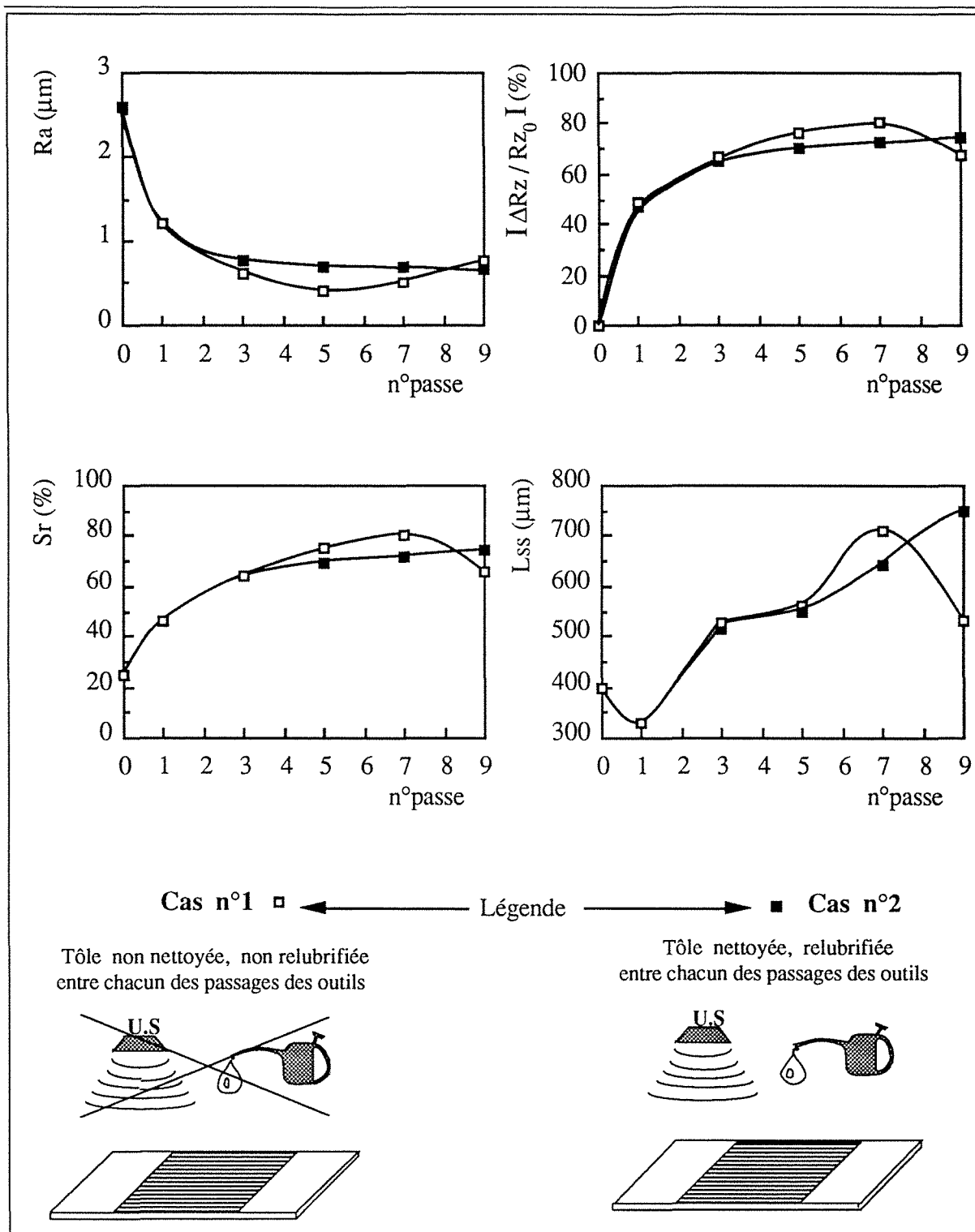


Figure II.21 : Evolutions des principaux critères statistiques en fonction du nombre de passages des outils, selon l'accumulation (cas n°1) ou non (cas n°2) des particules d'usure au fil des passes.

$P = 4 \text{ kN}$  ;  $V = 20 \text{ mm/min}$  ;  $T = 60 \text{ }^\circ\text{C}$  ; Tôle nue (T2).

Les acquisitions profilométriques devant être effectuées sur une surface propre (débarassée des particules d'usure), nous avons procédé comme suit : les plages frottées sont décalées de 4 mm en début de piste ; l'essai terminé, nous avons alors des plages ayant été frottées une, deux, ... , neuf fois par les outils (figure II.22). Ainsi, Les critères statistiques que nous allons commenter concernent les évolutions topographiques, dues aux frottements successifs des outils, de plages situées en début de piste de frottement.

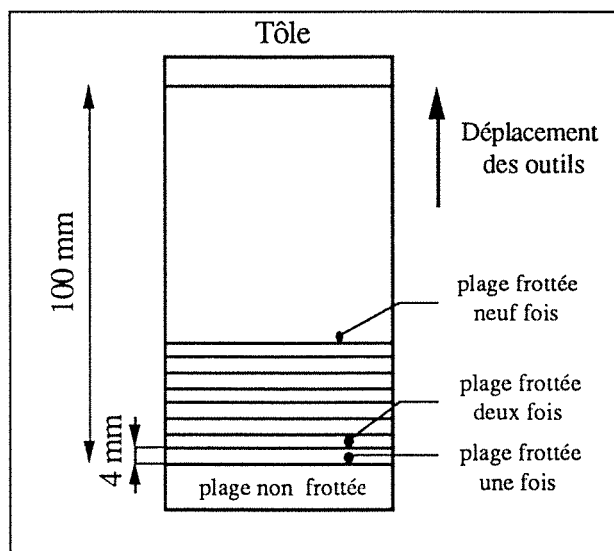


Figure II.22 : Décalage de chacune des 9 passes de l'essai pour l'analyse statistique des évolutions de la rugosité de surface (l'essai commence au début de la plage frottée une fois).

Interprétons tout d'abord la diminution de  $L_{SS}$  à la première passe : le calcul de ce paramètre est basé sur la séparation des pics principaux de rugosité des autres, secondaires, ne participant pas au contact (figure I.10). Or, à l'issue du premier passage des outils, les pics principaux sont ramenés à la même hauteur que les pics secondaires qui seront alors comptabilisés (figure II.23).

Il subsiste ainsi plus de pics de rugosité par unité de longueur : le pas moyen entre pics diminue. Par la suite, l'arasement de la surface augmente ce paramètre puisque les plateaux s'élargissent et peuvent rejoindre leurs plus proches voisins.

Alors que dans le cas n° 1, l'arasement, très important à l'issue des trois premiers passages des outils, s'affaiblit et progresse régulièrement par la suite, les particules d'usure qui n'ont pas été évacuées de la piste de frottement, caractéristique du cas n°2, provoquent des rayures de plus en plus importantes vis à vis de la rugosité subsistante.



---

Les fines rayures que nous pouvons observer lorsque la piste de frottement est nettoyée ne dépassent pas la profondeur de  $0,3 \mu\text{m}$ , ce qui affecte peu la rugosité subsistante.

L'apparition d'une nouvelle rugosité due à ce type d'endommagement produit un élargissement de la fonction de distribution de hauteurs de points de la surface, élargissement lié à la profondeur de ces rayures. Sans particules d'usure sur la piste de frottement, le nombre de points ayant la même hauteur s'accroît faisant apparaître un pic de plus en plus élevé. Les fines rayures ne sont pas décelées par cette fonction du fait d'une largeur de bande supérieure à leur profondeur.

Plus intéressant encore est la superposition des courbes d'Abbott correspondantes :

Puisque la partie supérieure du profil a subi une forte réduction de hauteur, conduisant à la formation de plateaux, il apparaît un coude suivi d'une rapide évolution de la portance en fonction de la hauteur de coupe. En dessous de ce coude, la courbe d'Abbott peut s'écarter de celles correspondant aux passes précédentes, ce qui conduit à une augmentation de portance à niveau de coupe identique. Le phénomène physique sous-jacent est l'allongement des plateaux dans leur partie supérieure par formation de languettes [*D. Rault, 1984*].

Nous observons un décrochement de ce type, qui s'accroît au fil des passes, lorsque la piste de frottement est nettoyée entre chaque passe. Cela traduit donc un allongement progressif des plateaux au fil des passages successifs des outils. L'adhésion entre les deux corps, non écartés par d'éventuels débris d'usure provenant des frottements antérieurs, localise la déformation à l'interface. Rappelons que ce régime correspond à un frottement stable mais plus élevé.

En revanche, l'accumulation de débris d'usure réduit l'élargissement des plateaux en contact, à tel point que, dès le troisième passage des outils, plus aucun décrochement n'est mesuré : les courbes d'Abbott se superposent parfaitement dans leur partie inférieure. L'écrantage des débris d'usure limite l'entraînement de la matière dans le sens du frottement. On assiste alors à un phénomène quasi-abrasif de la surface.

Remarquons également que la courbe d'Abbott, correspondant à la surface de la tôle après le neuvième passage des outils, présente une pente plus forte dans sa partie supérieure. Ceci correspond à une valeur de  $(R_z - R_z')$  significative, caractéristique de la présence de rugosité sur les plateaux, due ici aux rayures (chapitre I, figure I.4).

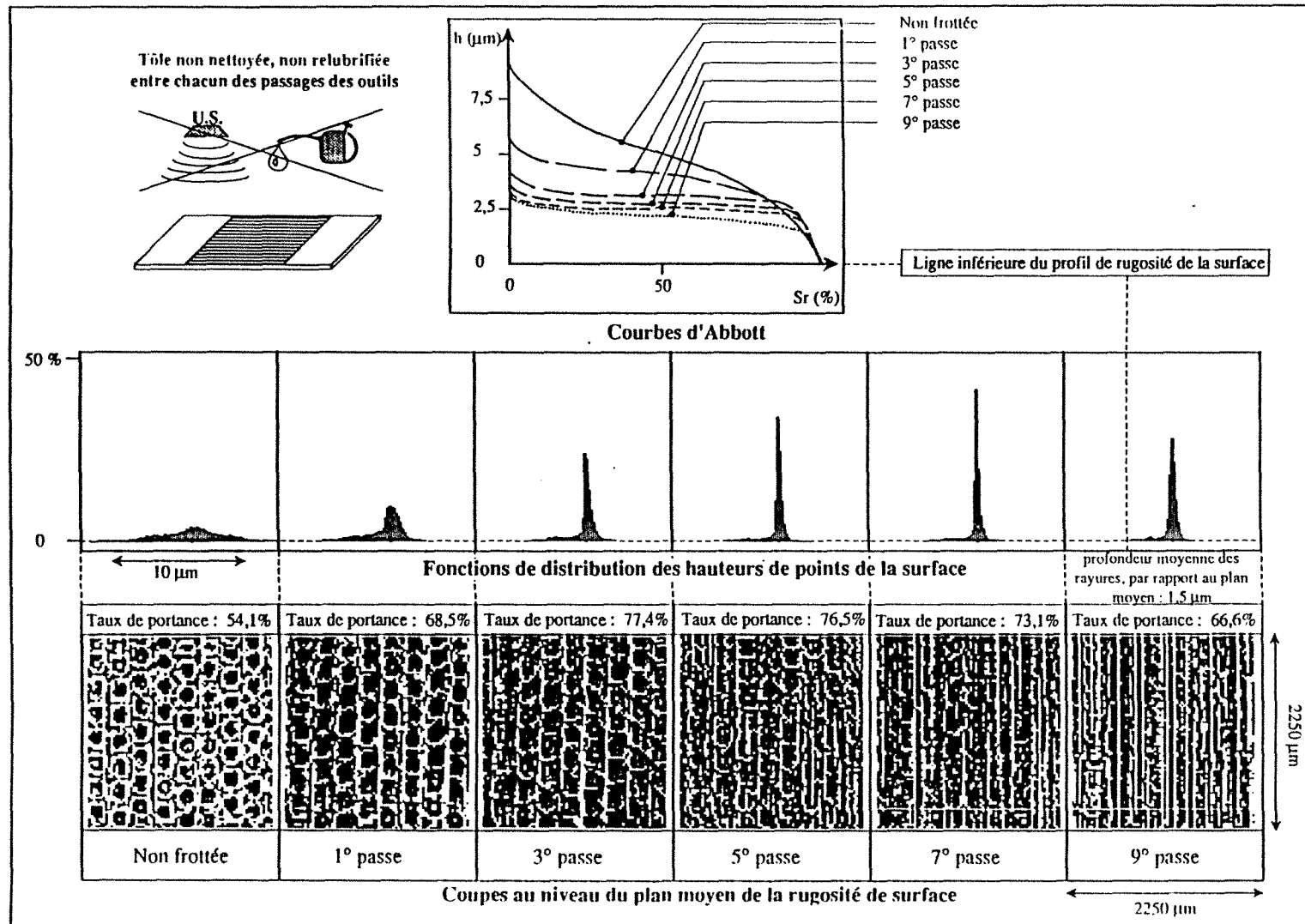


Figure II.24 : Evolution des courbes d'Abbott, des fonctions de distribution de hauteurs de points de la surface et des coupes au niveau du plan moyen de la rugosité de surface en fonction du nombre de passages des outils. La tôle n'est ni nettoyée, ni relubrifiée entre chacun des passages des outils. Cela conduit à l'apparition de rayures pour les dernières passes et à une troncature des pics de rugosité.

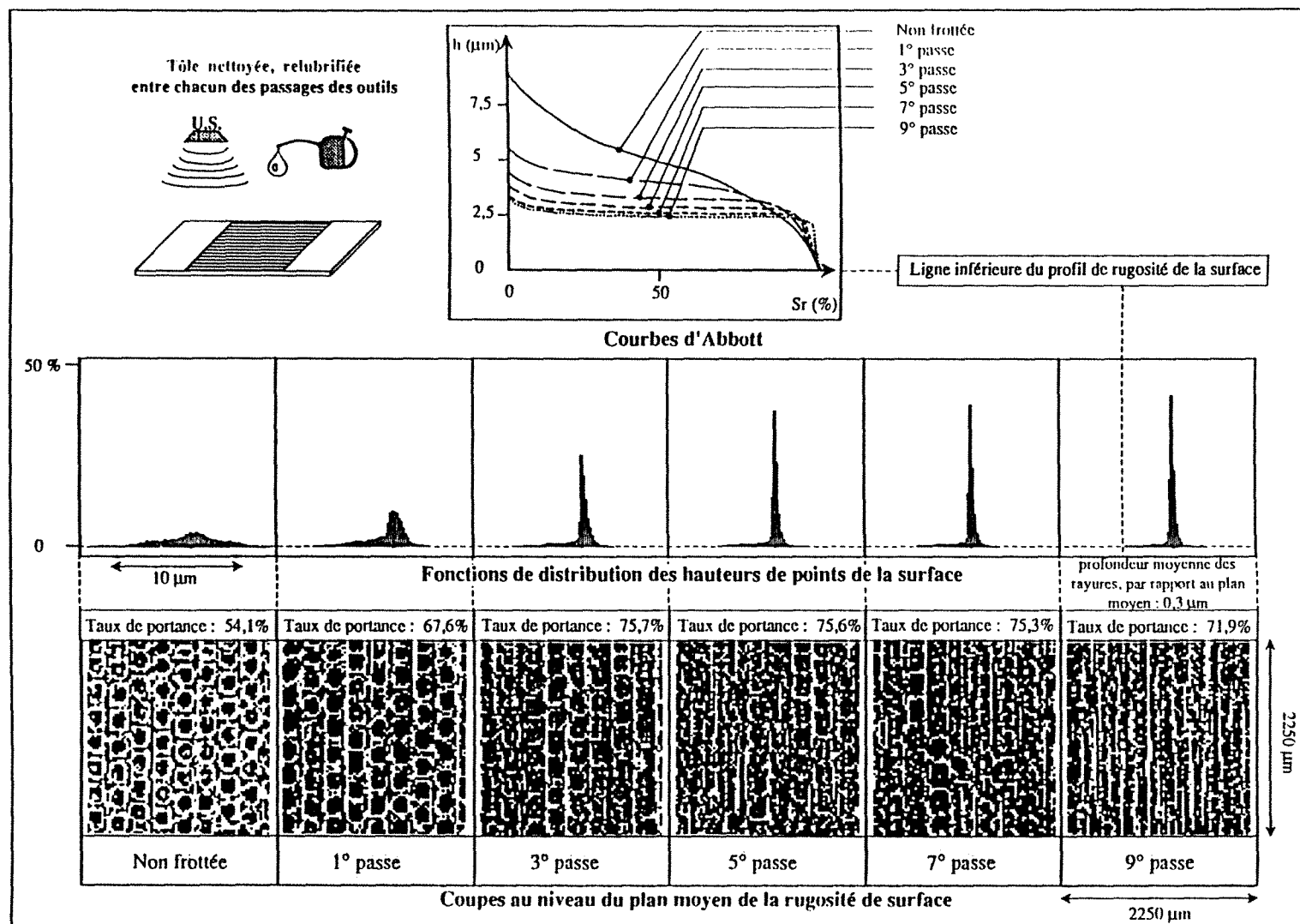


Figure II.25: Evolution des courbes d'Abbott, des fonctions de distribution de hauteurs de points de la surface et des coupes au niveau du plan moyen de la rugosité de surface en fonction du nombre de passages des outils. La tôle est nettoyée, relubrifiée entre chacun des passages des outils. Cela conduit, pour les dernières passes, à des rayures très fines et peu profondes par rapport à la rugosité subsistante et à un allongement progressif des pics de rugosité dans le sens du frottement.

---

## II . 5 - CONCLUSIONS

Dans le but d'apprécier les effets de divers paramètres sur le frottement et l'endommagement de surface de la tôle, nous avons utilisé un tribomètre doté d'outils cylindriques. Le passage répété des outils sur une même piste de frottement, associé à la relocalisation fine, en profilométrie tridimensionnelle, de plages entre chacune des passes, nous a permis de quantifier ces facteurs dans un domaine expérimental donné. Soulignons les points les plus originaux de cette étude exploratoire :

- Un essai réalisé à une température plus réaliste vis à vis des conditions réelles de l'emboutissage aboutit à des efforts de frottement plus élevés ainsi qu'à un endommagement de la surface de la tôle plus sévère. Ceci est relié à l'établissement d'une couche de transfert sur les outils décelable en profilométrie. La rugosité initiale de la tôle a une incidence d'autant plus importante que la température moyenne des outils est élevée : des essais réalisés dans ces conditions de température permet donc un tri plus sélectif entre diverses rugosités de surface. Nous verrons dans le chapitre III qu'une "bonne" rugosité doit, entre autres, permettre un piégeage plus efficace du lubrifiant. Le piégeage est d'autant plus difficile à réaliser que la température de contact est plus élevée (la viscosité du lubrifiant devenant plus faible).

- L'affinité chimique entre les revêtements de surface des tôles et les outils est un paramètre d'autant plus important que la température des outils est forte. Un essai pour lequel la température moyenne des outils est de 100°C - température réaliste en emboutissage - conduit à des comportements plus tranchés des échantillons. Là aussi, la sélection n'en est plus aisée.

- La superposition d'une force axiale aux deux extrémités de la tôle pendant un essai de frottement aboutit à des efforts de frottement plus élevés. Ceci se rattache à une évolution de la rugosité inhabituelle : les pics de rugosité sont tronqués ; tout se passe comme si, au niveau de la surface, il y avait "perte de matière" ( $\Delta R_p$  diminue fortement).

- L'accumulation de particules d'usure, due au frottement successifs des outils sur une même piste de frottement, se traduit comme suit :

\* Pour de faibles nombres de passages des outils (ce qui correspond, au niveau de la tôle, à de petites longueurs de glissement), les débris d'usure écrantent les deux corps, diminuant ainsi la composante adhésive du frottement. L'endommagement de la rugosité est alors de type "abrasif".

\* Cependant, après une dizaine de passes successives, dans nos conditions expérimentales, l'accumulation des débris d'usure entraîne un endommagement inacceptable par rayage des plateaux. Cette situation apparaît lorsque la rugosité de surface de la tôle devient trop faible pour piéger les particules qui se forment.

## **CHAPITRE III**

---

### **ETUDE DES PRINCIPAUX MECANISMES**

#### **REGISSANT LE CONTACT**

---



---

### III . 1 - INTRODUCTION

Nous venons de déterminer, dans le chapitre précédent, une liste de paramètres, non exhaustive, intervenant dans les conditions de contact en étirage-plan. Généraliser tous leurs effets implique nécessairement de comprendre les phénomènes de base qui gouvernent les conditions de frottement.

Ainsi, l'objet de ce chapitre est de proposer des mécanismes physiques qui régissent les modifications surfaciques, à l'échelle du contact entre la tôle et l'outil.

Nous nous proposerons, tout particulièrement, de comprendre les effets de la vitesse de glissement entre les deux corps, la force normale appliquée par les outils sur la surface de la tôle, la température moyenne des outils, et enfin, le taux de contrainte à cœur, sur les efforts de frottement.

### III . 2 - THEORIE DES JONCTIONS - CROISSANCE DE CES JONCTIONS LIEE AU GLISSEMENT RELATIF DES DEUX CORPS EN CONTACT

#### III.2.1 - Situation de "frottement sec"

La théorie la plus connue concernant le frottement sec est celle établie par Bowden et Tabor [1954 ; 1964]. Elle est basée sur le fait qu'une surface, même parfaitement finie, reste toujours rugueuse à une certaine échelle. Ainsi, lorsque deux surfaces métalliques apparemment planes, d'aire apparente  $A_a$ , sont pressées l'une contre l'autre sous une charge normale à leur interface, elles ne se touchent qu'à quelques endroits. Localement, la pression à ces endroits peut être suffisamment élevée pour provoquer des déformations plastiques. Au fur et à mesure que la charge croît, les surfaces se rapprochent et les surfaces réellement en contact augmentent en taille et / ou en nombre (figure III.1).

Si la somme des projections des aires réelles en contact vaut  $A_r$  et que la valeur moyenne de la contrainte normale d'écoulement est  $p_0$  (c'est à dire  $p_0 \approx 3 \sigma_0$ , avec  $\sigma_0$  limite d'élasticité du matériau, en considérant la déformation d'aspérités de surface comme l'opération inverse de l'indentation [A.K. Sengupta, 1981]), alors la charge supportée par cette surface est :

$$P = A_r \cdot p_0 \quad (III.1)$$

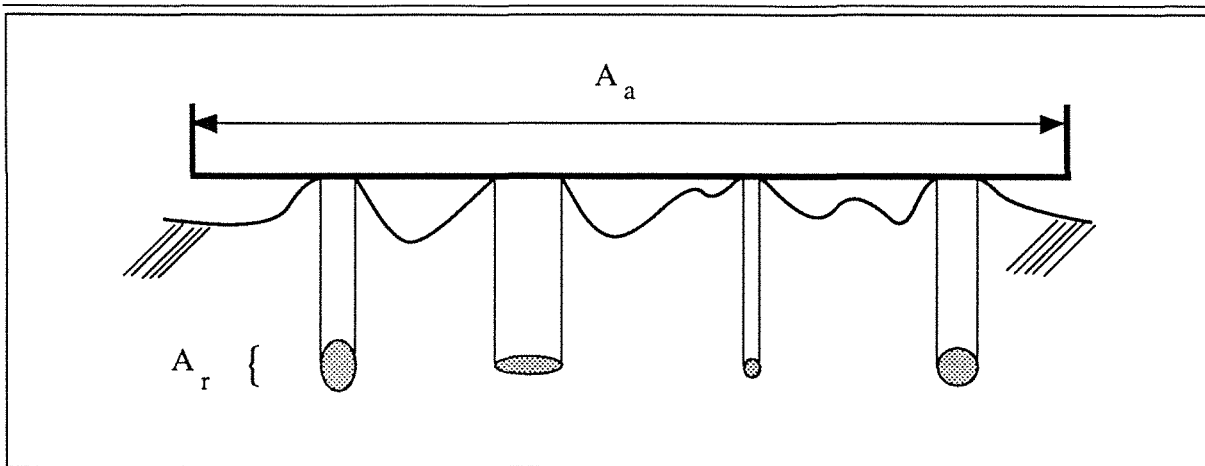


Figure III.1 : Illustration schématique d'un contact rugueux, distinguant les aires réelles ( $A_r$ ) et apparente ( $A_a$ ) de contact.

Lorsque les surfaces sont chimiquement propres, c'est à dire non contaminées par des atomes ou des molécules adsorbées, des liaisons fortes s'établissent entre les deux surfaces (de manière similaire à celles issues du soudage à froid). On assiste donc à un phénomène d'adhésion au niveau des contacts. Les jonctions ainsi créées nécessitent une contrainte de cisaillement moyenne  $q$  pour être rompues qui est égale à celle du matériau le plus mou :  $q_0$ .

La force de frottement est alors celle requise pour cisailer ces jonctions <sup>note III.1</sup> :

$$F_t = A_r \cdot q_0 \quad (\text{III.2})$$

et le coefficient de frottement peut être défini comme :

$$\mu = \frac{F_t}{P} = \frac{A_r q_0}{A_r p_0} = \frac{q_0}{p_0} \quad (\text{III.3})$$

Puisque le glissement est le plus souvent accomodé dans le matériau le plus mou des corps en contact, le coefficient de frottement est ici considéré comme une propriété de ce métal. Une conséquence importante de cette hypothèse de création de jonctions est qu'elle donne une explication satisfaisante aux deux premières lois de frottement, c'est à dire que la force de frottement est proportionnelle à la charge et indépendante de l'aire apparente de contact.

---

note III.1 Nous négligerons le terme de labourage décrit par D. Tabor, celui-ci étant, en général, très inférieur à la composante adhésive (< 10 %). Nous l'avions d'ailleurs estimé dans le chapitre II, paragraphe II.2.4

Croissance des jonctions :

Cependant, cette théorie ignore l'interaction entre les contraintes normales et tangentielles sur la déformation des zones en contact.

Afin d'illustrer ce fait très important, considérons les effets combinés des contraintes normales et tangentielles dans un système simplifié, bidimensionnel (figure III.2-a) [J. Halling, 1973] .

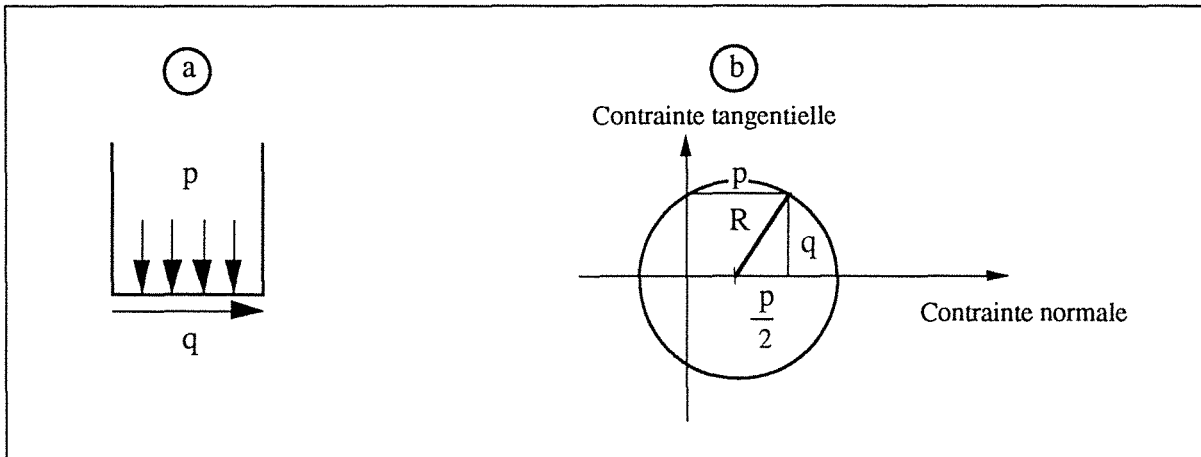


Figure III.2 : Construction du cercle de Mohr afin de trouver la contrainte limite de cisaillement d'une jonction bidimensionnelle sous contrainte normale et tangentielle.

L'écoulement aura lieu lorsque la contrainte de cisaillement atteint une valeur critique. D'après la figure III.2-b, la contrainte maximale, pour des contraintes normales et tangentielles données, est donnée par (R). Ainsi :

$$\left(\frac{p}{2}\right)^2 + q^2 = R^2 \quad \text{(III.4)}$$

Lorsque R atteint la contrainte limite en cisaillement, l'écoulement se produit. Il est donc clair que l'écoulement de la matière dépend de l'action combinée des contraintes et non pas de la contrainte normale seule.

C'est pourquoi Tabor généralisa son critère pour décrire la déformation d'aspérités de surface en tenant compte du glissement relatif entre les deux corps en contact. La solution exacte dans le cas tridimensionnel n'est pas connue, mais il a supposé qu'elle était de forme similaire au cas bidimensionnel [D. Tabor, 1959], c'est-à-dire :

$$p^2 + a q^2 = k^2 \quad (\text{III.5})$$

où  $a$  et  $k$  sont des constantes que l'on peut déterminer puisque - première condition limite - lorsqu'il n'y a pas de mouvement relatif entre les deux corps,  $q = 0$  et donc  $k^2 = p_0^2$ , d'où :

$$p^2 + a q^2 = p_0^2 \quad (\text{III.6})$$

D'autre part - seconde condition limite - si  $q$  atteint une valeur suffisante qui permet de négliger  $p$  devant  $q$ , on a :

$$a q_0^2 \approx p_0^2 \quad (\text{III.7})$$

Dans ce cas, la contrainte tangentielle appliquée ( $q$ ) est pratiquement égale à ( $q_0$ ), contrainte limite d'écoulement en cisaillement du matériau le plus mou. On a donc :

$$p^2 + a q^2 = a q_0^2 \quad (\text{III.8})$$

Ainsi, dès qu'une petite force tangentielle est appliquée, une contrainte de cisaillement  $q$  apparaît et la pression normale  $p$  doit diminuer. Ceci conduit à une augmentation de la taille des jonctions. Lorsque le mouvement s'amorce, l'aire réelle de contact augmente de  $A_r$  à  $A_r'$  afin de satisfaire à la relation :

$$P = A_r' \cdot p \quad (\text{III.9})$$

Beaucoup d'expériences ont confirmé la croissance des jonctions [*J.S. Mac Farlane, 1950 - A.P. Green, 1955 - F.P. Bowden, 1956 - J.S. Courtney-Pratt, 1957 - M. Cocks, 1966 - C.M. Edwards, 1968*]. Nous-même avons réalisé des essais afin de savoir si on retrouve ce phénomène d'adhérence et de croissance des jonctions avec des tôles servant à l'industrie automobile.

Afin de quantifier avec plus de précision les phénomènes, nous avons utilisé des tôles de rugosité laser <sup>note III.2</sup> qui offrent des plateaux de rugosité régulièrement espacés et de tailles comparables. Des plages palpées en profilométrie tridimensionnelle ont été relocalisées avec précision, ce qui permet un bon aperçu des modifications engendrées par l'expérience, mais

---

note III.2 La rugosité est obtenue pendant le dernier skin-pass de la tôle qui donne à celle-ci son épaisseur définitive. Ici, les cylindres de laminoir sont gravés par une méthode laser et impriment une rugosité parfaitement contrôlée sur la tôle.

aussi une quantification plus fine de celles-ci. Des écrasements ont alors été effectués par indentation statique, ainsi que des combinaisons "écrasement plus mouvement relatif de 500  $\mu\text{m}$ ". Les efforts de frottement peuvent être mesurés. La surface apparente de contact est de 0,72 mm<sup>2</sup> (l'indenteur étant un cône tronqué, afin d'obtenir un disque de diamètre 960  $\mu\text{m}$ ).

Les figures III.3.a-b rassemblent les représentations tridimensionnelles d'une plaque écrasée sous une charge normale à la surface de 100 N en comparaison de sa topographie initiale.

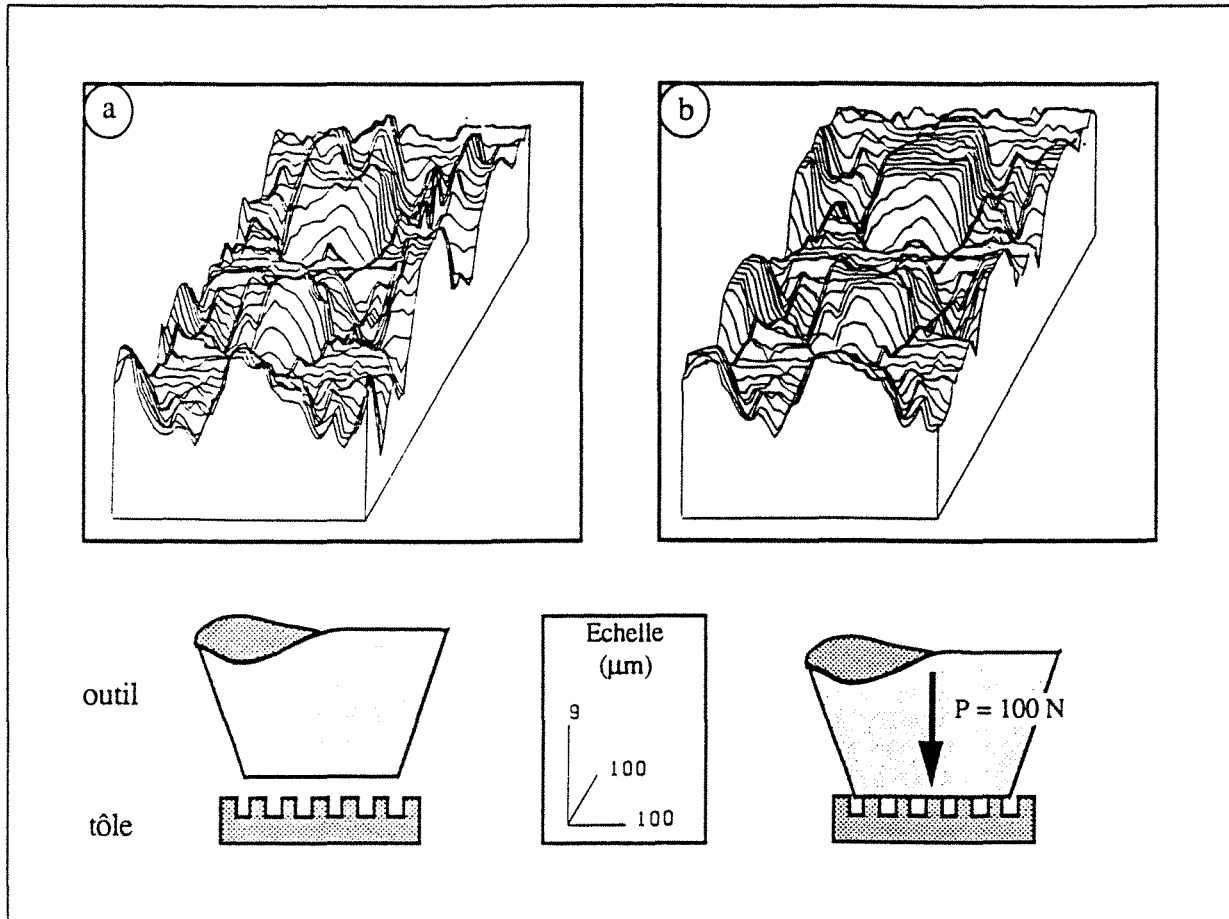


Figure III.3 : Représentations tridimensionnelles d'une même plaque  
 a : avant application de la charge,  
 b : après écrasement.

Les figures III.4.a-b rassemblent les représentations tridimensionnelles d'une plaque écrasée également sous une charge de 100 N mais frottée ensuite sur une longueur de 500  $\mu\text{m}$ , en comparaison, là aussi, de sa topographie initiale. Les surfaces ont été préalablement dégraissée à l'éther de pétrole sous ultra-sons pendant 5 minutes, mais il est bien entendu qu'une couche d'oxyde subsiste avant l'essai, celui-ci étant réalisé à l'air.

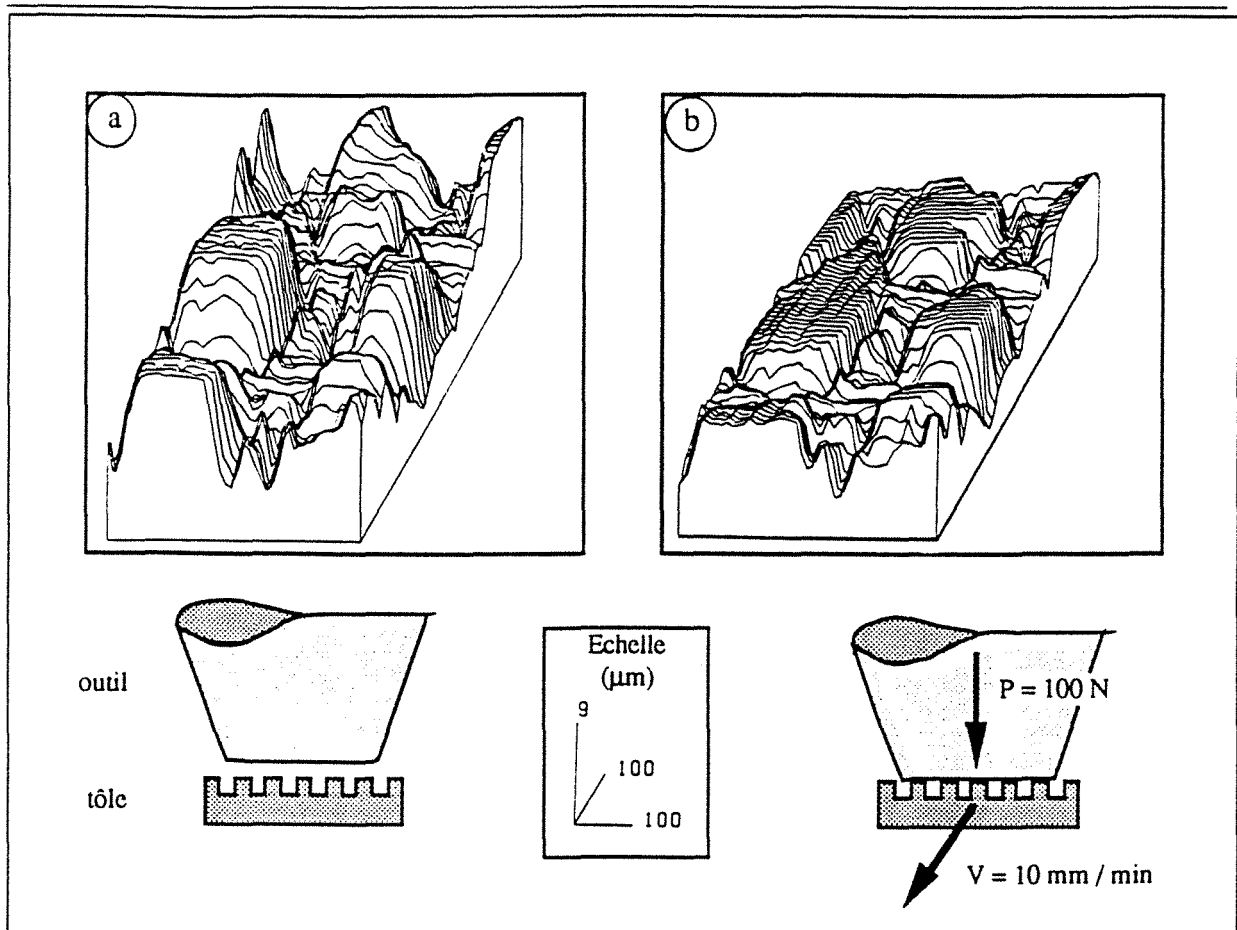


Figure III.4 : Représentations tridimensionnelles d'une même plage  
*a* : avant application de la charge,  
*b* : après un essai d'écrasement puis de frottement.

Nous pouvons donc supposer que la jonction se forme ici à travers un film de contaminant de surface, ayant une contrainte limite en cisaillement  $q_i$ . Nous supposons également, en accord avec Mac Farlane [1950], que  $q_i$  est une fraction de  $q_0$  ( $q_i = m q_0$ , avec  $m < 1$ ).

Aussi longtemps que la contrainte de cisaillement à l'interface ( $q$ ) sera en dessous de cette valeur  $q_i$ , la jonction va croître selon le même processus que précédemment (dicté par l'équation (III.8)).

En revanche, dès que la contrainte de cisaillement appliquée à la surface ( $q$ ) atteint la contrainte limite de cisaillement de la surface ( $q_i$ ), le glissement débute. La condition d'existence d'un mouvement relatif devient donc :

$$p^2 + a q_i^2 = p_0^2 = a \cdot q_0^2 \tag{III.10}$$

soit :

$$p^2 + a q_i^2 = a \left( \frac{q_i}{m} \right)^2$$

$$p = q_i \sqrt{a \frac{1 - m^2}{m^2}} \quad (\text{III.11})$$

Le coefficient de frottement peut alors être exprimé selon  $m$  et  $a$  :

$$\mu = \frac{F_t}{P}$$

$$\mu = \frac{q_i A_r'}{p A_r}$$

$$\mu = \sqrt{\frac{m^2}{a (1 - m^2)}} \quad (\text{III.12})$$

On peut remarquer, d'après cette équation (III.12), que le coefficient de frottement ( $\mu$ ) tend vers l'infini quand  $m$  tend vers 1, ce qui justifie l'hypothèse  $m < 1$ .

A l'issue de l'expérience résumée dans les figures III.4 a-b, nous avons relevé un coefficient de frottement de 0,35. Ceci conduit à une valeur de  $m$  de 0,72 <sup>note III.4</sup>, qui, nous pourrions nous en souvenir, correspond à une situation dégraissée à l'éther de pétrole, sous ultra-sons, pendant 5 minutes.

La contrainte limite d'écoulement en cisaillement de la surface de notre tôle à rugosité laser, dans une situation de nettoyage prescrite par la RNUR et le CEMEF [F. Delamare, 1980], est donc  $q_i = 0,72 q_0$ .

Nous pouvons calculer, pour cette valeur de  $m$  (liée à la nature de l'interface), l'augmentation de surface réelle de contact liée au déplacement de l'indenteur :

$$p^2 = p_0^2 - a q_i^2$$

$$p^2 = p_0^2 - a (m q_0^2) \quad (\text{III.13})$$

---

note III.4 En prenant  $a = 9$ , valeur communément admise d'après de nombreuses expériences [A. Dorinson, 1985].

Avec  $a = 9$  et  $p_0 = 3 q_0$ , on obtient :

$$p = p_0 \sqrt{1 - m^2} \quad (\text{III. 14})$$

ce qui conduit à :

$$\frac{A_r'}{A_r} = \frac{1}{\sqrt{1 - m^2}} \quad (\text{III. 15})$$

Soit, pour  $m = 0,72$ , une augmentation de 44 % de l'aire réelle de contact lorsque les deux solides sont en mouvement par rapport à l'écrasement seul.

La figure II.21 rassemble les courbes d'Abbott (ou de portance) [E.J. Abbott, 1933] d'une surface écrasée et d'une surface écrasée puis frottée, superposées à leurs courbes originales (avant essais).

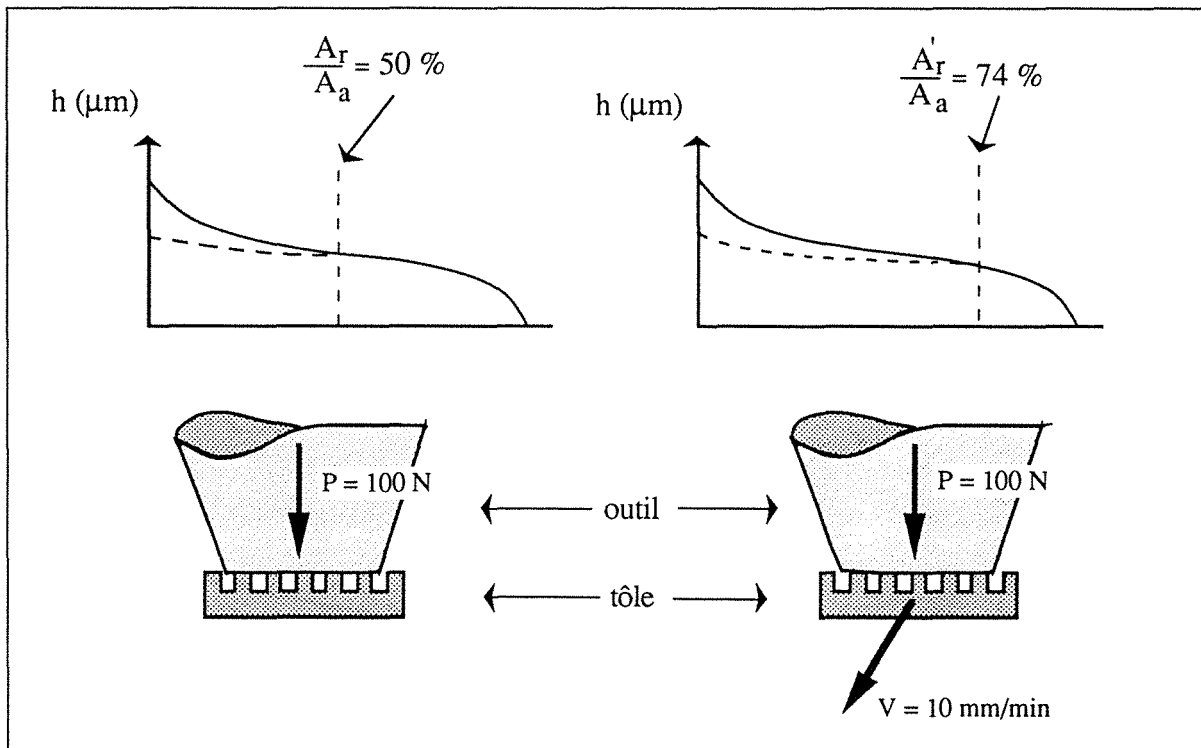


figure III.5 : Courbes d'Abbott de deux surfaces d'aire apparente de  $0,72 \text{ mm}^2$  écrasées sous une charge de 100 N ou écrasée sous une charge de 100 N et frottée sur  $500 \text{ μm}$  à la vitesse de  $10 \text{ mm / min}$  (traits pointillés), par rapport aux courbes d'abbott des surfaces originales (traits continus).



La méthode d'estimation de la taille des jonctions qui se sont produites dans l'un et l'autre des deux cas de figure est celle issue de la troncature de la courbe d'Abbott [*J. von Stebut, 1984*]. Expérimentalement, le glissement de l'indenteur sur la surface augmente la surface des plateaux en contact de 48 % par rapport au cas de l'indentation simple.

Nous devons bien avoir à l'esprit que toutes ces considérations sont valables à la condition que toutes les aires réelles de contact métal - outil sont de même nature et ont donc la même contrainte limite d'écoulement en surface  $q_i$ . En effet, à certains endroits, le film de lubrifiant a pu être rompu et entraîner, localement, des valeurs de  $q_i$  plus proche de  $q_0$ . Dans ces conditions, l'accord entre la valeur expérimentale et la valeur théorique peut être considérée comme excellent.

### III.2.2 - Situation de "frottement lubrifié"

Lorsqu'un lubrifiant est piégé à la surface, dans des cavités, il peut transmettre la pression tout en pouvant être facilement cisailé [*par exemple, T. Nellemann, 1977*].

Il existe plusieurs régimes de lubrification. Les équations de Reynolds exprimant le régime hydrodynamique indiquent que l'épaisseur du film de lubrifiant dépend de la charge appliquée, de la viscosité du lubrifiant et de la vitesse de glissement. Ces mêmes paramètres déterminent la valeur du coefficient de frottement et, depuis Hersey, [1966], il est d'usage d'utiliser un paramètre sans dimension :  $(\nu V) / W$  où  $\nu$  est la viscosité,  $V$  la vitesse de glissement et  $W$  la charge par unité d'aire.

Un travail expérimental considérable a été établi par Stribeck [1902] et, plus récemment, les travaux de Monfort et al. [1990] ont abouti à une courbe descriptive recouvrant les différents régimes de lubrification existants (figure III.6).

Le régime intermédiaire, appelé indifféremment quasi-hydrodynamique, par film mince ou mixte, a une importance particulière en formage. En effet, le régime hydrodynamique n'est que rarement atteint et le régime limite est peu recommandable du fait des efforts de frottement trop élevés qu'il entraîne [*C.H. Riesz, 1970*].

Des observations en microscopie optique ont montré que la procédure de lubrification adoptée par Renault pour un essai aux conditions standards (voir § I), donne lieu à une lubrification mixte (figure III.7), puisqu'après frottement subsistent une multitude de poches de lubrifiant. Cette situation est donc identique à celle de l'emboutissage [*J.A. Schey, 1970*].

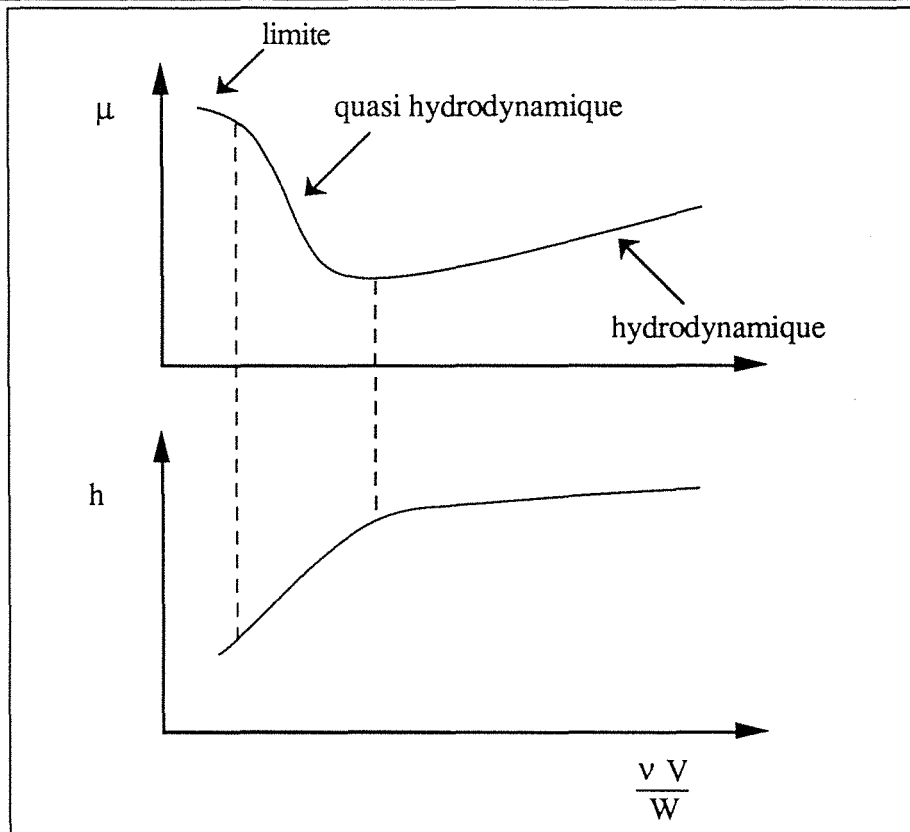


Figure III.6 : Courbes de Stribeck décrivant les différents régimes de lubrification. Variation du coefficient de frottement et de la distance de séparation moyenne entre les deux surfaces "en contact" en fonction d'un paramètre sans dimension intégrant la viscosité du lubrifiant, la vitesse de glissement des deux corps et de la pression de contact.

Ce type de contact particulier, rassemblant des zones de contact, d'une part de type "tôle-outil" et, d'autre part, de type "tôle-lubrifiant piégé-outil", est au cœur des influences des paramètres d'essais sur le coefficient de frottement global mesuré sur notre tribomètre. En effet, chaque jonction est caractérisée par sa contrainte limite de cisaillement  $q_i$ , fonction de celle du matériau à cœur. La force de frottement est alors la somme de toutes les forces tangentielles induites par la déformation et la rupture de chaque jonction. Nous avons alors une relation très générale de la forme :

$$F_t = \sum_{j=1}^n a_{rj} q_{ij} \tag{III.16}$$

où  $a_{rj}$  représente l'aire réelle d'une jonction  $j$  et  $q_{ij}$  sa contrainte limite de cisaillement.

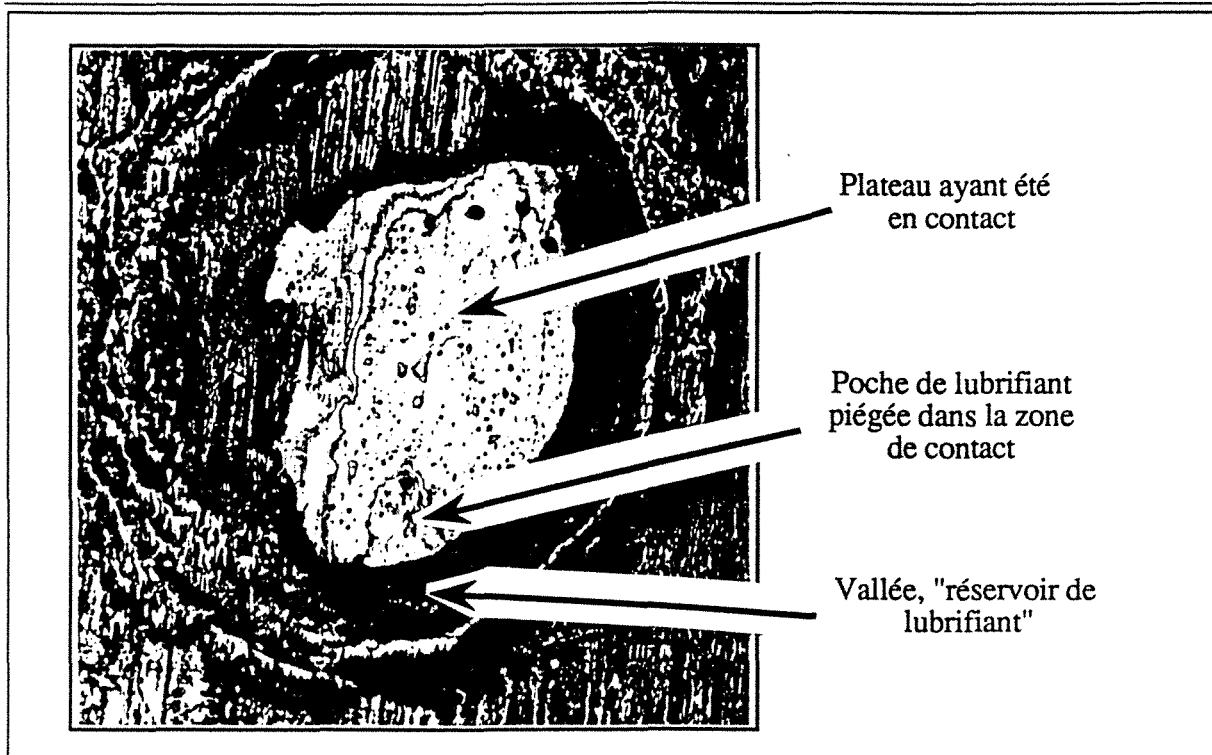


Figure III.7 : micrographie optique d'un plateau de rugosité laser qui a subi un frottement aux conditions normales. Des poches de lubrifiant ont été piégées.

Cette expression est tout à fait acceptable d'un point de vue mécanique, mais guère utile dans l'état puisqu'il est difficile d'identifier chaque catégorie de jonction.

Cependant, si nous nous restreignons au début du frottement, nous pouvons considérer, en première approximation, que le seul 3<sup>o</sup> corps (défini au paragraphe II.4.1) [Ch. Colombié, 1984] présent à l'interface est constitué de poches de lubrifiant piégées dans des cavités de la surface. Nous avons donc simplement :

$$\mu_{mixte} = \Phi \mu_{sec} + (1 - \Phi) \mu_{lub} \quad (III.17)$$

où  $\Phi$  est la proportion de l'aire réelle de contact de type "sec" (métal-outil) dont la contrainte limite de cisaillement a été déterminée précédemment comme  $q_i = 0,72 q_0$ . Si l'on suppose que, d'une part la contrainte limite de cisaillement du film de lubrifiant piégé est négligeable et que, d'autre part, ce film est suffisamment mince pour transmettre toute la pression à la surface, il reste :

$$\mu_{mixte} = \phi \frac{q_i}{p_0} = \phi \frac{m q_0}{p_0} \quad (III.18)$$

Plus  $\Phi$  est proche de 1, moins de lubrifiant est piégé à l'interface. Dans ce cas extrême ( $\Phi = 1$ ), nous sommes dans le cas précédent où aucun lubrifiant n'était appliqué après nettoyage selon les conditions préconisées par Renault.

### III . 3 - ETUDE DES PARAMETRES T ET V

#### III.3.1 - La température

D'après les hypothèses que nous venons de faire, le niveau du coefficient de frottement que nous mesurons (valeur globale dépendant de l'ensemble des propriétés des régions en contact) dépend, lorsque le glissement s'amorce, du taux de lubrifiant piégé à l'interface. Des facteurs tels que la température d'interface ou la vitesse relative entre les deux corps doivent alors influencer sur cette quantité.

Les expériences suivantes confortent ces hypothèses (figure III.8): nous avons effectué des essais de frottement sur les tôles de rugosité laser, avec, en guise d'outil, le cône tronqué utilisé dans les essais d'indentations statiques (§ II.2.1). Nous avons fait varier la qualité du lubrifiant, mais aussi la température de l'outil. Une cartouche chauffante reliée à un régulateur de type PID permet de fixer la température de celle-ci à une valeur comprise entre 20 et 100 °C (système identique à celui équipant le tribomètre). L'huile Fuchs est une huile de qualité moyenne tandis que la Finadraw est utilisée dans les cas d'emboutissages difficiles.

Nous nous apercevons qu'il n'y a pas d'effet de la température de l'outil lorsqu'aucun lubrifiant n'est appliqué sur la tôle. Le coefficient de frottement correspondant est de 0,35. Il peut sembler faible par rapport à des valeurs de frottement sec données dans la littérature, mais il est bien connu à présent que des couches d'oxyde ainsi que des poches d'huile dans les porosités de surface sont présentes sur les plateaux de rugosité et limitent considérablement la cisssion à l'interface [*J.S. Mc Farlane, 1950 ; Y. Berthier, 1991*].

En revanche, l'augmentation de la température globale des outils donne lieu à une augmentation de la valeur du coefficient de frottement lorsque la tôle est lubrifiée.

Lorsque l'essai est effectué à température ambiante (25°C), nous notons un coefficient de frottement de 0,21 - 0,22 en situation lubrifiée, ce qui représente un pourcentage de l'ordre de 60 - 65 % de la valeur correspondant au frottement sec. Lorsque la température augmente, cette fraction augmente plus ou moins rapidement, selon le type de lubrifiant utilisé, pour tendre vers un.

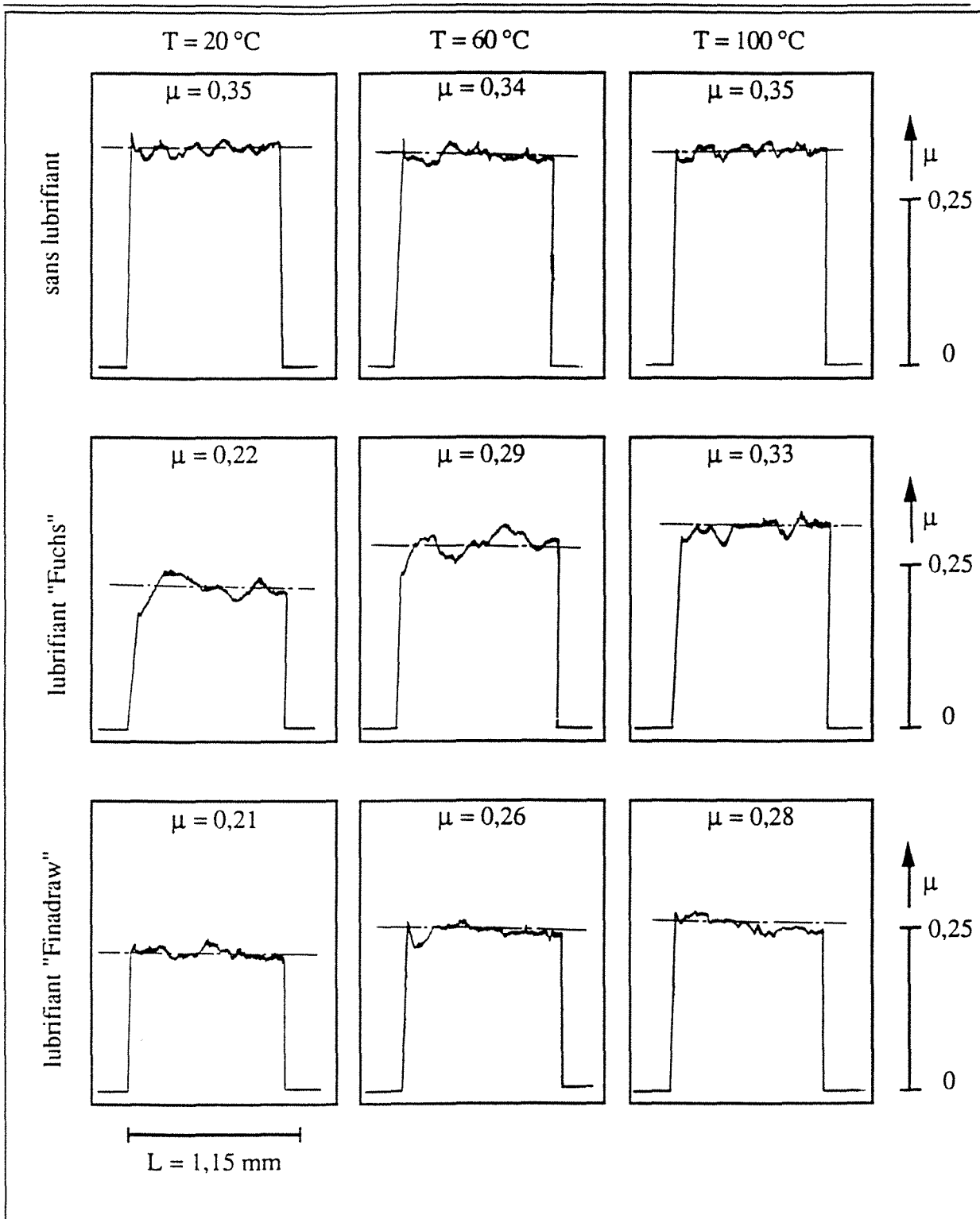


Figure III.8 : Relevé des coefficients de frottement selon le type de lubrifiant et la température de l'outil.

Ainsi, considérant à la fois que le lubrifiant transmet toute la pression de l'outil à la tôle au niveau des cavités où il est piégé et que les jonctions formées en dehors de ces cavités sont de même nature qu'en frottement sec, on peut supposer que l'augmentation de la température de

contact tend à diminuer la proportion effective de lubrifiant piégé apte à prendre part au contact (viscosité plus faible).

Afin de quantifier avec plus de précision ce phénomène nous allons utiliser les modifications de la rugosité des plateaux en calculant les courbes d'Abbott des surfaces correspondantes. La figure III.9 permet de nous rappeler la signification complète de la courbe d'Abbott que nous avons abordé dans le chapitre I.

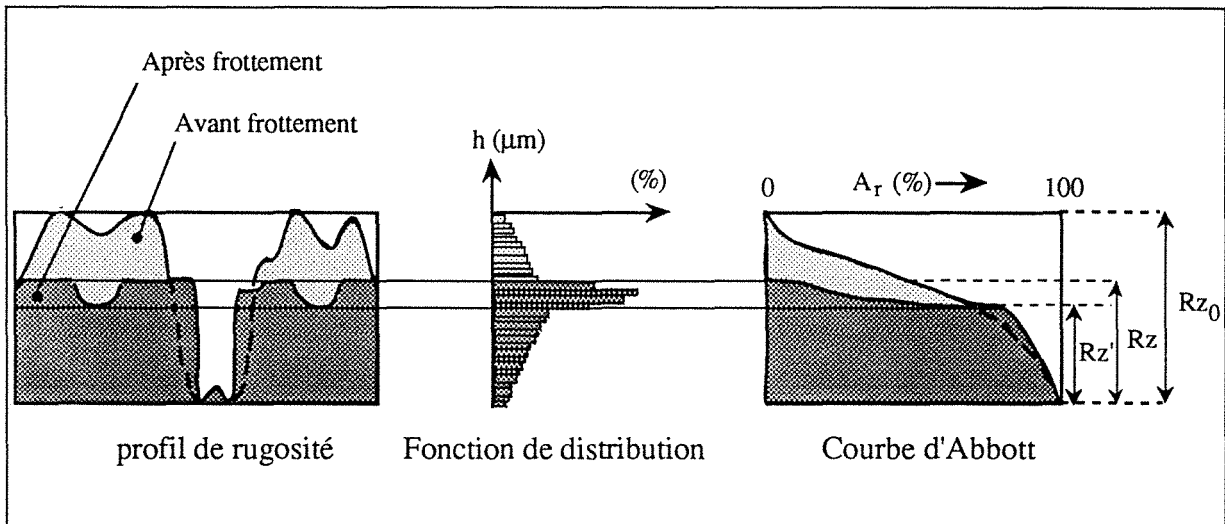


Figure III.9 : Courbe d'Abbott d'une surface ayant subi un essai de frottement par rapport à celle initiale. Elle nous renseigne sur l'arasement des plateaux ( $R_{z0} - R_z'$ ) mais aussi sur la rugosité des plateaux ( $R_z - R_z'$ ) après essai.

La grandeur qui nous intéresse plus particulièrement ici est la rugosité résiduelle sur les plateaux après essai. Puisqu'il est question du début du frottement où, nous l'avons déjà spécifié, le troisième corps n'est constitué que de lubrifiant, nous supposons qu'il n'y a pas encore de particules d'usure pouvant induire une nouvelle rugosité par rayage des plateaux. La "queue" de la courbe d'Abbott, dont la longueur est liée à la quantité ( $R_z - R_z'$ ) (figure III.9), donne l'ordre de grandeur de cette rugosité résultante sur les plateaux.

Le tracé de ( $R_z - R_z'$ ) en fonction de la température selon le type de lubrifiant utilisé durant l'essai est riche d'enseignement (figure III.10).

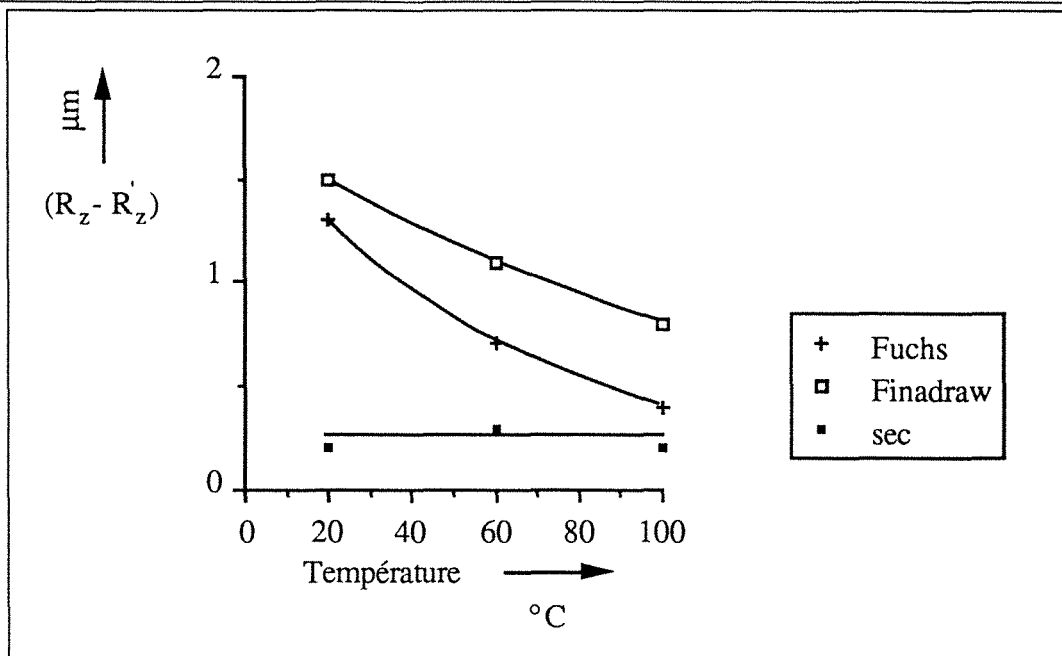


Figure III.10 : Amplitude de la rugosité résiduelle des plateaux ( $R_z - R_z'$ ) mesurée à partir des courbes d'Abbott correspondantes en fonction de la température moyenne des outils et du type de lubrification (tôle de rugosité laser - Réf : T490).

Lorsqu'aucun lubrifiant n'est appliqué sur l'échantillon, les plateaux de rugosité sont lissés par le frottement, ce qui conduit à des surfaces de jonctions proches de celles des plateaux qui ont été en contact. En revanche, à température ambiante, il subsiste, après frottement, une rugosité résiduelle non négligeable sur les plateaux, preuve qu'une partie seulement de ceux-ci ont été en contact avec le frotteur. Cette rugosité diminue lorsque la température de contact augmente et ce, d'autant plus rapidement que le lubrifiant est de moins bonne qualité. Les jonctions sont alors plus grandes et / ou plus nombreuses à 100 °C.

En outre, il est remarquable de constater que le coefficient de frottement ( $\mu$ ) est inversement proportionnel à la rugosité résiduelle ( $R_z - R_z'$ ) des plateaux ayant été en contact (figure III.11). Ceci signifie que cette quantité ( $R_z - R_z'$ ) est inversement proportionnelle à l'aire réelle de contact métal outil ( $A_{rm}$ ), sur laquelle se produisent les cisaillements tôle - outil. On retrouve ainsi la loi d'Amontons à l'échelle de la rugosité des plateaux : les efforts de frottement sont proportionnels à l'aire  $A_{rm}$ .

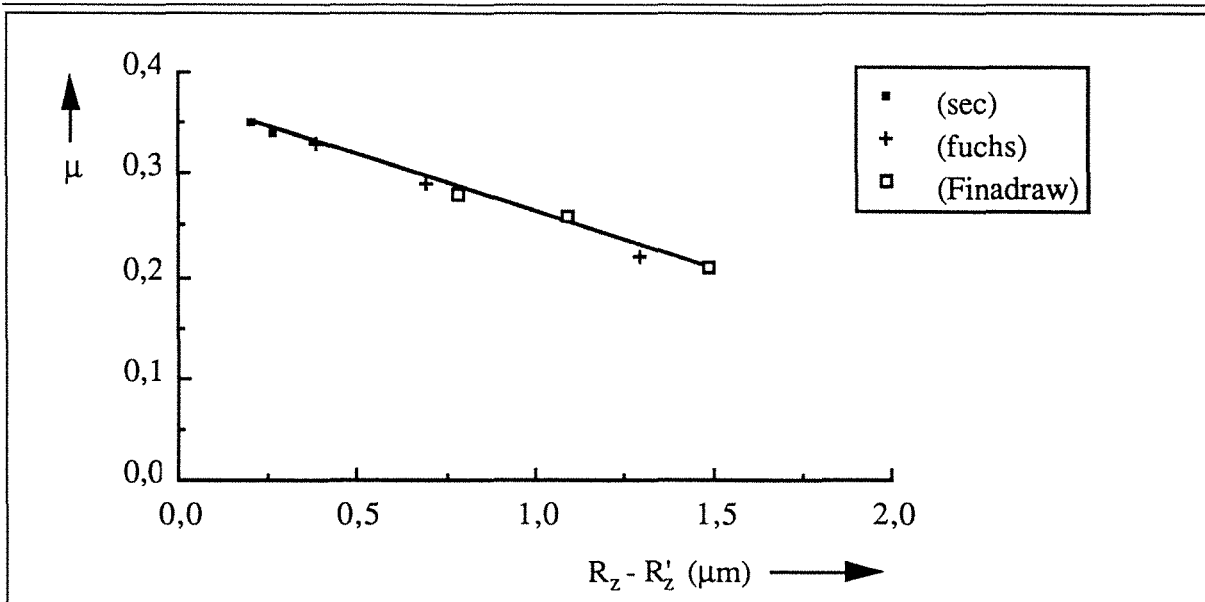


Figure III.11 : Evolution du coefficient de frottement en fonction de l'amplitude verticale de la rugosité résiduelle des plateaux de rugosité ayant été en contact. Cette variation implique nécessairement une relation linéaire entre l'aire réelle de contact métal-outil ( $A_{rm}$ ) et ( $R_z - R'_z$ ).

Notons que ce phénomène d'effet micro-hydrodynamique <sup>note III.5</sup> existe pour tout type de rugosité et n'est pas exclusif à la géométrie plan-plan.

Les figures III.12-a,b et c rassemblent les représentations tridimensionnelles d'une surface d'une tôle grenillée (la distribution des hauteurs de pics de rugosité est alors gaussienne) avant et après des essais de frottement sur le tribomètre (avec des outils cylindriques) pour lesquels la température moyenne des outils est respectivement 20, 60 et 100°C.

Le pic principal de la distribution des hauteurs de points de la surface - qui représente la hauteur de la plupart des points de la surface - se rétrécit d'autant plus, tout en augmentant de taille, que la température de contact augmente. Ceci se traduit sur la courbe d'Abbott correspondante par une pente plus importante à cet endroit, c'est à dire une différence ( $R_z - R'_z$ ) plus faible au fur et à mesure que la température des outils s'éloigne de celle ambiante (*les trois figures suivantes peuvent être visualisées en même temps, par transparence*).

note III.5 Ce terme a été utilisé par A.P. Green dans la discussion du papier de L.H. Butler [L.H. Butler, 1962] pour exprimer le phénomène de portance du lubrifiant piégé dans des cavités de la surface.



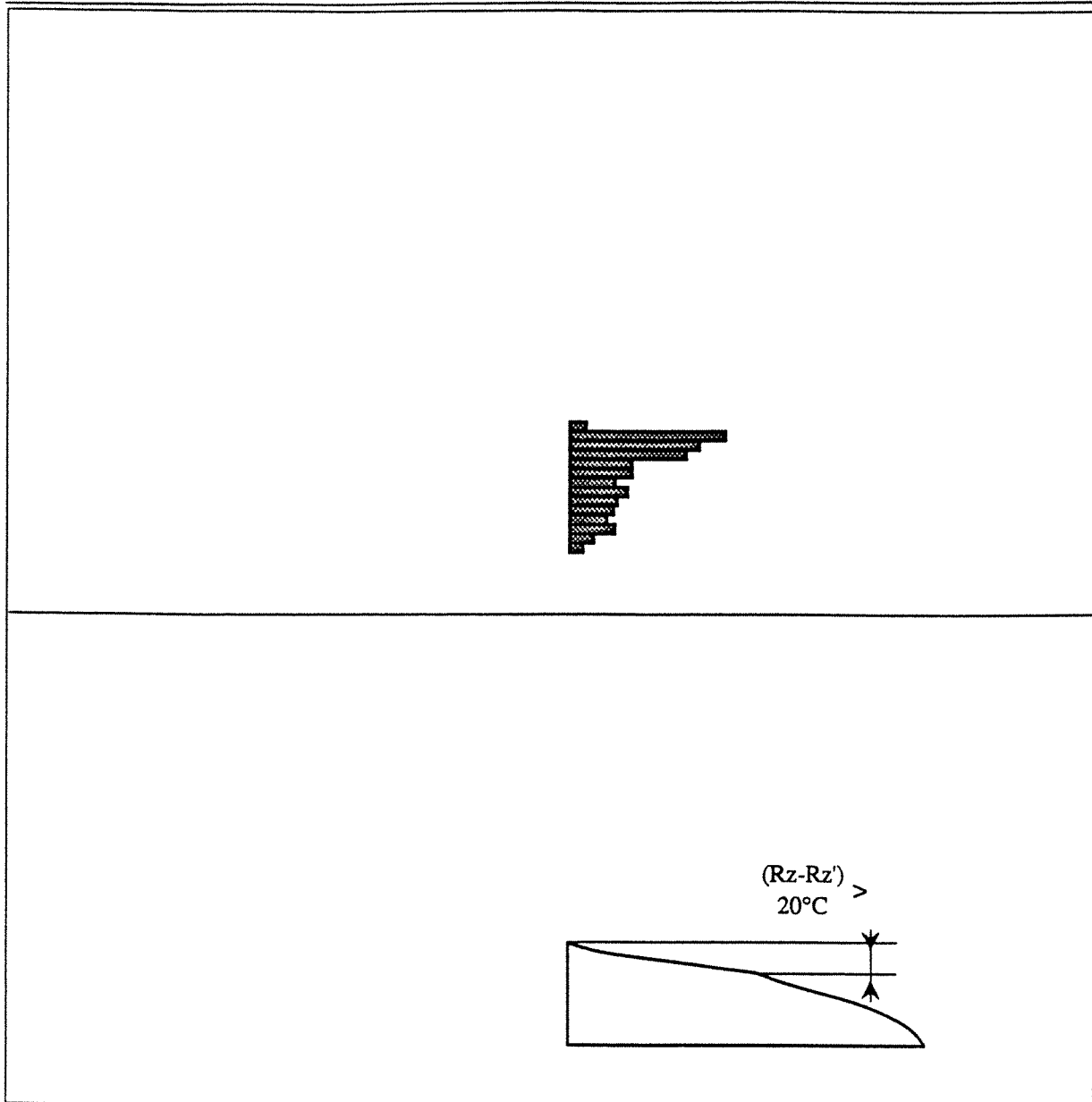


Figure III.12-a :  $T = 20^\circ\text{C}$

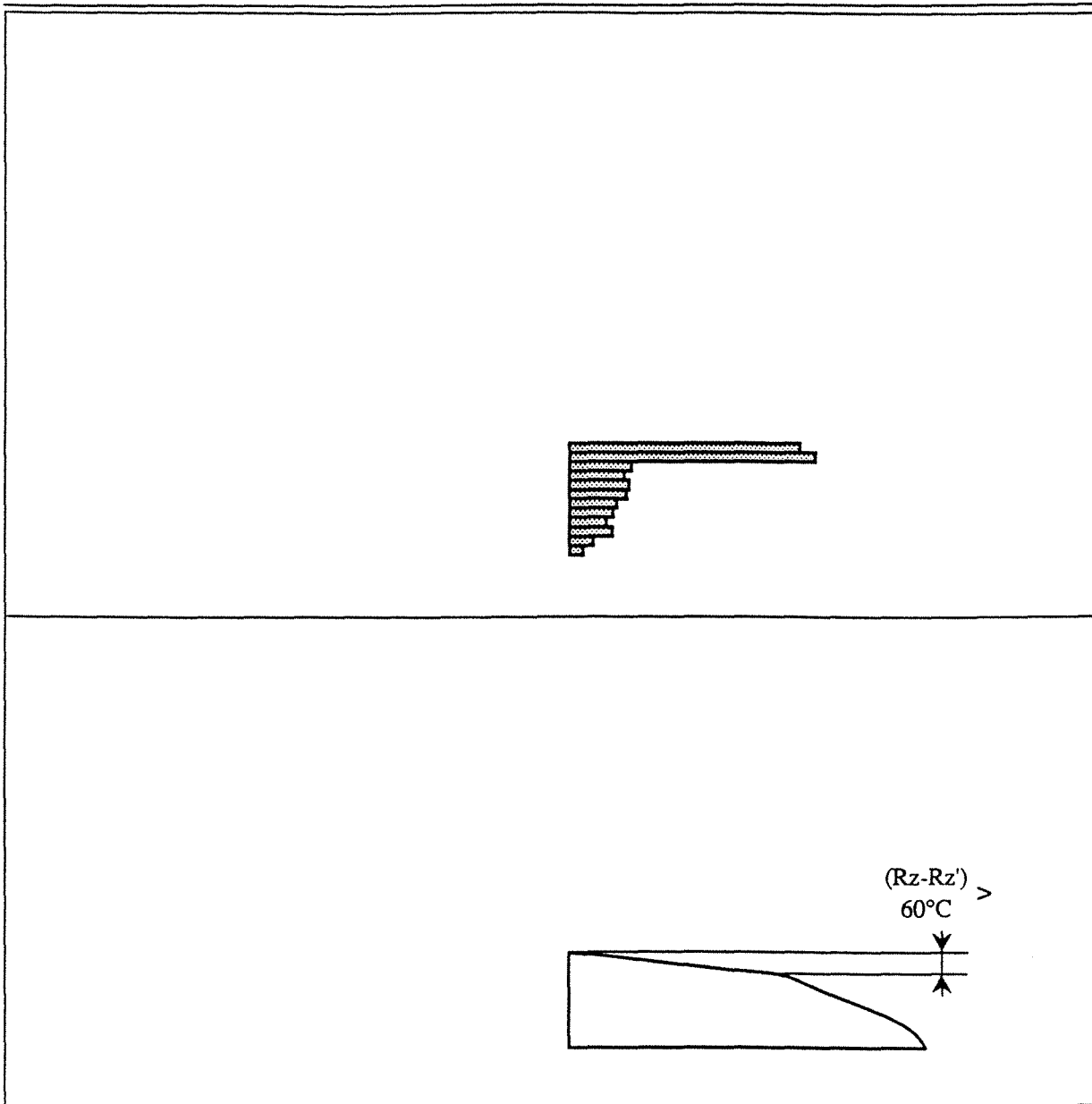


Figure III12-b:  $T = 60^\circ\text{C}$

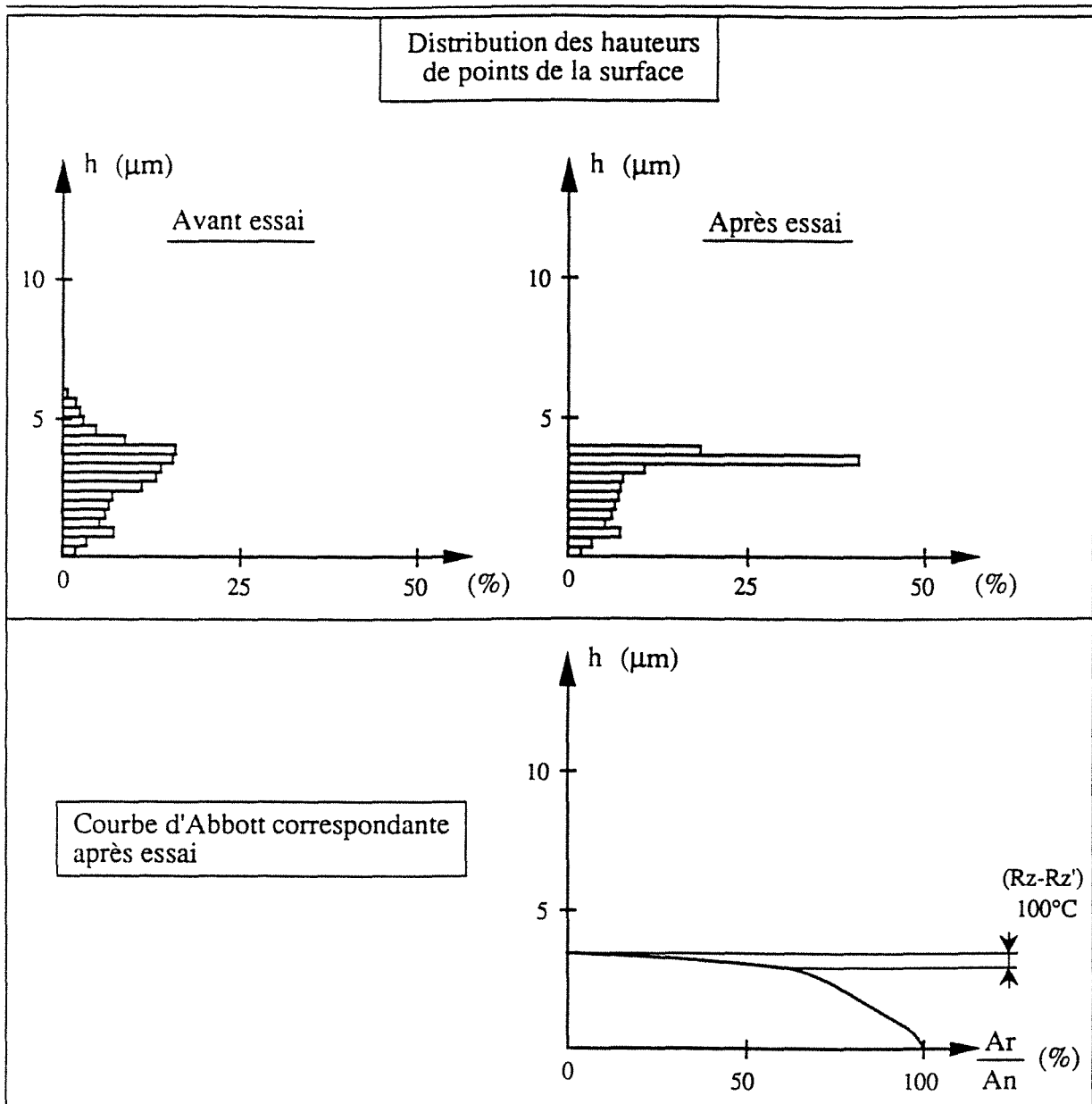


Figure III.12-c: Relocalisation d'une plage après un essai de frottement sur le tribomètre (outils cylindriques, tôle grenillée) - Effet de la température globale des outils sur la quantité de lubrifiant piégé à l'interface, donnée par la largeur du pic principal de la fonction de distribution des hauteurs de points de la surface (traduite par la différence  $R_z - R_z'$  sur la courbe d'Abbott).  $T = 100\text{ }^\circ\text{C}$ , la valeur des autres paramètres d'essai étant fixées aux conditions standards ( $V=20\text{ mm/min}$  ;  $P = 4\text{ kN}$  ;  $F = 0$ ).

### III.3.2 - La vitesse de frottement

Plusieurs études ont déjà montré que la vitesse relative entre les corps en contact détermine la quantité de lubrifiant emprisonné dans le contact [*L.H. Butler , 1960, 1961 ; P.R. Lancaster , 1959 ; T. Wanheim, 1973*]. Expérimentalement, nous avons mis en évidence, au début de ce chapitre, une diminution du coefficient de frottement avec l'augmentation de la vitesse. Nous pouvons montrer que la rugosité des plateaux diminue plus fortement lorsque la vitesse relative entre les deux corps est plus faible (figures III.13-a,b et c). Ceci indique qu'il y a moins de lubrifiant piégé à l'interface, ce qui autorise plus de contacts métal-outil. La force de frottement globale est plus importante. La vitesse de circulation du lubrifiant est liée à sa viscosité et à la rugosité de surface de la tôle. Lorsque la vitesse de passage des outils augmente, la vitesse d'échappement du lubrifiant diminue permettant ainsi une plus grande part à la portance du lubrifiant. Notons également que la vitesse de glissement affecte la vitesse de déformation, le degré d'écrouissage et donc les propriétés mécaniques des aspérités en contact [*E. Rabinowicz, 1965*].

La "qualité" du lubrifiant se traduit ici en termes de viscosité ( $\eta$ ) et de compressibilité (K) [*T. Nellesmann, 1977 ; H. Kudo, 1964 ; T. Wanheim, 1973*]. La viscosité détermine la vitesse d'échappement du lubrifiant et donc la quantité piégée capable de prendre part au contact. Le coefficient de compressibilité du lubrifiant influe sur sa capacité à transmettre la charge au métal sous-jacent : plus K est grand, plus la pression hydrostatique dans les poches du lubrifiant est élevée. Tous les efforts pour rendre les lubrifiants performants vont dans ce sens : des additifs tel que le dithiophosphate de zinc s'orientent perpendiculairement aux deux surfaces en contact permettant une meilleure transmission de la charge tout en diminuant les aires réelles de contacts métal-outil [*J.M. Martin, 1984*]. La température agit sur ces deux quantités ( $\nu$  et K). Il peut d'abord apparaître une désorientation des molécules du film lubrifiant, puis, à plus haute température, une désorption des molécules de lubrifiant de la surface [*J.W. Menter, 1981*].

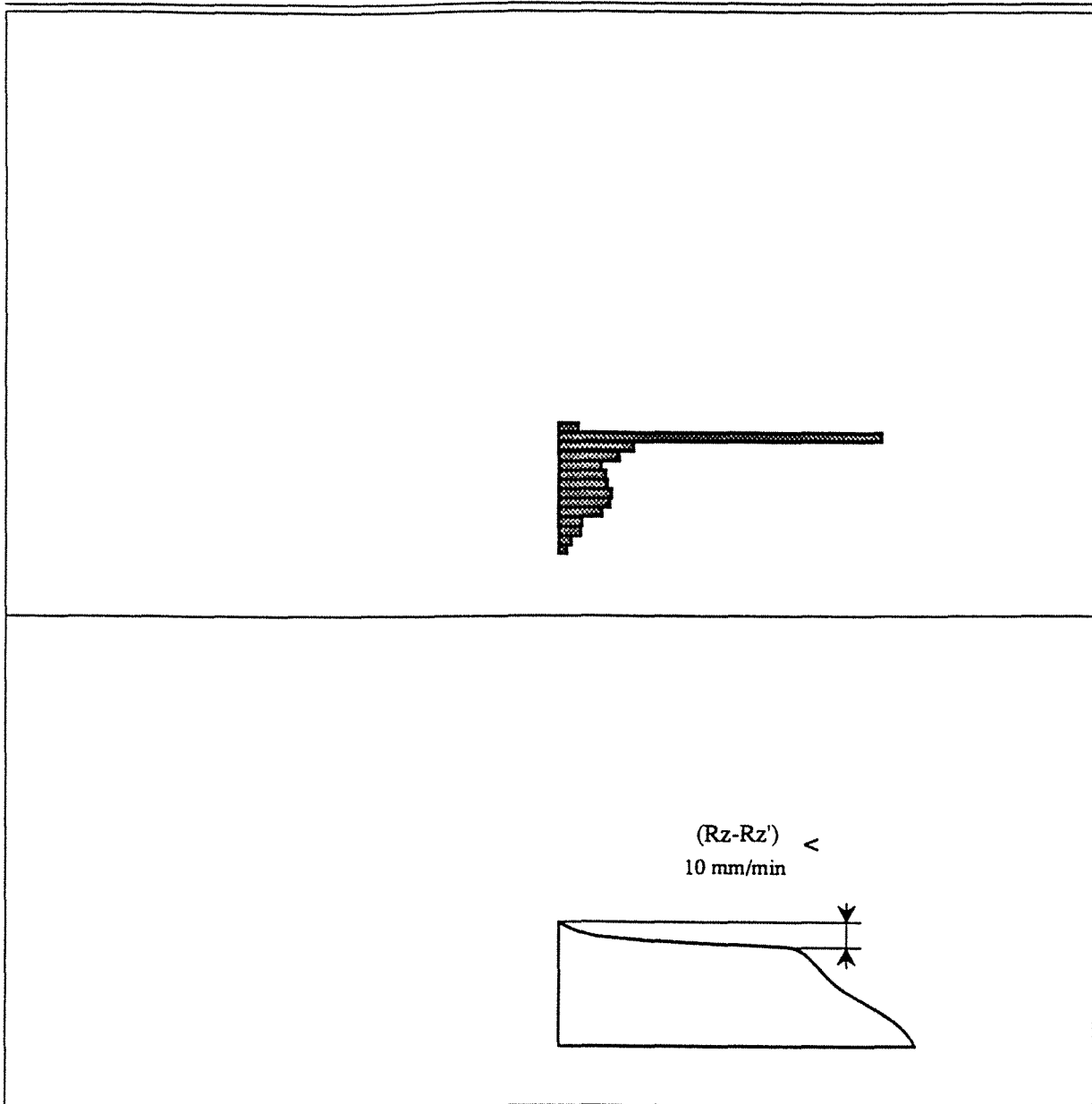


Figure III.13-a :

$V = 10 \text{ mm / min}$

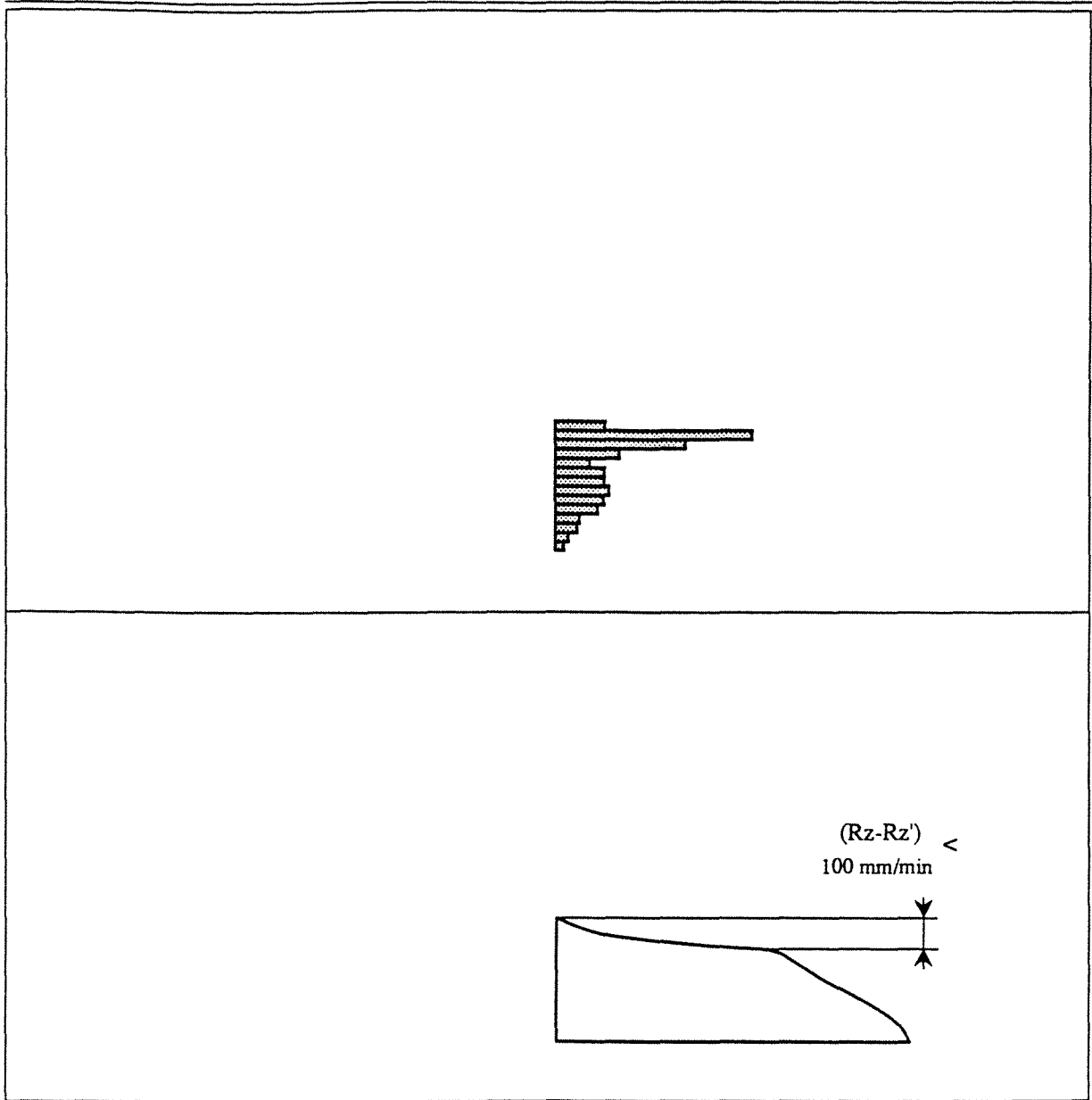


Figure III.13-b :

$V = 100 \text{ mm / min}$

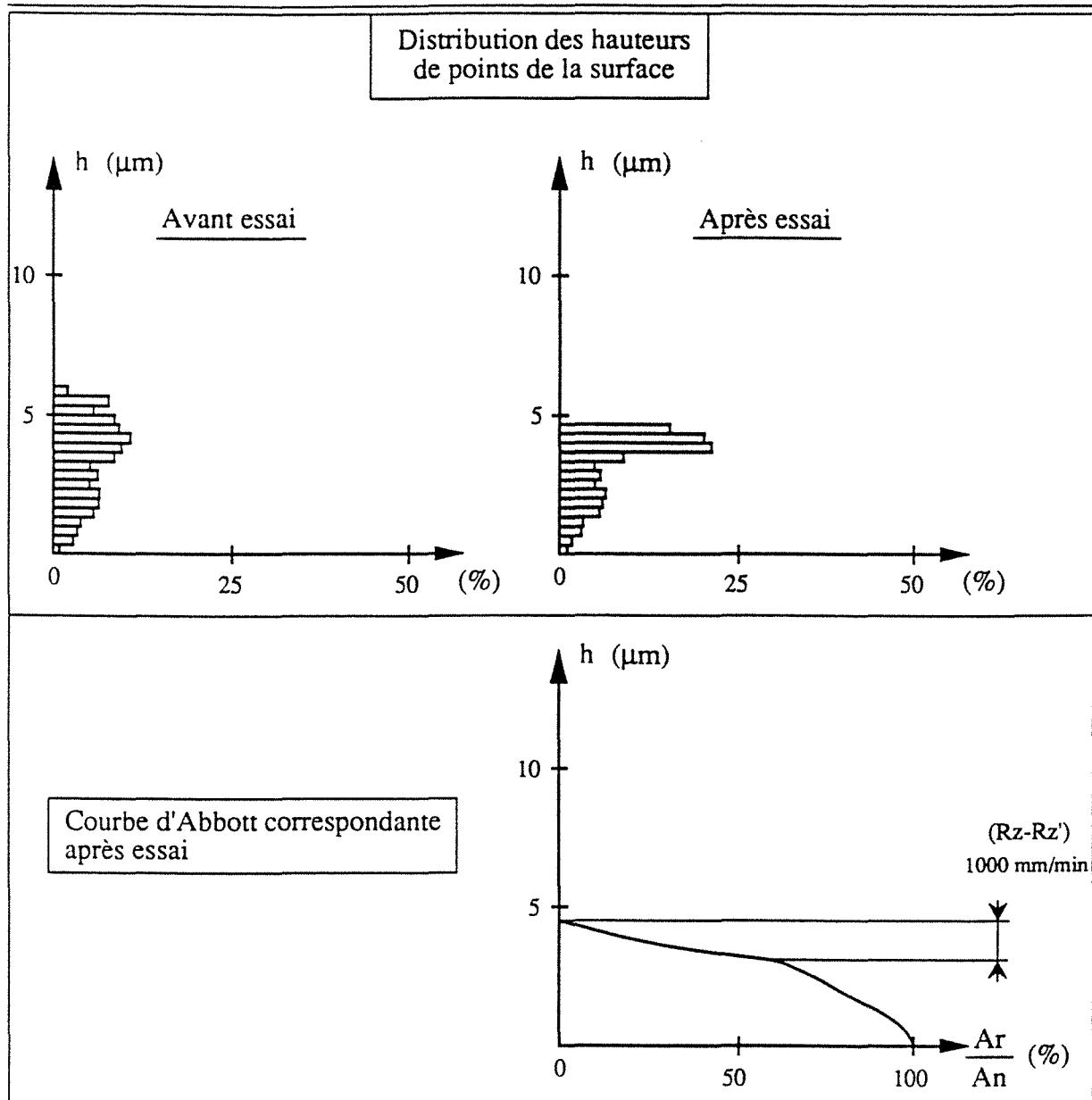


Figure III.13-c: Relocalisation d'une plage après un essai de frottement sur le tribomètre (outils cylindriques, tôle grenillée) - Effet de la vitesse relative tôle / outils sur la quantité de lubrifiant piégé à l'interface, donnée par la largeur du pic principal de la fonction de distribution des hauteurs de points de la surface (traduite par la différence  $R_z - R_z'$  sur la courbe d'Abbott).  $V = 1000 \text{ mm / min}$ , la valeur des autres paramètres d'essai étant fixées aux conditions standards ( $P = 4 \text{ kN}$  ;  $T = 20 \text{ }^\circ\text{C}$  ;  $F = 0$ ).

---

Récapitulatif

*Nous avons retenu la théorie des jonctions pour quantifier la force de frottement qui se produit lorsque deux corps rugueux frottent l'un contre l'autre. Nous avons rappelé, pour un contact non lubrifié, qu'il est nécessaire de tenir compte à la fois des contraintes normales (dues à la charge imposée par l'outil) et tangentiels (dues au frottement) pour connaître la surface réelle de contact. Lorsque les surfaces sont lubrifiées, le frottement à l'interface dépend du régime de lubrification : hydrodynamique, mixte ou limite. En ce qui concerne l'emboutissage des tôles, il existe un régime de lubrification particulier où le lubrifiant peut être piégé en de nombreuses petites cavités formées sur la surface de la tôle dès que l'outil est en contact. La pression à ces endroits est suffisamment élevée pour que les contraintes normales soient transmises alors que les contraintes tangentiels issues de la cisson du film de lubrifiant piégé sont négligeables. Ainsi, la charge normale peut être transmise sur la surface entière des plateaux en contact alors que la force de frottement est réduite à la somme des contraintes tangentiels sur la surface des plateaux en dehors des cavités, où le contact métal-outil a véritablement lieu.*

*L'augmentation de la température de contact diminue la quantité de lubrifiant piégé et, à 100 °C, avec un lubrifiant classique, la situation ressemble à celle où aucun lubrifiant n'a été appliqué sur l'échantillon, avec un coefficient de frottement proche de 0,35, inacceptable en emboutissage.*

*Au contraire, l'augmentation de la vitesse relative tôle-outil accroît la quantité de lubrifiant piégé, ce qui limite la surface réelle de contact métal-outil.*

*Même en excluant un troisième corps autre que le lubrifiant, il est difficile de définir la surface réelle de contact en visualisant la surface après essai. En effet, des poches de lubrifiant transmettent une partie de la charge sans participer aux efforts de frottement. Des relocalisations fines des plateaux qui ont participé au contact permettent de déceler ces poches de lubrifiant, mais il nous est encore difficile de quantifier leur importance autrement que par la diminution du coefficient de frottement qu'elles entraînent, bien qu'une corrélation forte entre le coefficient de frottement et la diminution de l'amplitude de la rugosité résiduelle sur les plateaux apparaisse clairement.*



---

### III . 4 - ETUDE DES PARAMETRES P et F

Nous avons supposé, dans le paragraphe précédent, que la force de frottement que nous mesurons est la résultante de toutes les forces tangentielles induites par la déformation et la rupture de l'ensemble des jonctions formées.

Nous proposons d'appeler la somme des aires de l'ensemble des jonctions de type métal-outil  $A_{rm}$ , afin de la distinguer de l'aire réelle de contact  $A_r$  qui supporte la totalité de la charge normale (incluant les poches de lubrifiant). Nous avons expliqué les effets de la température des outils et de la vitesse relative tôle-outils en termes de piégeage plus ou moins important de lubrifiant dans le contact. Les propriétés physico-chimiques de celui-ci s'avèrent être de tout premier ordre à ce point de vue. Moins de lubrifiant piégé entraîne plus de contact métal-outil et donc une valeur de  $A_{rm}$  se rapprochant de  $A_r$ .

Cependant, il est d'autres facteurs pouvant influencer la valeur de  $A_{rm}$  - et donc la valeur de la force de frottement globale - que le simple écrantage par le lubrifiant de certaines parties des plateaux en contact. Notons que la valeur de  $A_{rm}$  se confond avec celle de  $A_r$  lorsqu'aucun lubrifiant n'est appliqué (la micro-rugosité sur les plateaux en contact ne résistent pas aux charges imposées par les outils).

Beaucoup de recherches ont été axées sur la connaissance de l'évolution de la surface réelle de contact lorsque deux surfaces rugueuses sont pressées l'une contre l'autre sous une charge imposée. Greenwood et Williamson [1966] ont développé un des premiers modèles sur le contact entre deux surfaces rugueuses. Celui-ci rend compte spécifiquement des phénomènes de déformation à l'interface de manière statistique. Le modèle (en élastique) s'applique au contact de deux plans, l'un étant rugueux, l'autre étant lisse. Il est également adapté au cas où les deux solides sont rugueux. La surface est présumée être constituée d'aspérités qui ont un sommet de forme sphérique de même rayon  $\beta$  ; seule la hauteur des sommets est une variable. Les sommets sont supposés être uniformément distribués sur la surface avec une densité connue  $\eta_p$ . Les auteurs présentent alors le calcul du rapport de l'aire de contact réelle sur l'aire de contact apparente comme fonction du rayon moyen des aspérités ( $\beta$ ), de la densité de pics de rugosité ( $\eta_p$ ), de l'écart type de la distribution des hauteurs de pics de rugosité ( $\sigma_s$ ) et de la distance entre les deux plans moyens de la surface ( $d$ ).

Ils proposent également un critère appelé index de plasticité qui combine les propriétés géométriques de la surface et ses propriétés mécaniques ; celui-ci peut être considéré comme un paramètre général de la surface qui correspond à la valeur minimale de la charge conduisant à un écoulement plastique des pics de rugosité. Greenwood et Williamson [1966] donnent alors le rapport entre l'aire moyenne des sommets qui se sont déformés de manière plastique sur l'aire

---

de contact apparente en fonction des mêmes paramètres que précédemment et des propriétés mécaniques du matériau (module d'Young et limite d'élasticité).

L'approche a été étendue par Greenwood [1967] et Williamson [1972] en traitant le comportement coopératif des aspérités. Nayak [1971] utilisant l'analyse de l'océanographe Longuet-Higgins [1957] a permis une mesure précise des paramètres de Greenwood et Williamson. Bush et al. [1976] en conclurent que le produit entre l'écart type de la distribution de hauteurs des aspérités ( $\sigma_s$ ), le rayon moyen des sommets ( $\beta$ ) et la densité de pics de rugosité par unité de surface ( $\eta$ ) ne dépend que du paramètre de bande  $\alpha$  <sup>note III.6</sup> mesurable à partir de relevés profilométriques tridimensionnels. Whitehouse et Archard [1970] avaient déjà trouvé empiriquement que le produit ci-dessus ( $\sigma_s \cdot \beta \cdot \eta$ ) devait être une constante.

Le traitement véritable du contact avec déformation plastique de la surface, bien qu'il ait déjà débuté avec les travaux de Moore [1948] dans ce qui sera appelé plus tard "la théorie classique", a pris de l'ampleur dans les travaux de Pullen et Williamson [1972]. Au contraire de l'approche classique de Moore, une attention toute particulière a été portée sur l'interaction entre les contacts lorsque ceux-ci se déforment. L'hypothèse principale de travail devenait : le matériau déplacé lors de l'application de la charge doit réapparaître comme une augmentation uniforme des zones qui ne sont pas en contact. Ainsi, les auteurs concluaient qu'il fallait reconnaître l'existence d'effets coopératifs pour analyser correctement le contact plastique. Des expériences démontrant la persistance des aspérités sous forte charge étayent cette réflexion.

Notons enfin les travaux de Wanheim et al. [1973 ; 1974 ; 1976] dans lesquels la déformation d'aspérités modèles est résolue de manière théorique par champs de lignes de glissement, en tenant compte de l'interaction des pics de rugosité entre eux (ces études n'ont pas été conduites avec une éventuelle plastification à cœur).

Cependant, le cas de l'écrasement d'aspérités de surface d'une tôle lors de leur mise en forme dépasse le cadre de ces études. Fogg [1968] a constaté expérimentalement qu'une tension latérale provoque un écrasement plus important des aspérités sous une charge donnée. En étirage-plan, cela conduit à des efforts de frottement croissants [J. von Stebut, 1989]. Kawai et al [1973] ont remarqué que l'aire réelle de contact est trois fois moins élevée dans les régions de rétreint en emboutissage axi-symétrique qu'au terme de simples tests de frottement, avec les mêmes flans. En accord avec Makinouchi [1988] et Schedin [1990], nous verrons qu'une analyse supposant que le matériau reste, pendant toute l'opération, soit élastique, soit

---

note III.6 :  $\alpha = (m_0 m_4) / (m_2)^2$ , où  $m_0$ ,  $m_2$ ,  $m_4$  sont les moments d'ordre 0, 2 et 4 du profil.

plastique, n'est pas appropriée à l'étude de la déformation de surface d'une tôle pendant sa mise en forme <sup>note III.7</sup> .

Il est possible d'inclure l'effet d'une contrainte à cœur du matériau - sur les pressions réelles appliquées sur les zones en contact - à partir de la théorie de croissance des jonctions (éq. III.8) proposée par D. Tabor [1959] . En utilisant l'hypothèse de von Mises - qui prédit que l'écoulement plastique débute quand l'énergie de distorsion atteint une valeur critique - nous avons :

$$(\sigma_{11}-\sigma_{22})^2 + (\sigma_{11}-\sigma_{33})^2 + (\sigma_{22}-\sigma_{33})^2 + 6 (\sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{13}^2) - 2 \sigma_0 = 0 \quad (\text{III.19})$$

Lorsque le glissement relatif tôle-outil s'accompagne d'une contrainte à cœur  $\sigma_{\text{appl}}$ , nous obtenons :

a : avec une hypothèse de déformation plane <sup>note III.8</sup> :

$$p^2 + \sigma_{\text{appl}}^2 + 2 \sigma_{\text{appl}} p + 4 q^2 = (4/3) \sigma_0^2 \quad (\text{III.20})$$

b : l'hypothèse de contrainte plane conduirait à <sup>note III.9</sup> :

$$p^2 + \sigma_{\text{appl}}^2 + \sigma_{\text{appl}} p + q^2 = \sigma_0^2 \quad (\text{III.21})$$

Ce bilan de contrainte est évidemment très simplifié par rapport à la réalité. Cependant, nous pouvons remarquer qu'il ne diffère de l'expression de D. Tabor [1959] que par l'ajout de deux termes :  $(\sigma_{\text{app}}^2)$  et  $(\sigma_{\text{app}} p)$ . A l'instar de l'équation (III.8) de D. Tabor, nous pouvons généraliser les expressions III.20 et III.21 en les présentant sous la forme suivante :

$$p^2 + a q^2 + b \sigma_{\text{appl}}^2 + c \sigma_{\text{appl}} p = p_0^2 \quad (\text{III.22})$$

---

note III.7 : Rappelons que l'utilisation de la théorie des champs de lignes de glissement nécessite que l'on suppose le matériau rigide, parfaitement plastique.

note III.8  $\sigma_{11} = \sigma_{\text{appl}} \quad \sigma_{22} = -p \quad \sigma_{33} = (\sigma_{\text{appl}} - p) / 2$   
 $\sigma_{12} = q \quad \sigma_{13} = \sigma_{23} = 0$

note III.9  $\sigma_{11} = \sigma_{\text{appl}} \quad \sigma_{22} = -p \quad \sigma_{33} = 0$   
 $\sigma_{12} = q \quad \sigma_{13} = \sigma_{23} = 0$

où ( $\sigma_{app}$ ) est la contrainte appliquée à cœur et b, c sont des constantes dépendant du mode de déformation dans la zone de contact.

Enfin, cette dernière équation (III.22) peut se réécrire :

$$p^2 + a q^2 = p_0^2 - (b \sigma_{appl}^2 + c \sigma_{appl} p) = p'_0{}^2 \quad (III.23)$$

où ( $p'_0$ ) devient la nouvelle pression de contact à partir de laquelle les aspérités en contact s'écoulent de manière plastique. Celle-ci est plus faible lorsqu'une contrainte de traction à cœur est appliquée.

La figure III.14 résume l'évolution de la pression de contact nécessaire pour plastifier les pics de rugosité ( $p$ ) lorsqu'un outil se déplace sur un échantillon soumis à une contrainte à cœur ( $\sigma_{app}$ ), déplacement engendrant une contrainte de cisaillement à l'interface ( $q$ ).

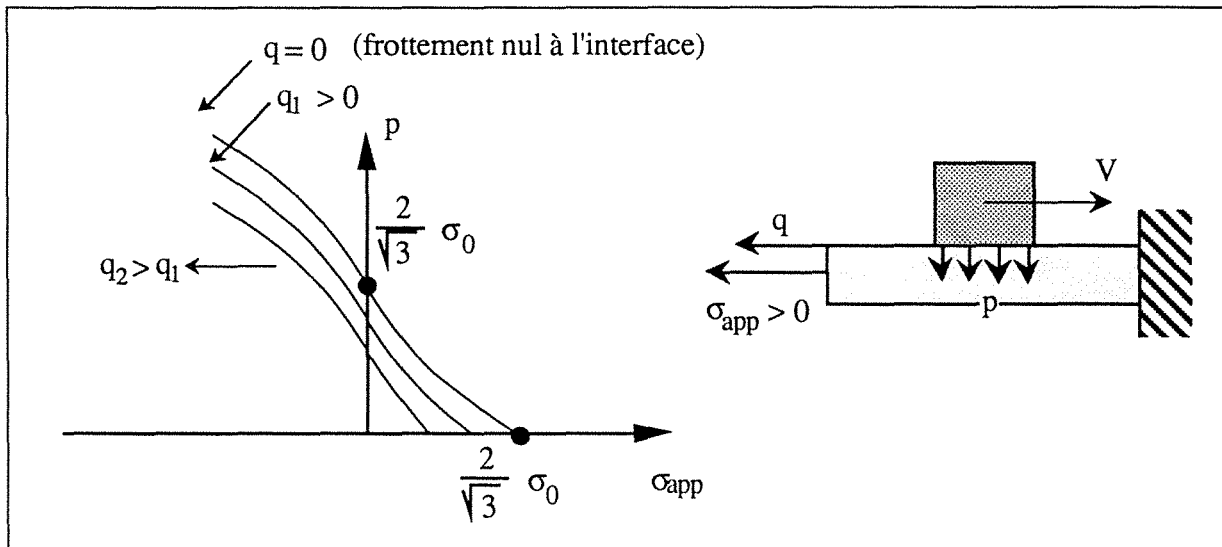


Figure III.14 : Evolution de la pression de début de plastification ( $p$ ) de la zone de contact en fonction de la contrainte ajoutée à cœur ( $\sigma_{appl}$ ) et de la contrainte de cisaillement ( $q$ ) due au déplacement relatif entre les deux corps (hypothèse de déformation plane).  $p$  diminue avec  $\sigma_{appl}$  et  $q$ .

Ainsi, pour une charge appliquée sur la surface donnée, plus  $q$  sera élevée et / ou plus  $\sigma_{appl}$  sera grande, plus la déformation des aspérités sera importante.

L'influence de toutes les contraintes appliquées sur la déformation d'aspérités de surface, c'est à dire sur l'aire réelle de contact, est résumée dans la figure III.15.

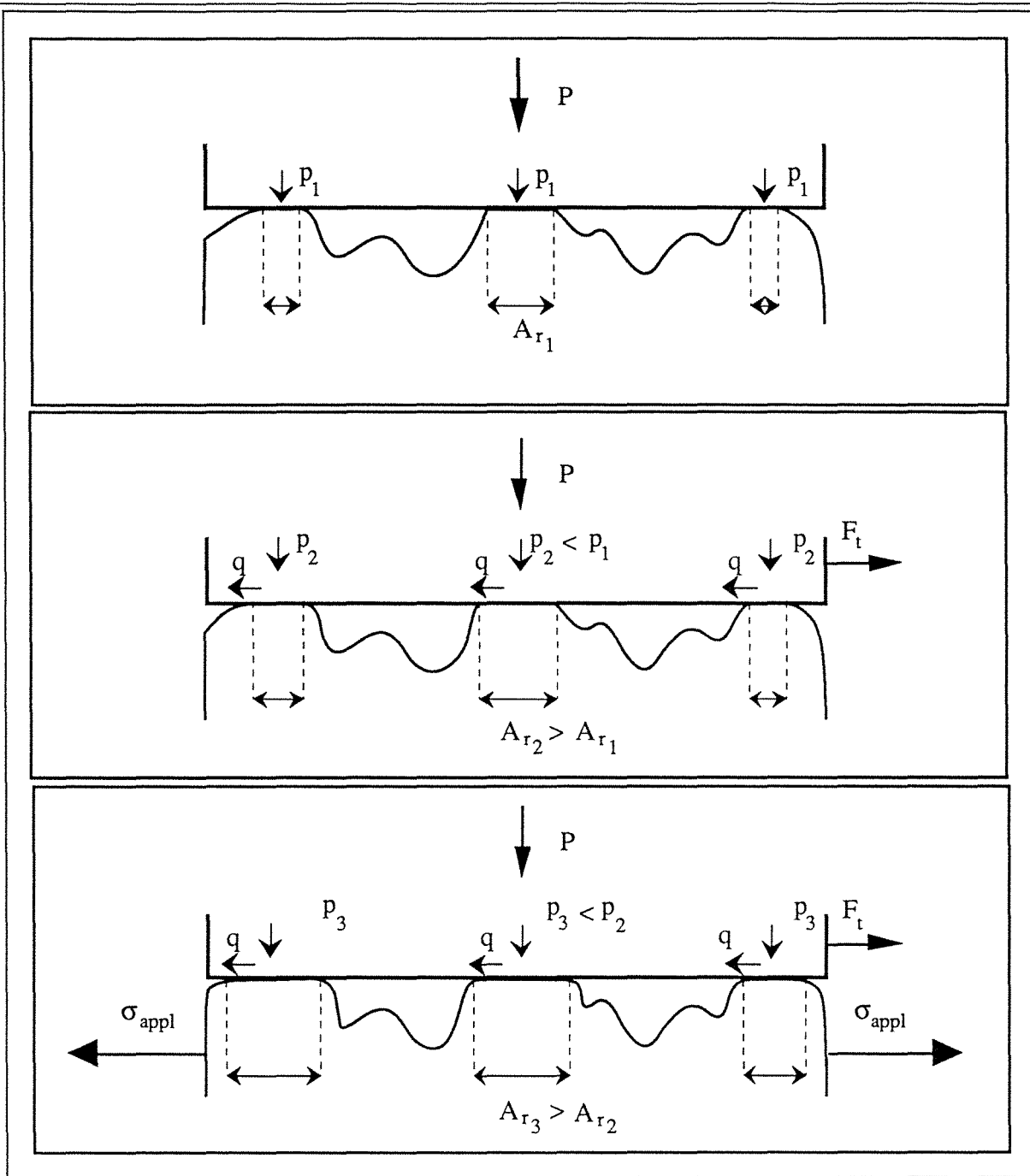


Figure III.15 : Incidence des contraintes normales ( $p$ ) tangentielles ( $q$ ) et à cœur ( $\sigma_{appl}$ ) sur l'aire réelle de contact  $A_r$ .

Confirmations expérimentales de l'effet de  $\sigma_{appl}$ :

Nous allons effectuer, en situation lubrifiée, des écrasements simples (sans déplacement de l'outil) avec un outil plan de section rectangulaire ( $4,6 \cdot 4,9 \text{ mm}^2$ ). Les charges normales ( $P$ ) sont respectivement de 2, 4, 6, 8 ou 10 kN. Les forces exercées aux extrémités de l'échantillon peuvent être de 0, 5 ou 10 kN.

Connaissant les propriétés mécaniques de l'échantillon (T679), nous pouvons normaliser les efforts  $P$  et  $F$  en les traduisant comme  $(p_0/\sigma_0)$ , pression moyenne (ou apparente) normalisée, et  $(\sigma_{appl}/\sigma_0)$ , contrainte appliquée à cœur normalisée.

A chaque essai (15 essais), correspondant à un couple  $(P, F)$  donné, nous mesurons par profilométrie la valeur du critère statistique  $R_a$  afin de la comparer à celle avant frottement ( $R_{a0}$ ). Nous avons choisi de tracer le rapport entre la valeur de  $R_a$  après et avant écrasement en fonction de la pression apparente - normalisée par la limite d'écoulement du matériau - afin de comparer nos résultats expérimentaux à ceux, théoriques, de Bay [1975] et de Ike [1990] (figure III.16).

La courbe issue des travaux de Bay et al [1975] émane d'un calcul de champ de lignes de glissement. Quant à celles issues de Ike et al [1990], elles découlent d'un calcul par éléments finis (avec  $\sigma_{appl} \ll 0$  ou  $\sigma_{appl} > 0$ ).

Nous pouvons noter que, de manière générale, l'amplitude verticale de la rugosité décroît lorsque la pression moyenne augmente. Cependant, la vitesse de décroissance est plus élevée lorsqu'il est appliqué, normalement à la charge, une contrainte de traction (positive) aux bornes de l'échantillon. Au contraire, une contrainte compressive diminue l'arasement de la rugosité pour une pression donnée. En accord avec Ike [1990], nous pouvons donc noter que la vitesse de décroissance de  $R_a$  est liée au taux de plastification à cœur.

Enfin, nous pouvons observer l'évolution du rapport entre la surface ( $A_{rm}$ ) sur l'aire apparente de contact ( $A_0 = 22,5 \text{ mm}^2$ ) en fonction de la pression moyenne, selon la contrainte appliquée ( $\sigma_{appl}$ ). Ces résultats sont exposés dans la figure III.17. Il est manifeste que la déformation des aspérités de contact débute pour une pression moyenne de contact plus faible lorsque  $\sigma_{appl} > 0$ . Ceci s'explique probablement par la diminution de la pression hydrostatique en déformation plane quand on impose au matériau une contrainte de tension à cœur (résultat que nous avons mis en évidence à travers l'équation III.23). L'absence de plastification à cœur requiert une pression moyenne de contact élevée pour obtenir une surface réelle de contact supérieure à 75 % de la surface apparente.

Si l'on compare nos résultats expérimentaux, où aucune tension à cœur n'est ajoutée, avec ceux, théoriques, de Bay et al. [1973], nous remarquons qu'ils diffèrent à partir d'une contrainte appliquée égale à une fois et demie la contrainte limite d'écoulement du matériau. Cette limite correspond à une surface réelle de contact ayant une aire d'environ moitié de la celle de la surface apparente. A partir de cette valeur, la surface réelle de contact croît plus vite que ne le prévoit la théorie du champ de lignes de glissement.



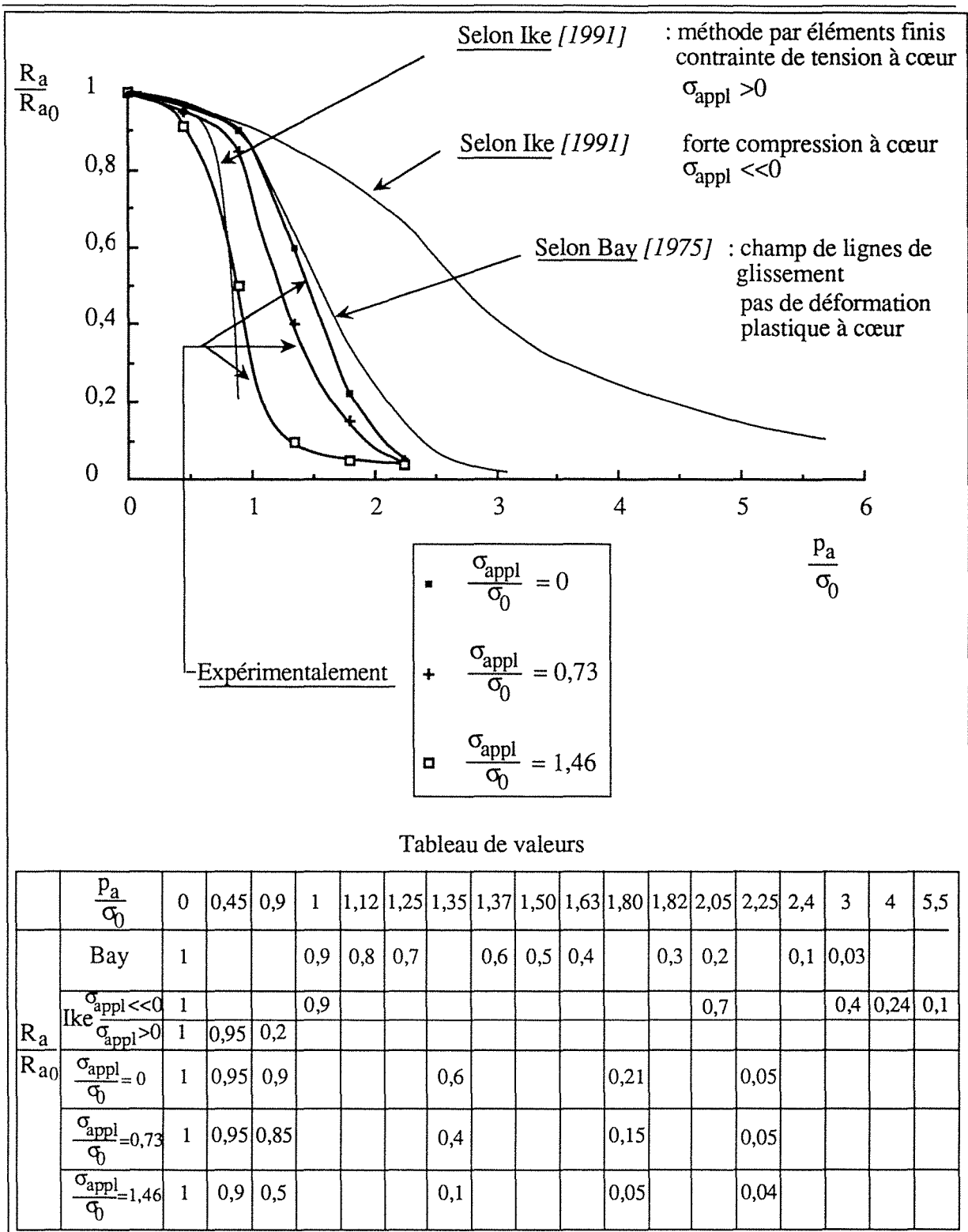


Figure III.16: Evolution normalisée de l'amplitude verticale moyenne de la rugosité de surface,  $R_a / R_{a0}$ , en fonction de la pression moyenne de contact,  $p_a / \sigma_0$ , selon la contrainte appliquée à cœur,  $\sigma_{appl} / \sigma_0$  - Comparaison avec les travaux théoriques de Bay [1975] et Ike [1990]

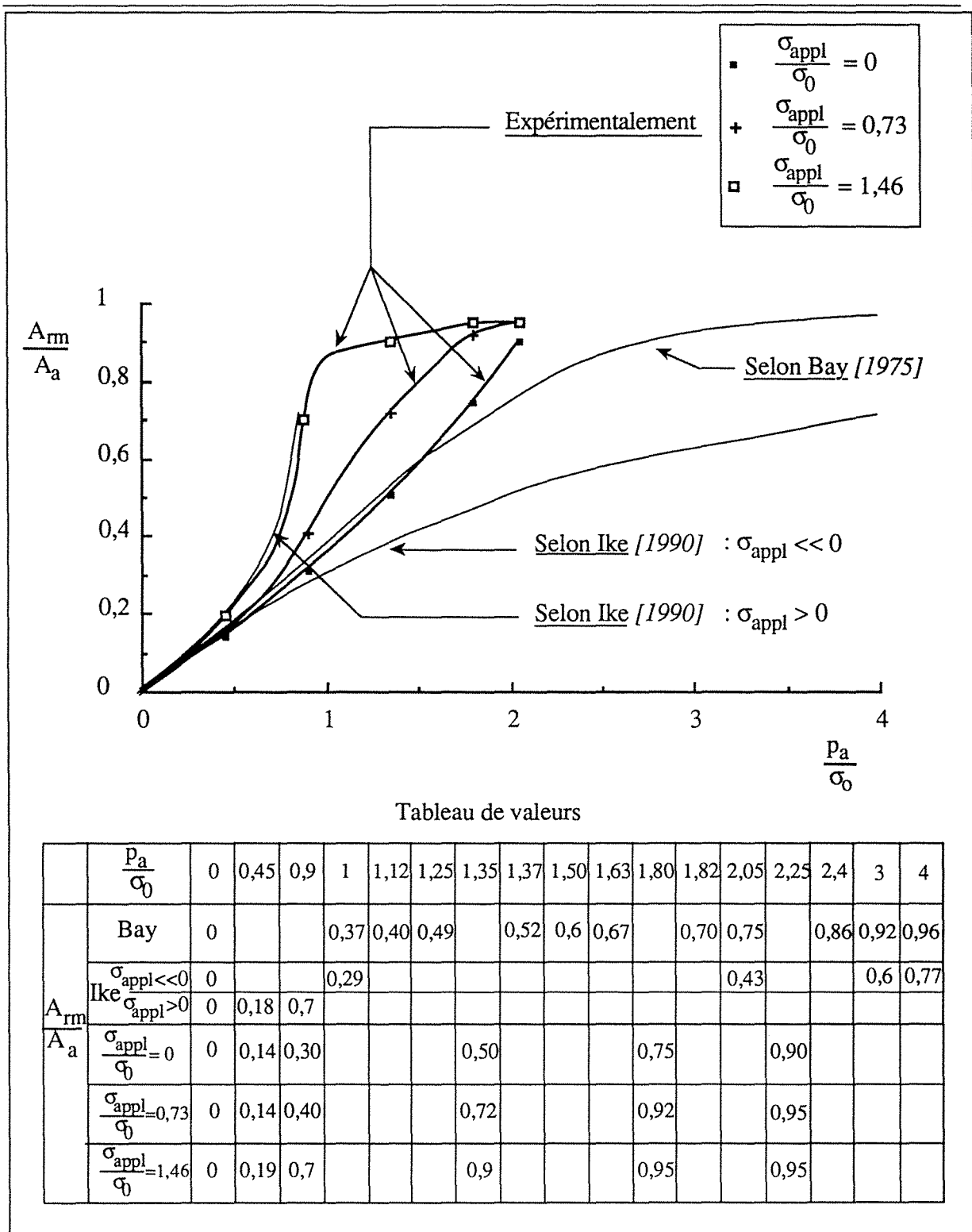


Figure III.17: Evolution normalisée de la surface réelle de contact ( $A_{rm} / A_r$ ), en fonction de la pression moyenne de contact,  $p_a / \sigma_0$ , selon la contrainte appliquée à cœur,  $\sigma_{appl} / \sigma_0$  - Comparaison avec les travaux théoriques de Bay [1975] et Ike [1990].



Or, Ike et al. [1990] ont montré qu'à partir d'un rapport entre les aires réelle et apparente de contact de l'ordre de 40 %, la pression réelle au niveau des pics de rugosité en contact avec l'outil augmente lorsque le matériau est contraint à cœur, et diminue lorsqu'il est appliqué au matériau une contrainte de tension. Sachant que la pression réelle de contact varie de manière inversement proportionnelle à la surface réelle de contact et que les champs de lignes de glissement ont toujours été choisis, à notre connaissance, en considérant le cœur élastique, ces divergences s'expliquent naturellement.

Les différences s'accroissent lorsque nous appliquons une tension à cœur puisque la déformation se délocalise de la surface, permettant un enfoncement plus aisé de la rugosité de surface [A. Makinouchi, 1988].

Ainsi, l'augmentation plus rapide de la surface réelle de contact lorsque l'échantillon est en traction (perpendiculairement à la direction de l'application de la charge), pour une pression moyenne donnée, conduit à une augmentation des efforts de frottement, comme nous l'avions remarqué dans le chapitre II. Puisque les différences entre les surfaces réelles de contact s'accroissent lorsque la pression moyenne augmente, il existe une interaction entre les paramètres P et F. Notons que dans le passé, les essais simulatifs ont toujours été basés sur l'absence d'une telle interaction.

### **III . 5 - NOTE SUR LE MODELE DE FORMATION DES LANGUETTES EPAISSES LORS D'UN ESSAI DE FROTTEMENT**

Dans le but de connaître quel type de déformation subissent les plateaux de rugosité d'une tôle pendant un essai de frottement, Rault et al. [1984] ont simulé l'opération à l'aide de plasticine. Ils ont retrouvé des comportements similaires entre le bloc de plasticine et une tôle rugueuse.

En accord avec un modèle de champs de lignes de glissement conçu par Hill [1950], ils ont montré que le repassage du plateau dépend de l'angle d'attaque de l'outil et du taux de réduction de hauteur des plateaux.

Lors du premier passage des outils, au début d'un essai de type "multipasses successives", le taux de réduction de hauteur des plateaux est important, et l'angle entre l'outil et la surface des plateaux est faible puisqu'aucun transfert n'existe encore sur la génératrice frottante. Ainsi, suivant le modèle de Hill [1950], repris par Rault et al. [1984] dans le contexte de l'emboutissage, sous la surface de contact de l'outil, une zone de matériau rigide ABC transfère les contraintes à la zone plastique définie par une famille de courbes orthogonales  $\alpha$ ,  $\beta$  qui se coupent en E, formant un angle de  $45^\circ$  avec l'horizontale. La masse du métal repoussé

ressort en avant de la ligne AFE comme une languette épaisse dans la vallée adjacente (figure III.18).

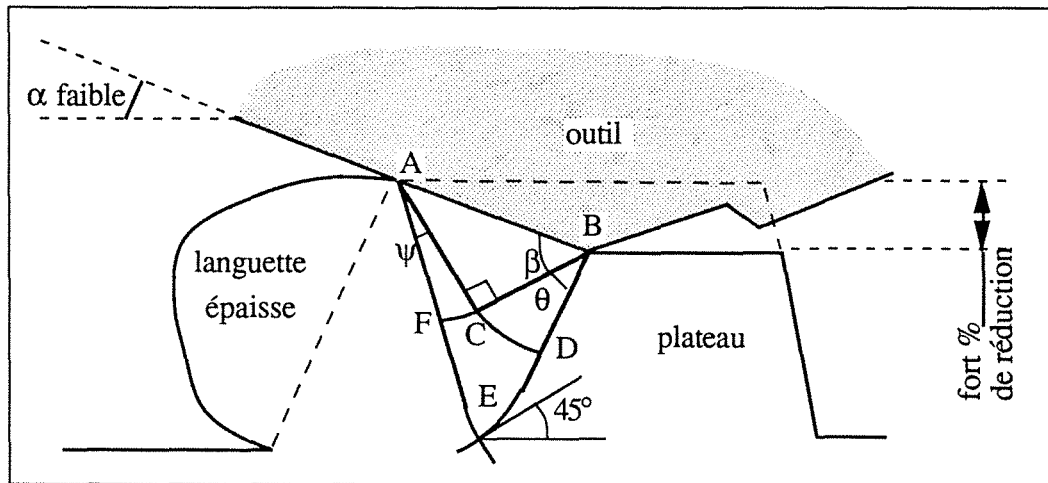


Figure III.18 : Modèle d'écoulement par languettes épaisses dans la vallée adjacente lorsque l'arasement est important et l'angle entre l'outil et le plateau est faible. Cela correspond au premier passage d'outils présentant une génératrice propre.

Lorsque les plateaux ont déjà été repassés, ils sont fortement écrouis. Les passages successifs des outils ne leur imposent plus qu'une réduction de hauteur faible. De plus, l'angle ( $\alpha$ ) entre les outils et les plateaux peut être plus élevé du fait de l'établissement d'un film de transfert rugueux.

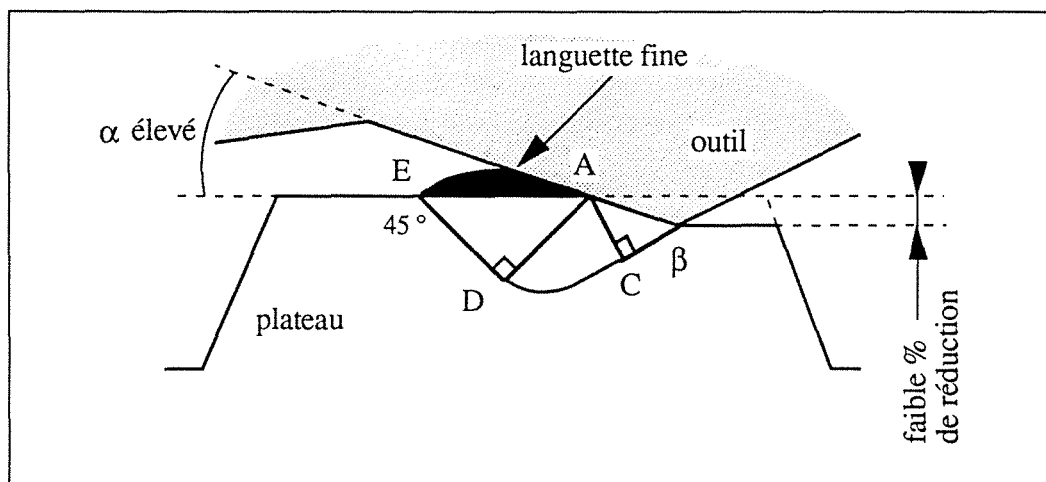


Figure III.19 : Modèle d'écoulement par languettes fines sur le sommet des plateaux lorsque l'arasement est faible et l'angle entre l'outil et le plateau est élevé. Cela correspond aux passages d'outils pollués (couche de transfert) sur des plateaux repassés.

Le métal ne se plastifiera plus que dans la région ACD. Son écoulement n'aura donc lieu que devant la ligne AD, avec la formation d'une vague frontale sur le sommet du plateau (figure III.19).

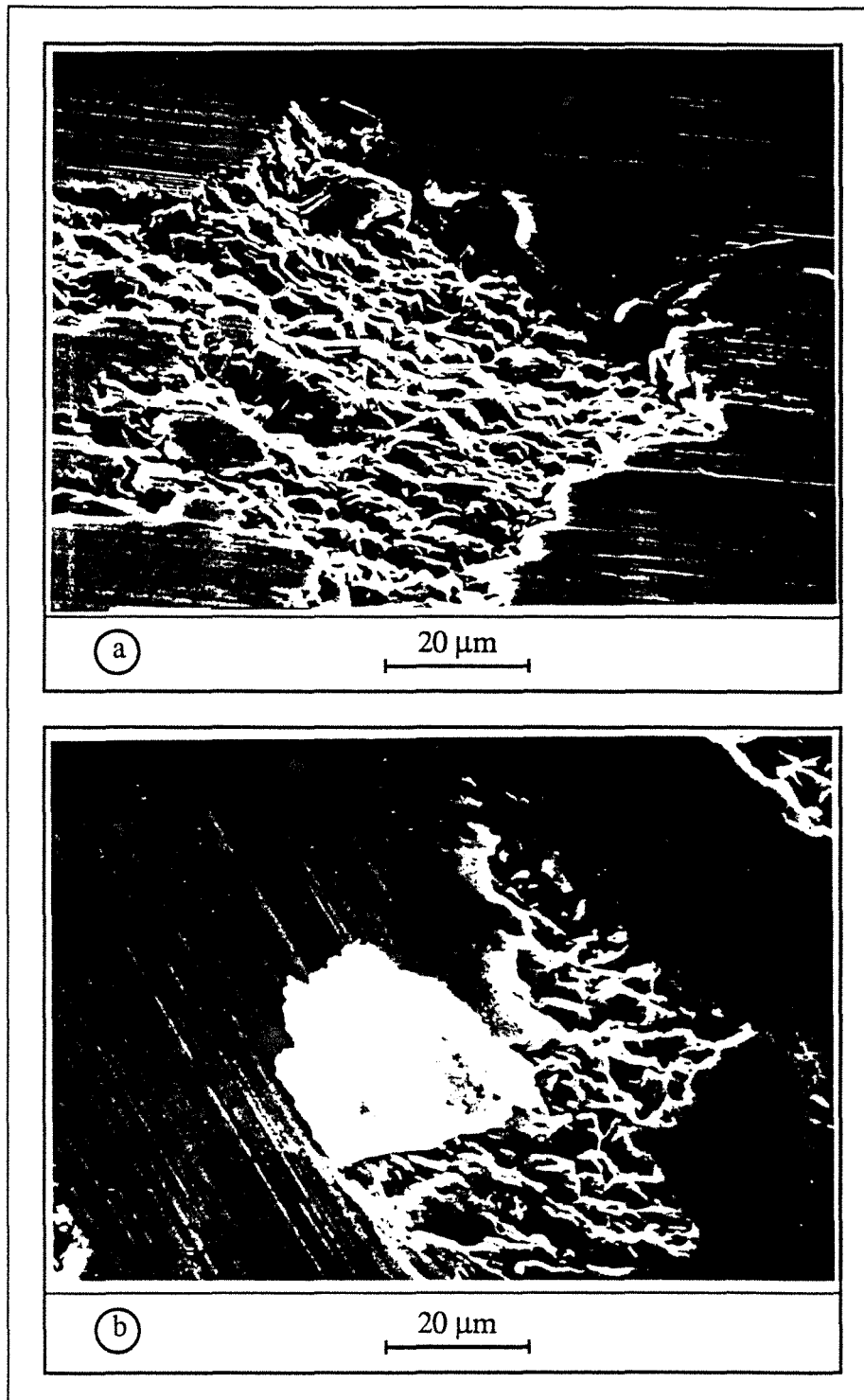


Figure III.20 : Micrographie électronique de la surface d'une tôle électrozinguée  
a - après un passage des outils : formation de languettes épaisses.  
b - après quatre passages des outils : formation de languettes fines.

---

Lors d'essai sans tension axiale - et donc sans contrainte à cœur imposée pendant le déplacement relatif des outils - nous retrouvons ces deux types de déformation (figure III.20.a-b). La formation de languettes épaisses dans le sens du frottement aboutit à un élargissement des plateaux. Celui-ci se traduit, comme nous l'avions souligné dans le chapitre I (figure I.14), par un décrochement de la courbe d'Abbott, en dessous du coude (coude caractéristique de la formation de plateaux).

La figure II.21-a présente les évolutions des fonctions de distributions des hauteurs de points de la surface et les courbes d'Abbott correspondantes, issues d'un essai de type "4 passes successives" sur une tôle électrozinguée, et corrobore ce fait. Cependant, lorsqu'une tension axiale est appliquée, il n'est pas observé d'élargissement des plateaux (figure II.21-b) : les courbes d'Abbott sont tronquées au niveau du coude, et les points correspondant à la partie inférieure du profil de rugosité ne sont pas modifiés.

Ces expériences démontrent, encore une fois, l'influence des contraintes à cœur sur la déformation de la rugosité de surface. Les prédictions issues des modèles par champs de lignes de glissement ne sont plus valables dans de telles situations car non seulement, nous l'avons vu (paragraphe III.4), la croissance de la surface moyenne des plateaux s'accroît avec le taux de contrainte (de tension) à cœur, mais la déformation conduit à une troncature des pics de rugosité, et ne suit plus un modèle de formation de languettes épaisses.

Il faut noter qu'alors, puisque sa capacité à transmettre la charge dépend de sa compression dans les cavités où il est piégé, la portance du lubrifiant doit être très différente selon l'état de contrainte à cœur. En effet, l'application d'une force de compression à cœur localise la déformation plastique à la surface, au niveau des aspérités [*H. Ike, 1990*] (et inversement lors de l'application d'une force de tension à cœur). Ainsi, pour une variation de l'amplitude verticale de la rugosité donnée, l'une et l'autre des deux situations (compression ou tension à cœur) conduisent à des volumes vides (les cavités) très différentes - fait que nous avons soulevé dans le chapitre I, figures I.12, 13 et 14. ceci entraîne une compression plus ou moins importante du lubrifiant piégé. Nous allons quantifier ce phénomène pour une rugosité simple, de type "triangulaire" dans le paragraphe suivant.

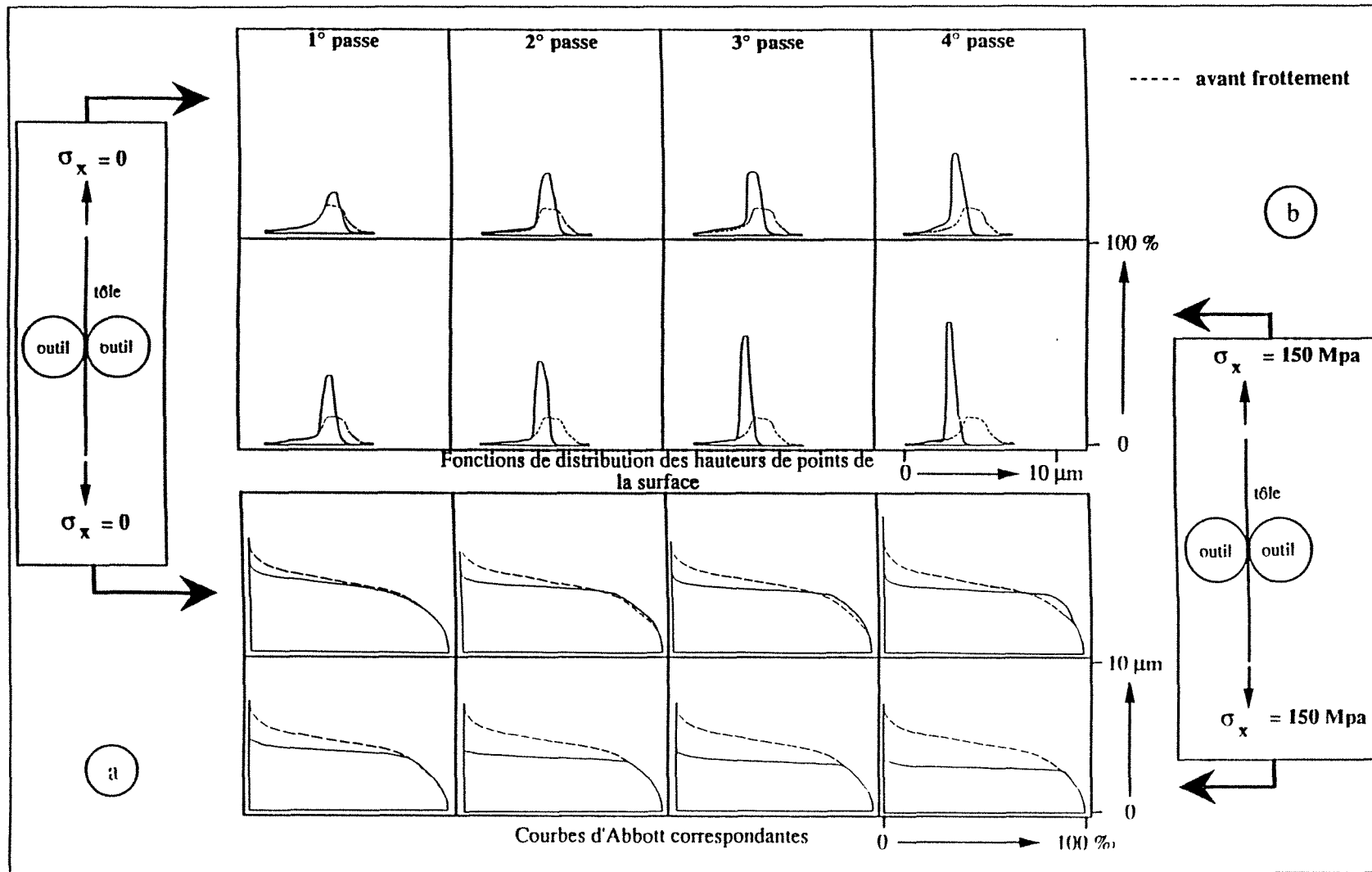


Figure III.21 : Influence d'une tension axiale sur la déformation plastique d'une tôle électrozinguée lors de quatre frottements successifs.  
 a - Essai de type "4 passes successives" sans tension uniaxiale  
 b - Essai de type "4 passes successives" avec tension uniaxiale (150 MPa)

**III . 6 - TRANSMISSION DE LA PRESSION PAR UN FILM MINCE DE LUBRIFIANT, SELON L'ETAT DE CONTRAINTE A CŒUR**

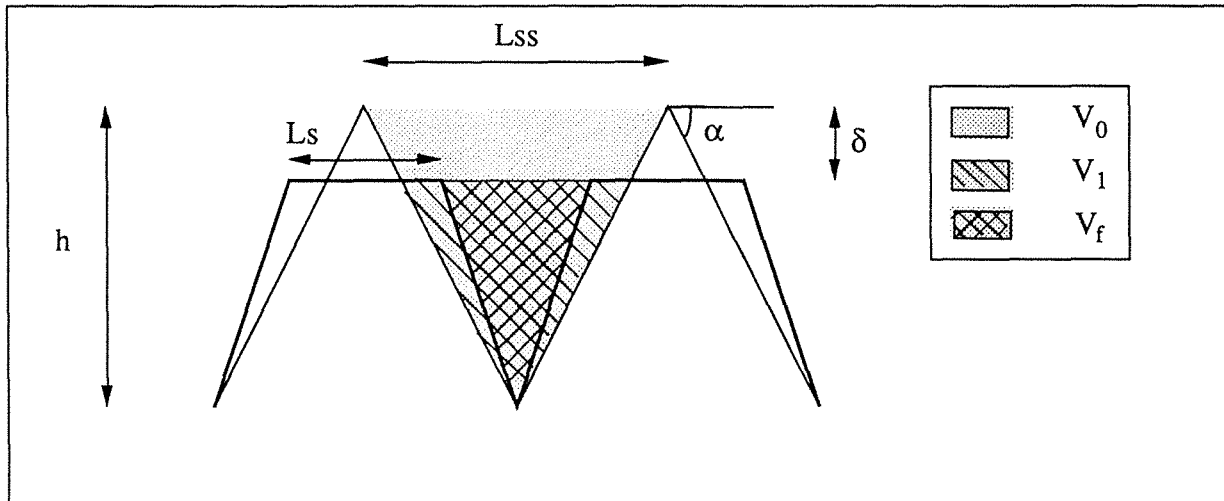


Figure III.22 : Après un essai de frottement, le volume des vallées peut être représenté par  $V_f$ , par comparaison avec un cas d'arasement pur - lorsqu'une force de tension à cœur est appliquée - où ce volume est représenté par  $V_1$ .

Le volume initial ( $V_0$ ), dans lequel le lubrifiant se trouve, s'écrit, pour une rugosité simplifiée de type "triangulaire" :

$$V_0 = (h \cdot L_{ss}) / 2 \quad \text{et} \quad \tan \alpha = 2h / L_{ss}$$

Après un écrasement de la rugosité de  $\delta$ , on a :

$$V_1 = V_0 - L_{ss} \delta + \delta^2 / \tan \alpha$$

donc  $V_1 = V_0 - L_{ss} \delta + \delta^2 L_{ss} / 2h$

et  $V_f = V_1 - \psi (\delta^2 L_{ss} / 2h)$  avec  $\psi$  compris entre 0 et 1

soit  $V_f = V_0 - L_{ss} \delta + (1 - \psi) (\delta^2 L_{ss} / 2h) = V_0 - L_{ss} \delta + \zeta (\delta^2 L_{ss} / 2h)$  en posant  $\zeta = 1 - \psi$

- si  $\zeta = 0$  ( $\psi = 1$ ), la déformation plastique est localisée à la surface de la tôle: toute la matière se retrouve dans les vallées [H. Ike, 1990, J. Pullen, 1972]. Cela correspond à une situation où le matériau est fortement contraint (contraintes compressives) à cœur.

- si  $\zeta = 1$  ( $\psi = 0$ ), tout se passe comme si il y avait arasement pur : la matière disparaît puisque la déformation plastique ne se produit plus au niveau de la rugosité de surface ; cela correspond à une situation où il est appliqué des contraintes de tension, au cœur du matériau [H. Ike, 1990] .

L'expression générale de  $V_f$  est donc :  $V_f = \frac{h L_{ss}}{2} + \left( \frac{\zeta \delta}{2h} - 1 \right) L_{ss} \delta$

Calculons  $\frac{dV}{V}$  :

$$\frac{dV}{V} = \frac{\left( \left( \frac{\zeta}{h} \right) \delta - 1 \right) d\delta}{\left( \frac{h}{2} \right) + \left( \frac{\zeta \delta}{2h} - 1 \right) \delta}$$

En posant  $A = \frac{\zeta \delta}{h} \Rightarrow \delta = \frac{h A}{\zeta}$

$$dA = \frac{\zeta d\delta}{h} \Rightarrow d\delta = \frac{h dA}{\zeta}, \text{ on obtient : } \frac{dV}{V} = \frac{2(A-1) dA}{A^2 - 2A + \zeta}$$

Or,  $\frac{dV}{V} = -\frac{dp}{K}$  ce qui conduit, en intégrant, à :

$$\int_0^{p_f} \frac{dp}{K} = - \int_0^{\frac{\zeta \delta}{h}} \frac{d(A^2 - 2A + \zeta)}{A^2 - 2A + \zeta} = - \text{Log} \left[ \zeta \left( \frac{\delta}{h} \right)^2 - 2 \left( \frac{\delta}{h} \right) + 1 \right]$$

Pour de nombreux lubrifiants [ *T. Nellermann, 1977* ], on a  $K = K_0 + K_1 p$ , d'où :

$$\int_0^{p_f} \frac{dp}{K_0 + K_1 p} = \text{Log} \left( 1 + \frac{K_1}{K_0} p_f \right) = - \text{Log} \left[ \zeta \left( \frac{\delta}{h} \right)^2 - 2 \left( \frac{\delta}{h} \right) + 1 \right],$$

c'est à dire :

$$p_f = \frac{K_0}{K_1} \left[ \left( \zeta \left( \frac{\delta}{h} \right)^2 - 2 \left( \frac{\delta}{h} \right) + 1 \right)^{-1} - 1 \right]$$

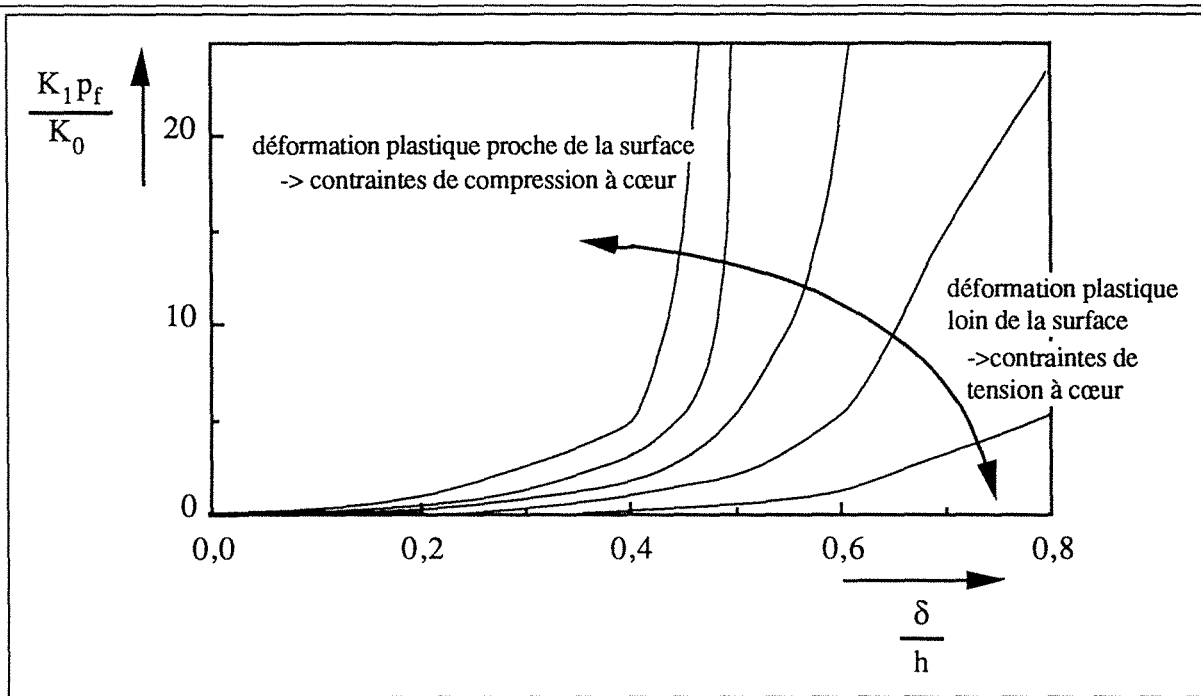


Figure III.23 : Evolution de la pression ( $p_f$ ) sur la surface des poches de lubrifiant piégées, en fonction de la diminution de la hauteur des pics de rugosité ( $\delta$ ), pour diverses valeurs de  $\zeta$  correspondant à la nature des contraintes à cœur (de compression ou de tension).

Ainsi, la présence de lubrifiant piégé implique une augmentation  $p_f$  de la pression normale nécessaire pour obtenir la même aire réelle de contact par rapport à la situation où il n'y a pas de lubrifiant [T. Wanheim, 1973]. Ceci implique que plus les contraintes à cœur sont de tension, moins la portance assurée par le lubrifiant est importante et varie peu avec l'arasement de la rugosité. Au contraire, des contraintes compressives à cœur localisent la déformation plastique des aspérités à la surface [H. Ike, 1990], ce qui entraîne une remontée des régions qui n'ont pas été en contact [par exemple, J. Pullen, 1972]. C'est pourquoi, dans ce cas, le volume réservé au lubrifiant diminue plus rapidement avec la diminution de l'amplitude verticale de la rugosité ; ceci conduit alors à une plus grande portance du lubrifiant et donc à des pressions au dessus de ces poches ( $p_f$ ) plus élevées.



### RECAPITULATIF

*Les paramètres  $P$  et  $F$  agissent surtout d'un point de vue mécanique sur la surface de la tôle. Une simple modification de la théorie de Tabor nous a permis, en première approximation, d'apprécier le rôle d'une contrainte à cœur imposée au matériau pendant un écrasement de sa surface : la diminution de la pression minimale nécessaire pour plastifier la surface avec l'augmentation de la contrainte à cœur nous indiquait déjà que la surface réelle de contact devait être affectée par le paramètre ( $F$ ).*

*Des essais d'écrasement à diverses charges et tensions imposées aux bornes de la tôle, nous ont permis de valider des travaux théoriques par éléments finis démontrant le rôle de la déformation à cœur sur l'arasement de la rugosité de surface.*

*Les estimations de l'évolution de la surface réelle de contact en fonction de la pression moyenne de contact à l'aide d'une méthode par champ de lignes de glissement ne semblent pas appropriées dans le cas de la mise en forme d'une tôle. Il faut tenir compte de l'état de déformation à cœur, qui n'est d'ailleurs pas homogène en tout point de l'embouti.*

*Lorsque la pression moyenne de contact augmente, les valeurs d'aire réelle de contact rapportée à celle apparente diffèrent d'autant plus avec la contrainte à cœur, indiquant clairement la dépendance entre les deux paramètres  $P$  et  $F$ .*

*Enfin, les contraintes à cœur agissent sur le mode de déformation de la rugosité de surface et donc sur le taux de compression du lubrifiant piégé pendant l'arasement de la surface. Lorsqu'une force de tension est appliquée à cœur, la pression régnant sur la surface des poches de lubrifiant piégé est plus faible. Le lubrifiant est alors moins apte à transmettre la charge dans ce cas.*

---

### III . 6 - CONCLUSIONS

Le frottement, souvent caractérisé par un coefficient de frottement ( $\mu$ ), est défini comme la force nécessaire pour entraîner un mouvement relatif entre les deux corps pressés l'un contre l'autre sous une charge normale ( $P$ ). Nous venons d'établir que la force de frottement dépend de l'aire réelle de contact métal-outil ( $A_{rm}$ ) et de la contrainte limite de cisaillement des points en contact ( $q_i$ ). Il faut noter que la mesure de la portance au niveau du coude de la courbe d'Abbott ou par analyse d'image donne lieu à l'aire réelle de contact ( $A_r$ ) et non pas à l'aire réelle de contact métal-outil ( $A_{rm}$ ).

Ainsi, il nous a fallu dissocier l'aire réelle de contact métal-outil ( $A_{rm}$ ), où les jonctions adhésives se forment, de l'aire réelle de contact ( $A_r$ ) sur laquelle les pressions sont transmises. La vitesse relative entre les deux corps et la température moyenne des outils affectent particulièrement  $A_{rm}$  - et donc la valeur des efforts de frottement - en dictant la quantité de lubrifiant piégé à l'interface.

Un critère issu de la courbe d'Abbott ( $R_z - R_z'$ ) mesurant l'amplitude verticale de la rugosité résiduelle des plateaux ayant été en contact nous a permis de quantifier la valeur de l'aire réelle de contact métal-outil ( $A_{rm}$ ) puisqu'il existe une relation linéaire entre  $\mu$  et  $1 / (R_z - R_z')$ .

Lorsqu'une force de même direction que celle du frottement - entraînant ainsi des contraintes de tension à cœur - est appliquée aux extrémités de l'échantillon pendant un essai, l'aire réelle de contact métal-outil ( $A_{rm}$ ) croît plus rapidement. A la limite, celle-ci est confondue avec l'aire réelle de contact ( $A_r$ ). La rugosité résiduelle sur les plateaux ( $R_z - R_z'$ ) devient infime et n'est plus mesurable : les plateaux sont tronqués par le contact des outils. D'ailleurs, le phénomène de formation de languettes épaisses - caractéristique de l'élargissement des plateaux lorsqu'il n'y a pas de contraintes de tension à cœur - disparaît.

Enfin, plus le lubrifiant est comprimé au fond des cavités où il est piégé, plus il est capable de transmettre la charge à la surface. Or, la présence d'une tension à cœur délocalise la déformation plastique loin des régions en contact, minimisant la remontée des vallées (caractéristique d'une déformation localisée à la surface): le lubrifiant devient moins apte à transmettre la charge pour un arasement de la surface donné, l'aire réelle de contact métal-outil doit augmenter pour palier cette déficience.

## CHAPITRE IV

---

### CONSTRUCTION D'UNE RELATION

$$\mu = f (V,P,T,F)$$

---

---

## IV . 1 - INTRODUCTION

D'un point de vue mécanique, nous avons exprimé le frottement à l'interface de deux manières différentes. Dans le chapitre II, nous l'avons caractérisé par un coefficient de frottement global, issu de nos mesures :

$$\mu = F_t / P, \text{ ou, par unité d'aire, } \mu = q / p .$$

où  $F_t$  et  $q$  sont respectivement les force et contrainte tangentielles issues du mouvement relatif entre la tôle et l'outil, alors que  $P$  et  $p$  sont respectivement les charge et contrainte normales à la surface.

Le second point de vue suppose que la zone interfaciale est, en première approximation, un matériau idéal dont la limite d'écoulement en cisaillement est  $q_i$ . Celle-ci est constante, indépendante de la pression à l'interface et égale à une fraction  $m$  de la limite d'écoulement en cisaillement du matériau à cœur  $q_0$ . Nous avons utilisé ce formalisme dans l'étude des mécanismes abordée dans le chapitre III. Notons bien que ni  $\mu$  ni  $q_i$  ne donnent d'informations sur les conditions de contact à l'interface. Cependant, ces deux représentations du même phénomène sont couramment employées pour quantifier le frottement.

Or, il existe une demande, à l'heure actuelle, de la part des numériciens, de connaître les évolutions du coefficient de frottement en fonction des conditions de contact. Ceci permettrait d'affiner la simulation en remplaçant un coefficient de frottement "moyen", jusqu'ici employé pour toutes les zones en contact, par une palette de coefficients de frottement dépendant des paramètres extérieurs régissant les conditions de contact. Citons, par exemple, les développements récents de codes de calcul par éléments finis [*K. Lange 1991 ; G.C. Sih, 1991*], afin de simuler l'opération d'emboutissage. Ceux-ci, très fidèles au niveau de la déformation globale de la tôle (déformation élasto-plastique) n'utilisent cependant qu'un coefficient de Coulomb modifié pour modéliser le frottement interfacial tôle-outil, intégrant les seuls paramètres "vitesse de glissement", "effort normal du poinçon", ainsi qu'une constante "ajustable".

C'est pourquoi, nous proposons une démarche de planification expérimentale bien connue dans d'autres domaines de la physique expérimentale mais qui, curieusement, n'a jamais été, à notre connaissance, appliquée pour ce cas particulier [*J. Goupy, 1985*]. Elle nous permettra de hiérarchiser les paramètres qui influent sur le frottement en calculant leur "poids" respectif, mais aussi de formuler une relation entre ces facteurs et le coefficient de frottement, ainsi que de révéler d'éventuelles interactions entre les facteurs eux-mêmes.

---

Nous développerons cette méthode, à travers l'étude d'une tôle nue, grenillée (T679)

## **IV . 2 - QUELS SONT LES FACTEURS QUI ONT DU "POIDS" SUR LE FROTTEMENT ?**

Au vu de l'étude exploratoire menée dans le chapitre II, l'incidence d'un certain nombre de paramètres sur le frottement a été étudiée. Les paramètres intrinsèques étant difficiles à quantifier, nous limiterons l'étude aux paramètres extrinsèques qui peuvent être gérés dans un code d'emboutissage par éléments finis, notamment les quatre facteurs étudiés précédemment.

Brièvement, voici quelles avaient été les conclusions :

- La force de frottement diminue faiblement lorsque la force normale augmente pour des charges inférieures à 5 kN ( on peut supposer que la 1<sup>o</sup> loi d'Amontons est vérifiée).
- La force de frottement diminue avec l'augmentation de la vitesse relative entre les deux corps.
- La force de frottement augmente lorsque la température moyenne des outils atteint 100 °C.
- La force de frottement augmente lorsque la tôle est soumise, pendant l'essai, à une tension uniaxiale F, et ce, d'autant plus que la force normale appliquée par les outils est importante.

Nous allons quantifier l'importance de ces quatre paramètres (la force normale appliquée par les outils (P), la vitesse de frottement (V), la température globale des outils (T) et la tension uniaxiale (F)) dans des gammes indiquées par la figure IV.1. Nous pourrions comparer les poids respectifs de chacun de ces facteurs pour un couple particulier tôle / outils. Il faut noter que la gamme des vitesses étudiées ne contient pas toute la palette des vitesses de glissement existant réellement pendant l'opération d'emboutissage, mais notre appareillage ne permet pas d'atteindre, de manière fiable, des vitesses de glissement relatives supérieures à 1000 mm/min.

Lorsque P varie de 1 à 5 kN, les pressions apparentes varient de 150 à 420 MPa. Quand la tension axiale (F) atteint 10 kN, la contrainte axiale est égale à 300 MPa, ce qui correspond à une déformation plastique de l'ordre de 9 %.

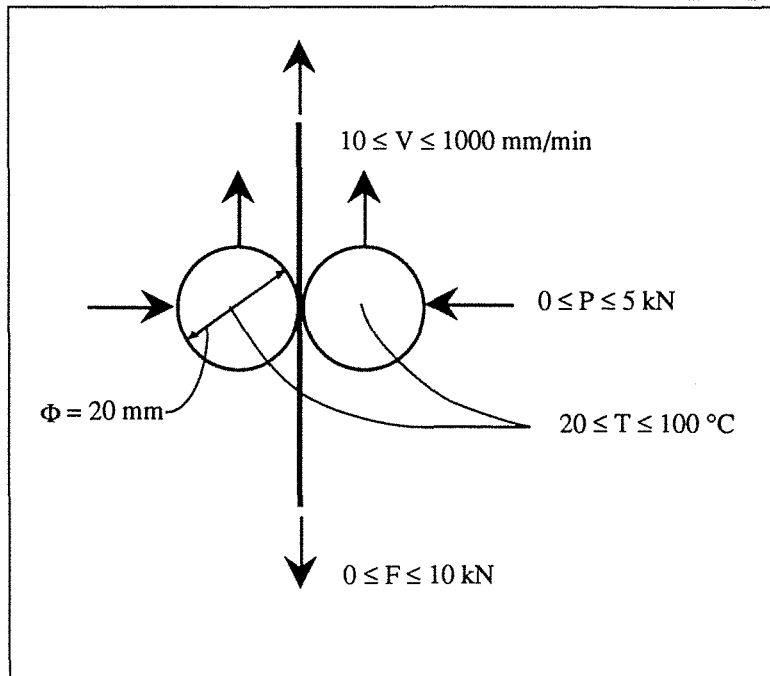


Figure IV.1 : Choix et gamme des paramètres d'essais étudiés

### IV . 3 - QUELLE EST LA FORME DE LA REPONSE EN FROTTEMENT QUAND LES FACTEURS INFLUENTS (P, V, T, F) VARIENT ?

Puisqu'il est difficile de donner une valeur unique de coefficient de frottement, celui-ci évoluant le long de la piste de frottement et différemment selon la valeur des paramètres d'essais (voir chapitre II, figure II.16), nous nous intéresserons au coefficient de frottement de début de frottement : au bout d'un millimètre de glissement . Cela correspond au début de la phase de frottement dynamique où des phénomènes de formation de 3<sup>o</sup> corps (particules d'abrasion) et de couche de transfert sur les outils sont encore de faible importance.

#### IV.3.1 - Démarche expérimentale

L'hypothèse de départ, que nous vérifierons par la suite, est que la réponse en frottement  $\mu$  est reliée aux paramètres P, V, T et F par un polynôme d'ordre un avec interactions multiples possibles.

$$\begin{aligned} \text{Ainsi : } \mu = & E_0 \\ & + E_P.P + E_V.V + E_T.T + E_F.F \\ & + E_{VP}.VP + E_{PT}.PT + E_{PF}.PF + E_{VT}.VT + E_{VF}.VF + E_{TF}.TF \\ & + E_{VPT}.VPT + E_{VPF}.VPF + E_{VTF}.VTF + E_{PTF}.PTF \\ & + E_{VPTF}.VPTF \end{aligned}$$

Les termes "E" sont les coefficients du polynôme à estimer.

Nous allons procéder pas à pas : nous étudierons l'effet de V et P sur la réponse  $\mu$ , y adjoindrons T puis F, et à chaque étape nous vérifierons la linéarité de la relation entre ce groupe de facteurs et la réponse pour déceler, le cas échéant, le ou les facteurs imposant un lien non linéaire.

Notons bien que seules peuvent être étudiées les conséquences des variations des facteurs sur les variations de la réponse suivant un principe " boîte noire" (figure IV.2).

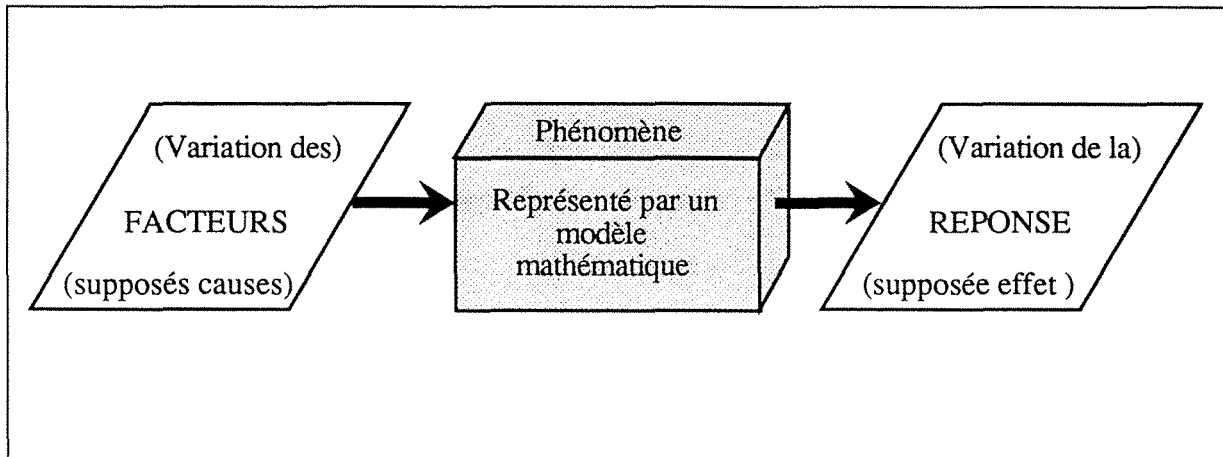


Figure IV.2 : Recherche d'une relation mathématique traduisant les relations entre les causes (facteurs : V, P, T, F) et l'effet (réponse :  $\mu$ ).

#### IV.3.2 - Construction d'une relation $\mu = f(V,P)$

Nous allons commencer par étudier le lien existant entre la force normale exercée par des outils cylindriques, la vitesse relative entre les outils et la tôle (qui sont appelés facteurs) et le coefficient de frottement qui en découle (appelé réponse). La tôle servant aux expériences (référence T679) n'est pas revêtue et a une distribution de hauteurs de pics de rugosité gaussienne ; les conditions de lubrification sont celles habituelles (chapitre I.4).

Nous détaillerons de façon la plus complète possible, le cas simple d'étude de l'influence de deux facteurs sur une réponse. Cette démarche nous permettra d'obtenir une relation entre le coefficient de frottement d'une part et la vitesse de glissement et la force normale exercée par les outils d'autre part. Nous avons choisi de faire varier la force normale entre 1 et 5 kN et la vitesse d'étrépage entre 10 et 1000 mm/min. Le domaine expérimental est donc défini par quatre points (figure IV.3).

Pour obtenir la réponse recherchée, il existe une stratégie optimale qui réduit le nombre des essais sans pour autant sacrifier la précision : il s'agit de réaliser les expériences aux

extrémités du domaine expérimental, celles qui correspondent aux quatre points A,B,C et D. Cette stratégie est retenue pour les plans d'expériences à deux niveaux.

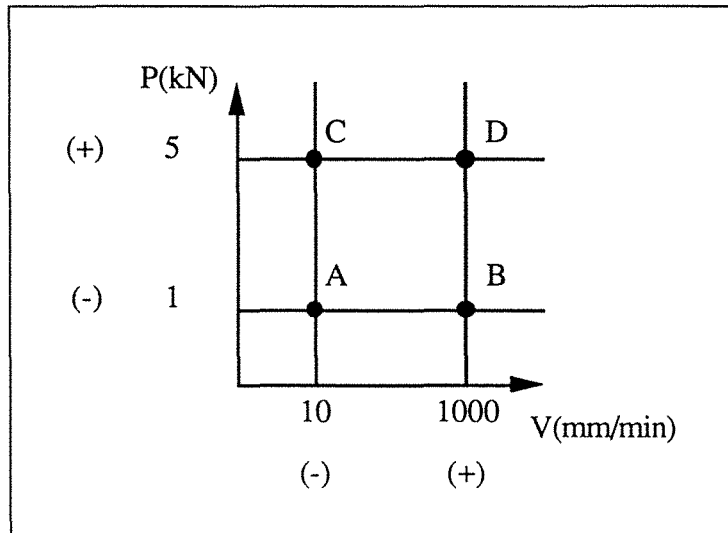


Figure IV.3 : Définition du domaine expérimental et emplacement des points expérimentaux.

Pour représenter les essais, nous conviendrons de symboliser par "-" le niveau bas de chaque facteur et par "+" leur niveau haut. Ainsi toutes les expériences nécessaires à l'étude peuvent être rassemblées dans un tableau nommé "matrice d'expérience" (tableau IV.4).

Le polynôme d'ordre un, utilisant des variables sans dimension (comprises entre -1 et +1), qui illustrera l'évolution du coefficient de frottement lorsque V et P varient, s'écrit ici :

$$\mu = E_0 + E_V.V + E_P.P + E_{VP}.V.P$$

Il s'agit alors de déterminer les coefficients de ce polynôme. Les quatre essais effectués nous donnent les relations suivantes :

- Au point A :  $\mu_A = E_0 - E_V - E_P + E_{VP}$
- Au point B :  $\mu_B = E_0 + E_V - E_P - E_{VP}$
- Au point C :  $\mu_C = E_0 - E_V + E_P - E_{VP}$
- Au point D :  $\mu_D = E_0 + E_V + E_P + E_{VP}$



Tableau IV.4 : matrice d'expériences - Etude de l'influence de P et V sur  $\mu$ .

Numéro de l'essai	V	P	$\mu$
A	-	-	0,186
B	+	-	0,173
C	-	+	0,174
D	+	+	0,160

Niveau -	10mm/min	1 kN
Niveau +	1000mm/min	5 kN

Il vient immédiatement :

$$E_V = 1/2 [ 1/2 (\mu_B + \mu_D) - 1/2 (\mu_A + \mu_C) ]$$

$$E_P = 1/2 [ 1/2 (\mu_C + \mu_D) - 1/2 (\mu_A + \mu_B) ]$$

$$E_{VP} = 1/2 [ 1/2 (\mu_A + \mu_D) - 1/2 (\mu_B + \mu_C) ]$$

$$E_0 = 1/2 [ 1/2 (\mu_A + \mu_B) + 1/2 (\mu_C + \mu_D) ]$$

soit plus simplement :

$$E_V = 1/4 ( - \mu_A + \mu_B - \mu_C + \mu_D )$$

$$E_P = 1/4 ( - \mu_A - \mu_B + \mu_C + \mu_D )$$

$$E_{VP} = 1/4 ( \mu_A - \mu_B - \mu_C + \mu_D )$$

$$E_0 = 1/4 ( \mu_A + \mu_B + \mu_C + \mu_D )$$

Il est très facile de retrouver les formules qui donnent la valeur des coefficients : les réponses se succèdent dans l'ordre des essais et elles sont affectées des signes - ou + de la colonne du facteur étudié dans la matrice d'expérience.

La moyenne  $E_0$  des réponses peut être regardée comme la valeur du coefficient de frottement lorsque tous les facteurs ont leur valeur moyenne, c'est à dire au centre du domaine

---

expérimental. Des expériences à cet endroit permettent d'évaluer la confiance que l'on peut accorder au polynôme ainsi construit par rapport à la réalité expérimentale.

Puisque nous avons normé et centré autour de zéro le domaine de variation de chacun des facteurs, les coefficients du polynôme représentent le poids de chaque facteur et de leurs interactions.

Pour mieux comprendre la signification de ces coefficients, appelons :

$\mu_V^-$  la moyenne des coefficients de frottement quand la vitesse de frottement est au niveau bas,

$$\mu_V^- = 1/2 (\mu_A + \mu_C),$$

$\mu_V^+$  la moyenne des coefficients de frottement quand la vitesse de frottement est au niveau haut,

$$\mu_V^+ = 1/2 (\mu_B + \mu_D).$$

Le coefficient  $E_V$  caractérisant le poids de la vitesse de frottement est alors la demi-différence entre ces deux moyennes :

$$E_V = 1/2 (\mu_V^+ - \mu_V^-)$$

Ainsi, le coefficient  $E_V$  est l'effet moyen de la vitesse de frottement, c'est à dire la variation (ici, la diminution) du coefficient de frottement lorsque l'on passe de la valeur moyenne du coefficient de frottement (centre du domaine expérimental) à la moyenne des coefficients de frottement correspondant à la vitesse d'étirage maximale (figure IV.5).

Nous pouvons procéder de la même manière pour donner une signification plus physique du coefficient  $E_P$ . Celui-ci est équivalent à l'effet moyen de la force normale (figure IV.6).

Enfin, nous savons que  $E_{VP}$  donne le poids de l'interaction entre les facteurs V et P ; comprenons sa signification :

On constate qu'au niveau bas de la force normale, l'effet de la vitesse d'étirage est :

$$1/2 (0,173 - 0,186) = -0,0065$$

et qu'au niveau haut de la force normale, l'effet de la vitesse d'étirage est :

$$1/2 ( 0,160 - 0,174 ) = -0,007$$

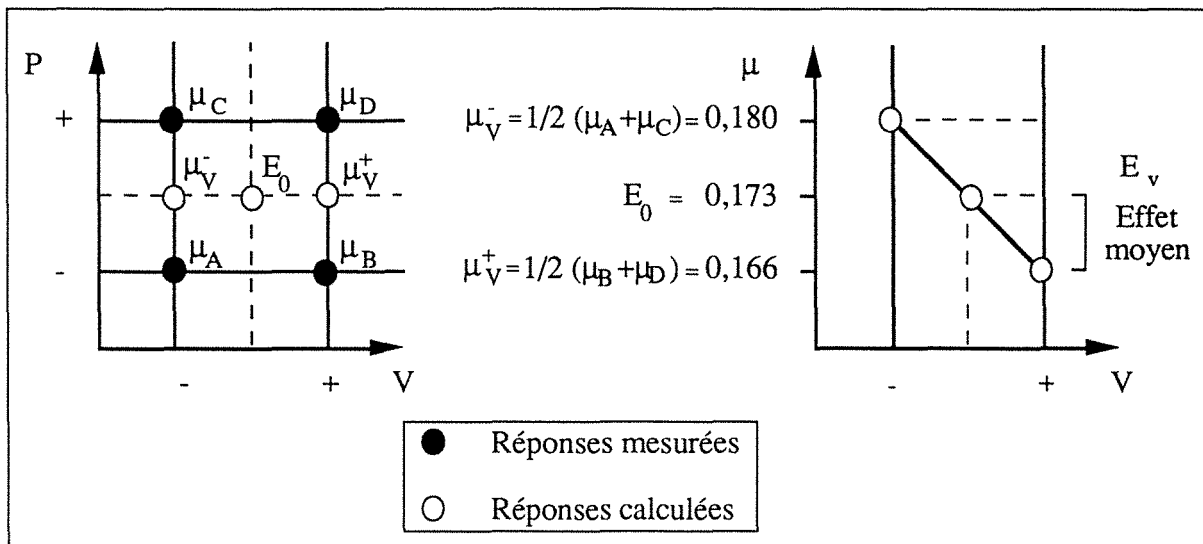


figure IV.5 : Illustration du poids de la vitesse d'étirage sur le coefficient de frottement, (donné par son coefficient  $E_v$ ) : il est équivalent à l'effet moyen.

On peut raisonnablement conclure que l'effet de la vitesse d'étirage est le même, que l'on se place au niveau bas ou au niveau haut de la force normale. Si cela n'avait pas été le cas, on constaterait une interaction entre les facteurs.

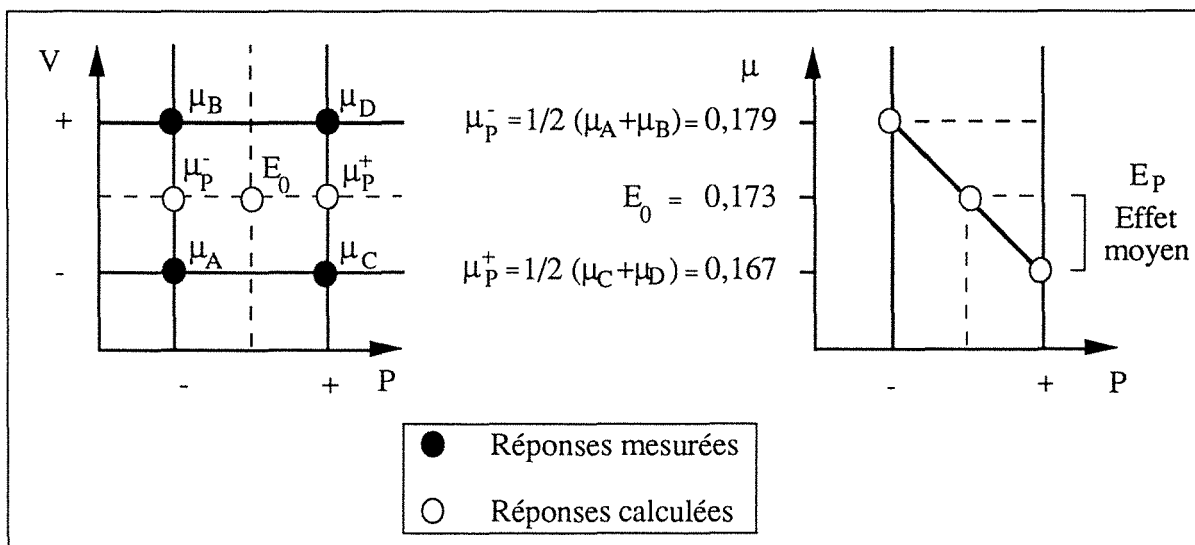


Figure IV.6 : Illustration du poids de la force normale sur le coefficient de frottement, (donné par son coefficient  $E_P$ ) : il est équivalent à l'effet moyen.

Celle-ci serait calculée de la même façon que les effets de chacun des facteurs, à la différence que les signes correspondants proviennent de la règle des signes appliquée aux facteurs correspondants (tableau IV.7). Par exemple, pour l'essai B, la vitesse d'étirage a pour signe + et la force normale a le signe -, l'interaction entre la vitesse et la force aura pour signe -.

La matrice des effets (donnant les coefficients du polynôme) comprend alors quatre colonnes principales : deux pour calculer les effets, une pour calculer l'interaction et une pour calculer la moyenne.

Pour la présentation (tableau IV.7), on ajoute un groupe de colonnes donnant les réponses mesurées et la moyenne correspondante et enfin deux colonnes calculant les écarts à la moyenne et les variances pour chaque essai, ce qui nous permettra de valider ou non les existences des effets et des interactions entre les facteurs.

Au bas de chaque colonne servant à calculer les moyennes, les effets et les interactions, on rappelle le diviseur utilisé et l'on indique le résultat.

Développons pour ce cas simple les calculs d'erreur type <sup>note IV.1</sup>. Pour estimer cette erreur, nous avons choisi de recommencer l'ensemble des expériences : on possède alors deux réponses par point expérimental, ce qui permet de calculer une valeur moyenne de l'écart type sur tout le domaine.

La variance est donnée (pour l'essai 1) par :

$$(s_1)^2 = \frac{1}{(2-1)} [(0,188-0,186)^2 + (0,184-0,186)^2] = 8 \times 10^{-6}$$

↑  
nombre d'essais

Toutes les variances sont identiques car l'écart à la moyenne est constant et égal à 0,002.

Ainsi, la variance moyenne des réponses  $(s_y)^2$  est de  $\frac{1}{4} (4 \times 8 \times 10^{-6}) = 8 \times 10^{-6}$

L'écart type moyen est alors  $s_y = 2\sqrt{2} \times 10^{-3}$

---

note IV.1 La nuance entre  $s$  et  $\sigma$  est théorique :  $\sigma$  mesure l'écart type de la population et  $s$  est une estimation de  $\sigma$  déduite d'un échantillon tiré au hasard de la population. Nous parlerons indifféremment d'erreur type ou d'écart type qu'il s'agisse de  $\sigma$  ou de  $s$ .

Sachant qu'un effet est ici calculé avec quatre réponses, la variance sur un effet est :

$$(s_E)^2 = \frac{1}{n^2} \times (n \times s_y^2) \Leftrightarrow (s_E)^2 = \frac{1}{16} (4 \times 8 \times 10^{-6}) = 2 \times 10^{-6}$$

Ainsi, l'erreur type sur un effet est d'environ **0,0014**. Cela signifie que la valeur réelle de l'effet de la vitesse a 68% de chances d'être comprise entre -0,0084 et -0,0066 (cas d'une distribution normale).

Dans le cas présent, nous pouvons donc conclure :

- que les effets de la vitesse d'étirage et de la force normale existent,
- qu'il n'y a pas d'interaction entre elles sur la valeur du coefficient de frottement.

Enfin, et c'est le but de cette démarche pas à pas qui introduit les facteurs influants un par un, nous pouvons vérifier dans quelle mesure le polynôme qui se construit est valable (en ce qui concerne son degré).

*Tableau IV.7 : Matrice des effets - Deux réponses par point expérimental nous permettent de calculer une moyenne de l'erreur type sur tout le domaine afin de valider ou non les effets et les interactions.*

n° essai	Moyenne	V	P	Interaction V/P	Réponses ( $\mu_d$ )			Ecart à la moyenne	Variance
					1° réponse	2° réponse	Moyenne		
1	+	-	-	+	0,188	0,184	0,186	0,002	$8 \cdot 10^{-6}$
2	+	+	-	-	0,171	0,175	0,173	0,002	$8 \cdot 10^{-6}$
3	+	-	+	-	0,173	0,176	0,174	0,002	$8 \cdot 10^{-6}$
4	+	+	+	+	0,158	0,162	0,160	0,002	$8 \cdot 10^{-6}$

4	4	4	4	Diviseurs
---	---	---	---	-----------

P [ + : 5 kN  
- : 1kN

0,173	-0,007	-0,006	-0,00025	Effets
-------	--------	--------	----------	--------

V [ + : 1000 mm/min  
- : 10 mm/min

Huit expériences sont effectuées au centre du domaine expérimental. La moyenne du coefficient de frottement issue de ces mesures pourra être confrontée à celle calculée. Le tableau IV.8 rassemble ces mesures .

Puisque la valeur calculée est de 0,173 (comparée à celle mesurée de  $0,1726 \pm 0,003$ ), nous pouvons convenir du bon accord entre l'expérience et l'hypothèse de linéarité.

Ainsi, de la forme générale suivante :

$$\mu = E_0 + E_V \cdot V + E_P \cdot P + E_{VP} \cdot VP \quad \text{où} \quad \begin{array}{l} \mu \text{ est la réponse que l'on étudie,} \\ V,P,VP \text{ varient entre } -1 \text{ et } +1, \\ E_V, E_P, E_{VP} \text{ sont les coefficients (ou effets} \\ \text{moyens) calculés précédemment,} \\ E_0 \text{ est la moyenne des réponses.} \end{array}$$

Nous avons donc, pour l'instant, la relation suivante :

$$\mu = 0,173 - 0,007 \cdot V - 0,006 \cdot P \quad \text{avec des valeurs de } V \text{ et } P \text{ normalisées.}$$

Tableau IV.8 : Validation de l'hypothèse de linéarité : essais au centre du domaine expérimental permettant de confronter les valeurs de  $\mu$  mesurée et calculée.  $P = 3 \text{ kN}$  ;  $V = 500 \text{ mm/min}$ .

	1° essai	2° essai	3° essai	4° essai	5° essai	6° essai	7° essai	8° essai
$F_t$ (N)	1010	1030	1040	1070	1010	1040	1060	1030
$\mu$	0,168	0,172	0,173	0,178	0,168	0,173	0,177	0,172
<u>Résultats</u>								
$\mu_{\text{mesuré}} = 0,1726 \pm 0,003$ ; $\mu_{\text{calculé}} = 0,173$								

Si on injecte les changements de variables correspondants, on obtient  $\mu$  en fonction des valeurs de P en kN et de V en mm/min :

$$\mu = 0,189 - (1,4 \cdot 10^{-5}) \cdot V - (3 \cdot 10^{-3}) \cdot P$$

Pour généraliser ces résultats à des plans d'expériences ayant plus de deux facteurs, nous numérotions les facteurs 1,2,3,4, les interactions d'ordre 2 seront notées 12,13,23, etc..., les

interactions d'ordre 3 seront notées 123, etc... La notation  $2^3$  signifie qu'il y a trois facteurs et que chacun d'eux prend deux niveaux. Plus généralement, la notation  $2^k$  signifie qu'il y a k facteurs et que chacun d'eux prend deux niveaux.

### RECAPITULATIF

*Nous avons opté, d'après des travaux précédents et à partir de quelques essais préalables, pour l'étude des facteurs suivants : la vitesse d'étirage, la force normale appliquée par les outils, la température moyenne d'interface ainsi que la tension axiale sur la réponse en frottement lors d'un essai d'étirage plan.*

*Celle-ci nous conduit à connaître l'influence de chacun des facteurs sur la valeur du coefficient de frottement dans tout le domaine expérimental dont nous avons fixé les limites par cohérence avec la réalité de l'emboutissage, ou, par défaut, dans la limite que peut produire notre appareillage.*

*Nous introduisons les facteurs un par un et construisons ainsi une relation générale balayant tout le domaine expérimental afin de proposer, par la suite, des mécanismes cohérents dans l'ensemble de ce domaine.*

*Nous avons choisi une relation simple : linéaire avec interactions multiples que nous devons valider à chaque étape (la validation consistant à produire des expériences au centre du domaine expérimental afin de les confronter aux valeurs calculées).*

*Ainsi, nous avons décrit la stratégie utilisée qui correspond aux plans d'expériences à deux niveaux : les points expérimentaux sont choisis comme les valeurs extrêmes de chaque facteur, manière de procéder qui conduit à la meilleure estimation des coefficients du polynôme.*

*Pour l'instant, nous venons d'introduire  $P$  (force normale) et  $V$  (vitesse d'étirage) et avons montré que la relation s'écrit simplement :*

$$\mu = 0,173 - 0,007V - 0,006P$$

*en utilisant des coordonnées centrées réduites de  $V$  et  $P$  afin de comparer leurs effets, ou alors :  $\mu = 0,189 - (1,4 \cdot 10^{-5}) \cdot V - (3 \cdot 10^{-3}) \cdot P$ , en prenant des valeurs de forces normales en kN et des valeurs de vitesses de frottement en mm/min (les poids devant les facteurs sont alors dimensionnés).*

*Il n'existe donc pas d'interaction entre  $P$  et  $V$ .*



### IV.3.3 - Introduction de la température T - Construction d'une relation $\mu = f(V, P, T)$

Adoptant la même démarche que précédemment, nous allons envisager de réaliser un plan  $2^3$ . Les bases de cette étude sont alors les suivantes :

- Facteur 1 (V) : Vitesse relative tôle / outils de 10 à 1000 mm/min
- Facteur 2 (P) : Force normale exercée par les outils de 1 à 5 kN
- Facteur 3 (T) : Température moyenne des outils de 20 à 100 °C
- Réponse ( $\mu$ ) : Coefficient de frottement global à l'interface tôle / génératrice d'un outil au début du frottement ( $\approx 1$  mm de glissement).

Le domaine expérimental est alors un cube (figure IV.9) et les huit points expérimentaux sont choisis aux sommets de ce cube.

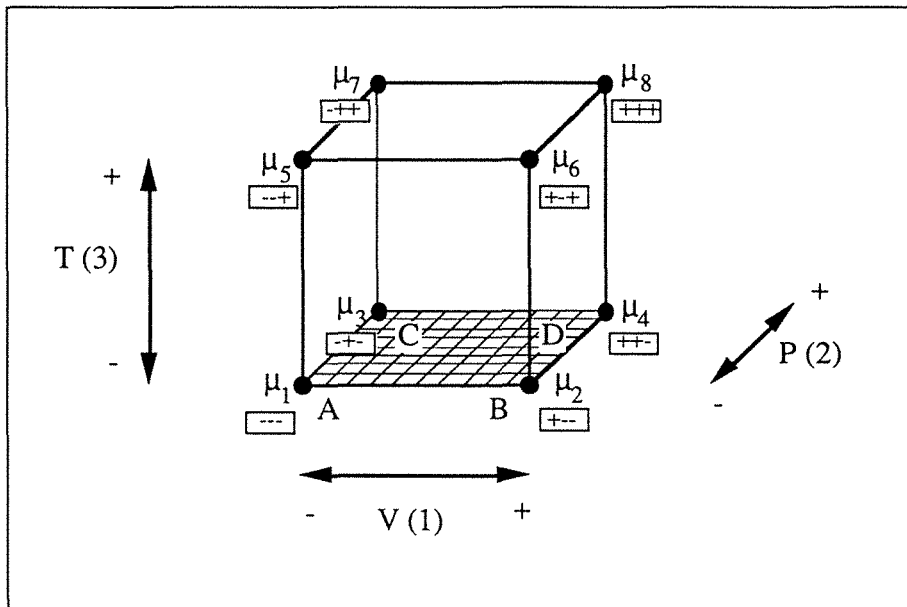


Figure IV.9 : Plan  $2^3$  : répartition des points expérimentaux dans le domaine expérimental. Les essais A,B,C et D effectués précédemment constituent la moitié des expériences à effectuer.

La matrice d'expérience (tableau IV.10) se construit comme pour les plans  $2^2$  mais huit essais sont prévus au lieu de quatre.

Nous pouvons remarquer que les essais réalisés pour le plan  $2^2$ , c'est à dire pour la construction du modèle  $\mu = f(V, P)$ , ne sont pas "perdus" puisque réalisés à température ambiante : ils constituent la première moitié de la matrice d'expériences.

Pour calculer les effets de chaque facteur et la valeur des interactions, on constitue la matrice des effets (tableau IV.11) comme il a été indiqué pour les plans  $2^2$ , c'est à dire en reprenant les signes de la matrice d'expériences pour les facteurs principaux et en utilisant la règle des signes pour les interactions. Les effets (ou les interactions) s'obtiennent alors par un calcul en trois étapes :

- on multiplie chaque réponse par le signe correspondant de la colonne des effets (ou des interactions),
- on additionne les produits obtenus,
- on divise la somme ainsi obtenue par un coefficient égal au nombre d'expériences.

Tableau IV.10: Matrice d'expériences - Etude de l'influence de V,P et T sur  $\mu$ .

Numéro de l'essai	V	P	T	$\mu$
1	-	-	-	0,186
2	+	-	-	0,173
3	-	+	-	0,174
4	+	+	-	0,160
5	-	-	+	0,200
6	+	-	+	0,185
7	-	+	+	0,186
8	+	+	+	0,180
Niveau -	10mm/min	1 kN	20 °C	
Niveau +	1000mm/min	5 kN	100 °C	

Par exemple, l'effet de la température (facteur 3) s'obtient par la formule :

$$E_3 = (1/8) \cdot [ -0,186-0,173-0,174-0,16+0,2+0,185+0,186+0,18 ] = 0,007$$

Tableau IV.11 : Matrice des effets pour trois facteurs : V, P, T - Nous négligerons les interactions par rapport aux effets au vu de l'erreur type moyenne d'un effet.

N° de l'essai	I	V	P	T	V.P	V.T	P.T	V.P.T	Réponses ( $\mu$ )			Ecart à la moyenne	Variance
									1°Rép.	2°Rép.	Moyenne		
1	+	-	-	-	+	+	+	-	0,188	0,184	0,186	0,002	$8 \cdot 10^{-6}$
2	+	+	-	-	-	-	+	+	0,171	0,175	0,173	0,002	$8 \cdot 10^{-6}$
3	+	-	+	-	-	+	-	+	0,173	0,176	0,174	0,002	$8 \cdot 10^{-6}$
4	+	+	+	-	+	-	-	-	0,158	0,162	0,160	0,002	$8 \cdot 10^{-6}$
5	+	-	-	+	+	-	-	+	0,200	0,201	0,200	0,001	$2 \cdot 10^{-6}$
6	+	+	-	+	-	+	-	-	0,187	0,183	0,185	0,002	$8 \cdot 10^{-6}$
7	+	-	+	+	-	-	+	-	0,186	0,186	0,186	0	0
8	+	+	+	+	+	+	+	+	0,180	0,180	0,180	0	0
Diviseurs	8	8	8	8	8	8	8	8	Variance moyenne des réponses : $5,25 \cdot 10^{-6}$				
Effets	0,180	-0,006	-0,005	0,007	0,001	0,0007	0,0007	0,001	Variance sur 1 effet :		$6,6 \cdot 10^{-7}$		
									Erreur type sur 1 effet :		$\approx 8 \cdot 10^{-4}$		

Les trois facteurs V, P et T ont une influence sur le coefficient de frottement : celui-ci diminue lorsque V et / ou P augmente car leurs effets sont négatifs.

Au contraire, l'effet de la température moyenne des outils est positif : lorsque la température augmente, les efforts de frottement augmentent. On remarquera que, toutes conditions égales par ailleurs, les effets des trois facteurs ont le même "poids" sur le frottement et que les interactions peuvent être négligées.

Nous pouvons écrire la relation suivante :

$$\mu = 0,180 - 0,006.V - 0,005.P + 0,007.T \quad \text{avec } V,P,T \text{ normalisés,}$$

$$\text{ou } \mu = 0,183 - 1,2 \cdot 10^{-5}.V - 2,5 \cdot 10^{-3}.P + 1,75 \cdot 10^{-4}.T \quad \text{avec } V(\text{mm/min}), P(\text{kN}), T(^{\circ}\text{C}).$$

Il ne nous reste qu'à vérifier l'hypothèse de linéarité des facteurs en effectuant, comme précédemment, huit essais au centre du domaine expérimental : tableau IV.12.

Tableau IV.12 : Validation de l'hypothèse de linéarité . Essais au centre du domaine expérimental permettant de confronter la moyenne des valeurs de  $\mu$  mesurée et calculée.  $P = 3 \text{ kN}$  ;  $V = 500 \text{ mm/min}$  ;  $T = 60 \text{ }^\circ\text{C}$ .

	1° essai	2° essai	3° essai	4° essai	5° essai	6° essai	7° essai	8° essai
$F_t(\text{N})$	1050	1100	1080	1070	1090	1040	1060	1050
$\mu$	0,175	0,183	0,180	0,178	0,182	0,173	0,177	0,175
<u>Résultats</u>								
$\mu_{\text{mesuré}} = 0,178 \pm 0,004$ ; $\mu_{\text{calculé}} = 0,180$								

#### IV.3.4 - Introduction de la tension axiale F - Construction d'une relation $\mu = f(V, P, T, F)$

Voici les nouvelles données du problème :

Facteurs 1, 2, 3 : définis au chapitre IV.3.3,

Facteur 4 (F) : force axiale préalablement appliquée de 0 à 10 kN.

Là encore, puisque les huit expériences précédentes ont été effectuées sans tension axiale ( $F = 0 \text{ kN}$ , ce qui correspond, après normalisation à  $F = -1$ ), il suffit de réaliser les huit expériences restantes où  $F = 10 \text{ kN}$  ( $F = 1$  après normalisation). La matrice d'expérience résume l'ensemble des essais ( fig. IV.13).

Notons que l'ordre des essais a ici une importance sur les résultats : une tension axiale de 10 kN appliquée à une surface de  $35 \text{ mm}^2$  entraîne une déformation plastique à cœur de l'échantillon, phénomène qui, nous le verrons, modifie les conditions de contact. Aussi, il est indispensable d'adopter un plan d'expériences selon lequel les essais où F est à son niveau haut sont effectués en dernier.

Il en découle la matrice des effets pour ces quatre facteurs présentée dans le tableau IV.14.

Si l'on ne garde que les valeurs qui ont un module supérieur à trois fois l'écart type (afin d'être certain que l'effet existe), il ne reste plus que :

$$\mu = 0,188 - 0,007.V + 0,0065.T + 0,008.F + 0,007.P.F$$

Tableau IV.13 : Matrice d'expériences - Etude de l'influence de V, P, T et F sur  $\mu$ .

Numéro de l'essai	V	P	T	F	$\mu$
1	-	-	-	-	0,186
2	+	-	-	-	0,173
3	-	+	-	-	0,174
4	+	+	-	-	0,160
5	-	-	+	-	0,200
6	+	-	+	-	0,185
7	-	+	+	-	0,186
8	+	+	+	-	0,180
9	-	-	-	+	0,188
10	+	-	-	+	0,177
11	-	+	-	+	0,206
12	+	+	-	+	0,190
13	-	-	+	+	0,202
14	+	-	+	+	0,185
15	-	+	+	+	0,222
16	+	+	+	+	0,200
Niveau -	10mm/min	1 kN	20 °C	0 kN	
Niveau +	1000mm/min	5 kN	100 °C	10 kN	

Tableau IV.14 : Matrice des effets pour quatre facteurs : V, P, T et F - Toutes les interactions sauf P.F peuvent être négligées.

N° de l'essai	I	V	P	T	F	V.P	V.T	V.F	P.T	P.F	T.F	V.P.T	V.P.F	P.T.F	V.P.T.F	Réponses			Ecart à la moyenne	Variance
																1°rép	2°rép	Moyenne		
1	+	-	-	-	-	+	+	+	+	+	+	-	-	-	+	0,188	0,184	0,184	0,002	8.10 <sup>-6</sup>
2	+	+	-	-	-	-	-	-	+	+	+	+	+	-	-	0,171	0,175	0,173	0,002	8.10 <sup>-6</sup>
3	+	-	+	-	-	-	+	+	-	-	+	+	+	+	-	0,173	0,176	0,174	0,002	8.10 <sup>-6</sup>
4	+	+	+	-	-	+	-	-	-	-	+	-	-	+	+	0,153	0,162	0,160	0,002	8.10 <sup>-6</sup>
5	+	-	-	+	-	+	-	+	-	+	-	+	-	+	-	0,200	0,201	0,200	0,001	2.10 <sup>-6</sup>
6	+	+	-	+	-	-	+	-	-	+	-	-	+	+	+	0,187	0,183	0,185	0,002	2.10 <sup>-6</sup>
7	+	-	+	+	-	-	-	+	+	-	-	-	+	-	+	0,186	0,186	0,186	0	0
8	+	+	+	+	-	+	+	-	+	-	-	+	-	-	-	0,180	0,180	0,180	0	0
9	+	-	-	-	+	+	+	-	+	-	-	-	+	+	-	0,187	0,189	0,188	0,001	2.10 <sup>-6</sup>
10	+	+	-	-	+	-	-	+	+	-	-	+	-	+	+	0,175	0,180	0,177	0,003	18.10 <sup>-6</sup>
11	+	-	+	-	+	-	+	-	-	+	-	+	-	-	+	0,204	0,207	0,206	0,002	8.10 <sup>-6</sup>
12	+	+	+	-	+	+	-	+	-	+	-	-	+	-	-	0,190	0,191	0,190	0,001	2.10 <sup>-6</sup>
13	+	-	-	+	+	+	-	-	-	-	+	+	+	-	+	0,200	0,205	0,202	0,003	18.10 <sup>-6</sup>
14	+	+	-	+	+	-	+	+	-	-	+	-	-	-	-	0,184	0,187	0,185	0,002	8.10 <sup>-6</sup>
15	+	-	+	+	+	-	-	-	+	+	+	-	-	+	-	0,220	0,224	0,222	0,002	8.10 <sup>-6</sup>
16	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	0,200	0,200	0,200	0	0

Diviseurs	16	16	16	16	16	16	16	16	16	16	16	16	16	16	16
Effets (X 10 <sup>-3</sup> )	188	7,25	1,5	6,5	8	≈ 0	-0,5	-1	-0,75	6,75	-0,5	0,75	-1,25	-0,25	-0,75

Erreur type sur un effet : 0,7 . 10<sup>-3</sup>

Pour connaître le poids de cette approximation, on peut comparer quelques valeurs calculées par cette formule avec les expériences réelles qui ont été effectuées (tableau IV.15).

Tableau IV.15 : Le modèle simple  $\mu = 0,188 - 0,007.V + 0,0065.T + 0,008.F + 0,007.P.F$  donne une représentation juste de l'évolution de  $\mu$  avec  $V, P, T, F$ .

( V, P, T, F )	Valeurs calculées	Valeurs mesurées
++++	0,202	0,200
++--	0,159 5	0,160
--++	0,202 5	0,202
----	0,187 5	0,186

On notera alors que l'effet de P est plus effacé pour ce domaine d'expérimentation où la tension axiale de la tôle est prise en compte, mais qu'il existe une interaction non négligeable entre P et F.

Le tableau IV.16 nous présente les valeurs des efforts de frottement (et des coefficients de frottement qui en découlent) pour huit essais réalisés au centre du domaine expérimental afin de justifier l'emploi d'une relation linéaire dans ce domaine.

Tableau IV.16 : Validation de l'hypothèse de linéarité. Essais au centre du domaine expérimental permettant de confronter la moyenne des valeurs de  $\mu$  mesurée et calculée.  $V = 500 \text{ mm/min}$  ;  $P = 3 \text{ kN}$  ;  $T = 60 \text{ }^\circ\text{C}$  ;  $F = 5 \text{ kN}$ .

	1° essai	2° essai	3° essai	4° essai	5° essai	6° essai	7° essai	8° essai
$F_t$ (N)	1135	1120	1125	1125	1140	1140	1135	1120
$\mu$	0,189	0,187	0,187	0,187	0,190	0,190	0,189	0,187
<u>Résultats</u>								
$\mu_{\text{mesuré}} = 0,188 \pm 0,002$ ; $\mu_{\text{calculé}} = 0,188$								

### IV.3.5 - Illustration des résultats

A partir de cette relation, nous pouvons imaginer, dans le domaine expérimental, des espaces où la réponse est constante. Ayant quatre facteurs, il nous faut en fixer un pour pouvoir tracer, dans le domaine constitué par les trois autres (le domaine expérimental restreint à trois facteurs devient un cube, donc visualisable), les surfaces d'isoreponses (correspondant à des valeurs de  $\mu$  constantes).

Puisque les facteurs influents sont V, T et F, et que l'interaction entre P et F est significative, nous choisissons de fixer P à trois niveaux : sa valeur minimale (1 kN), sa valeur moyenne (3 kN) et sa valeur maximale (5 kN). Le domaine expérimental est un cube dont la longueur des arêtes représente la variation d'un facteur pour une valeur minimale ou maximale des deux autres.

Les surfaces d'isoreponses sont alors des plans puisqu'ils sont définis de la manière suivante :

$$-0,007.V + 0,0065.T + (0,008 + 0,007.P).F + 0,188 = C$$

avec C : valeur du coefficient de frottement correspondante (0,18 et 0,19 dans la figure IV.17).

L'examen de la figure IV.17 montre que lorsque la force normale exercée par les outils est faible, la tension axiale peut varier dans de larges proportions sans entraîner de fortes variations de coefficient de frottement. Au contraire, au fur et à mesure que la force normale augmente, les surfaces d'isoreponses se dirigent perpendiculairement à la direction de l'axe F (tension axiale) : ainsi, si on parcourt le domaine expérimental parallèlement à F, cela donne lieu à la traversée d'un nombre croissant de surfaces d'isoreponses lorsque P augmente, l'influence de F devient alors conséquente. Autrement dit, à partir d'une certaine valeur de la tension axiale, la loi d'Amontons n'est plus valable et le coefficient de frottement dépend de la charge appliquée.

Les effets de la température et de la vitesse se remarquent également sur cette figure : diminution du coefficient de frottement avec la vitesse et au contraire augmentation de celui-ci avec la température moyenne de contact, et ce, indépendamment des valeurs de la force normale et de la tension axiale.



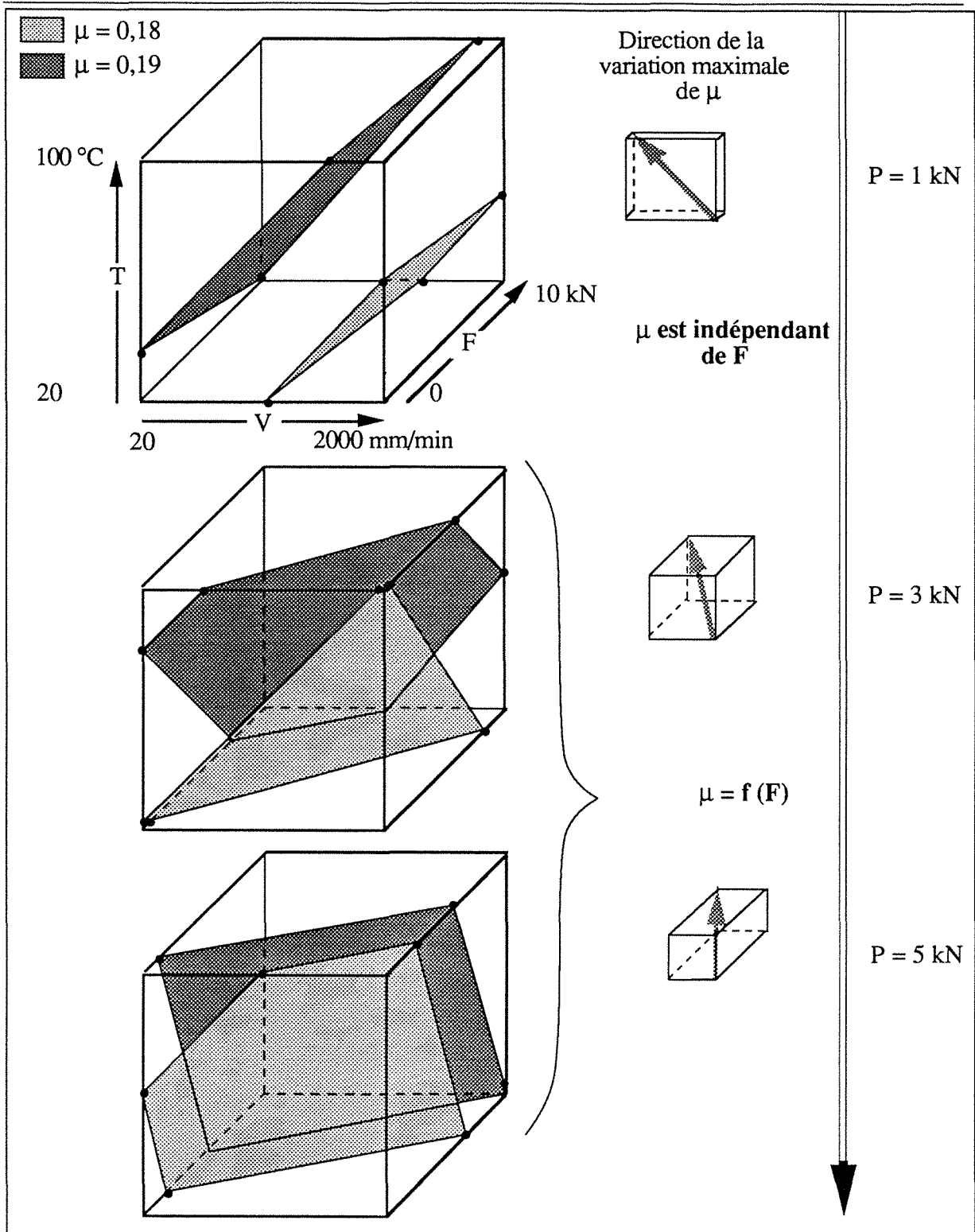


Tableau IV.17 : Plans d'isoresponses (coefficient de frottement) dans le domaine expérimental. Plus  $P$  augmente, plus les plans se resserrent et deviennent perpendiculaires à  $F$  : l'influence de  $F$  sur la valeur du coefficient de frottement devient de plus en plus significative. Notons les effets positifs et négatifs de la température de contact ( $T$ ) et de la vitesse d'étrirage ( $V$ ).

---

## IV . 4 - CONCLUSIONS

Nous nous sommes attachés à connaître les évolutions du coefficient de frottement à l'intérieur d'un domaine le plus réaliste possible vis à vis de l'opération d'emboutissage., pour un couple tôle-outils particulier et dans des conditions de nettoyage et de lubrification bien définies. D'après l'étude exploratoire du chapitre II nous avons retenu quatre facteurs influents et quantifiables : vitesse relative entre tôle et outil (V), charge normale à la surface imposée par l'outil (P), température globale de l'outil (T) et tension uniaxiale à cœur (F).

Afin d'établir une relation entre le coefficient de frottement et ces quatre paramètres, nous avons utilisé des plans factoriels à deux niveaux. Plus encore que l'économie de nombreux essais par rapport à une démarche expérimentale classique qui mènerait à la même précision, cette méthode nous a permis de quantifier d'éventuelles interactions entre les facteurs (V, P, T et F) sur la réponse ( $\mu$ ). Il faut noter que les calculs des effets et interactions proposés partent de l'hypothèse que le phénomène varie linéairement entre les points expérimentaux. Cette hypothèse a été rigoureusement justifiée à chaque étape de la démarche, avant l'introduction d'un facteur supplémentaire. Nous avons pu ainsi mettre en évidence le poids relatif de chaque facteur sur le coefficient de frottement dans tout le domaine expérimental.

La prise en compte d'un facteur dans le polynôme est basée sur la détermination de l'erreur expérimentale ; celle-ci est évaluée en effectuant huit essais au centre des domaines expérimentaux successifs pour obtenir une estimation de l'écart type de la réponse puis le calcul de l'erreur type sur un effet. Ainsi, par comparaison de l'effet avec son erreur type, on estime la probabilité que l'effet soit influent. La mesure de ces huit points permet également la vérification de l'hypothèse du degré du polynôme retenu.

En supposant que l'effet d'un facteur s'ajoute algébriquement aux effets des autres, les coefficients du polynôme ont une signification très simple : moyenne, effets principaux, interactions. Nous avons ainsi obtenu (en utilisant des variables centrées réduites) pour la combinaison tôle / lubrifiant / outil retenue :

$$\mu = 0,188 - 0,007V + 0,0065T + 0,008F + 0,007PF$$

Nous devons conserver à l'esprit que la liste des paramètres étudiés n'est pas exhaustive, mais que l'ensemble des résultats obtenus peut être utilisé pour l'établissement d'une loi constituée d'un ou plusieurs facteurs supplémentaires.

L'emploi d'une telle relation dans un modèle numérique, au niveau de la prise en compte du frottement interfacial, devrait affiner considérablement la simulation par rapport à la

situation, souvent rencontrée, où il n'est utilisé qu'un coefficient de Coulomb moyen quelles que soient les conditions de contact.

Nous savons à présent que la tension axiale de la tôle (qui fixe le taux de déformation plastique à cœur) est un paramètre d'autant plus important que la force normale exercée par les outils est grande, fait que nous avons soulevé dans le chapitre III. Les facteurs vitesse et température sont d'importance égale et influent fortement sur la valeur du coefficient de frottement du fait du piégeage plus ou moins important de lubrifiant qu'ils conditionnent.

---

**CONCLUSION**

**GENERALE**

---

Une opération d'emboutissage est largement conditionnée par les modifications de la surface des corps qui sont en mouvement relatif (tôle - matrice ; tôle - poinçon ; tôle - serre-flan). Ces évolutions sont régies par de nombreux paramètres qui, de plus, sont fortement interdépendants.

Aussi, dans le but d'étudier les principaux paramètres agissant sur les conditions de contact pendant l'opération, nous avons adopté une stratégie expérimentale utilisant les outils suivants :

- 1 - Tribomètre : Nous avons choisi d'utiliser un essai de type "étirage-plan". A l'aide d'outils cylindriques frottant plusieurs fois sur la même piste d'une tôle-essai, nous avons mesuré les efforts de frottement au fur et à mesure des modifications topographiques des deux antagonistes. Nous avons justifié l'emploi d'un tel essai en remarquant que l'arasement de la rugosité de surface de la tôle est comparable entre les passages successifs d'outils cylindriques et le passage unique d'outils-plan, pourvu que la longueur de frottement "vue" par la tôle soit identique et que les pressions de contact soient équivalentes.
  
- 2 - Analyse de surface : La rugosité de surface est caractérisée par des critères statistiques issus de palpées profilométriques. Ceux que nous avons utilisés échappent parfois à la norme internationale, mais sont appropriés à l'étude du contact entre des corps rugueux. Par exemple, un critère issu de la courbe d'Abbott, appelé ( $R_z - R_z'$ ), permet de quantifier l'amplitude verticale de la rugosité sur le sommet des plateaux ayant été en contact. Cette "micro-rugosité" est d'importance primordiale puisqu'elle conditionne le cœur même du contact. C'est à l'aide de ces critères statistiques que nous avons pu apprécier les évolutions de la topographie de surface en fonction des conditions d'essais. Cependant, le filtrage numérique de la rugosité de surface n'est pas aisé et pas toujours conforme à nos attentes. C'est pourquoi, afin de ne pas intégrer de défauts d'ondulation, les plages palpées en profilométrie tridimensionnelle sont de petites dimensions. Pour que l'analyse soit réaliste au niveau statistique, nous avons mis au point une technique de relocalisation d'une même plage entre chaque passage des outils. L'histoire de la rugosité de surface de la tôle peut ainsi être connue.

A l'aide de ces techniques, nous avons identifié, dans une étude exploratoire, l'importance de quelques paramètres liés à l'opération d'emboutissage.

- 1 - La rugosité initiale de la tôle est reconnue comme faisant partie des paramètres déterminants. S'il a déjà été démontré que des rugosités initiales différentes peuvent conduire à des efforts de frottement similaires lors d'essais réalisés à température ambiante - nous en avons d'ailleurs présenté un exemple frappant - il en va tout autrement lorsque l'on tient compte de l'inévitable échauffement des outils lors de l'opération réelle d'emboutissage. Par régulation de la température moyenne des outils à 60 ou 100 °C, nous avons établi que les efforts de frottement et les surfaces des deux corps en contact évoluent dépendamment de cette température. Les dégradations se traduisent par la formation d'une couche de transfert épaisse et inhomogène sur l'outil, qui provoque l'apparition de rayures sur la tôle, de profondeur supérieure à celle des vallées résiduelles. Cette accumulation de matière est donc à proscrire (elle est d'ailleurs la principale cause d'arrêts de la chaîne d'emboutissage).
  
- 2 - La nature chimique du revêtement conditionne la composante adhésive du frottement. Nous avons montré qu'à partir d'échantillons présentant une rugosité initiale identique, celle-ci évolue selon le type de revêtement de surface, en fonction de la température moyenne des outils. L'application d'une mince couche de phosphate (0,5 µm) sur le revêtement de surface évite, dans un vaste champ opératoire, le risque d'apparition d'endommagements critiques ; ceci est lié à des efforts de frottement remarquablement faibles et stables.

*Les deux points précédents font apparaître la nécessité d'effectuer les essais avec une température d'outils réaliste lorsque l'objectif est d'optimiser une rugosité ou un revêtement de surface vis à vis de conditions de contact données.*

- 3 - L'effort de repassage des aspérités disparaît dès les premières passes. Auparavant, celui-ci demeure faible (< 10 %) pour toute charge normale appliquée par les outils. Ceci indique que l'origine des efforts de frottement est principalement de nature adhésive.
  
- 4 - Le film de transfert n'est pas à lui seul responsable des dégradations surfaciques des tôles. Deux expériences, l'une utilisant des outils en acier rapide, l'autre des outils en fonte lamellaire, ont montré que les grandes différences de comportement de la génératrice frottante des outils n'entraînent ni des efforts de frottement, ni des évolutions de la rugosité de surface des échantillons différents.

- 5 - Les particules d'usure peuvent transmettre la charge imposée par les outils sur la surface de la tôle en agissant comme lubrifiant solide "abrasif". Elles limitent ainsi l'adhésion entre les deux corps en mouvement, mais entraînent une troncature des pics de rugosité. Des efforts de frottement plus faibles en sont la conséquence. Cependant, l'accumulation des débris sur la piste de frottement - lorsqu'ils ne peuvent plus être piégés par les vallées, la rugosité ayant été trop arasée - entraîne l'apparition d'une nouvelle rugosité constituée de rayures de plus en plus profondes, parfaitement préjudiciable à l'aspect de surface escompté du produit fini.
  
- 6 - Au cours de l'opération, les vitesses relatives (V), les charges appliquées par les outils (P), les températures moyennes des outils (T), et les déformations plastiques à cœur (liées à F) évoluent. Lors d'essais d'étirage-plan, où les outils cylindriques n'effectuent qu'un seul passage, nous observons une diminution des efforts de frottement lorsque (P) ou (V) croissent et une augmentation des efforts de frottement avec (T) ou (F). Alors que ces variations de coefficient de frottement selon les valeurs de (V) et (T) n'entraînent pas de modifications de la rugosité de surface de la tôle très différentes, l'augmentation de la charge normale ou de la tension préalablement appliquée aux extrémités de la tôle conduit à un arasement plus important des pics de rugosité.

Parce que ces quatre paramètres (V,P,T,F) sont liés à l'opération, ils peuvent être pris en compte dans une simulation numérique par éléments finis. Nous nous sommes donc attachés à comprendre les mécanismes sous-jacents qui gouvernent les efforts de frottement à travers les effets constatés de ces quatre facteurs. Dans ce cadre, nous avons retenu la théorie des jonctions pour quantifier la force de frottement qui se produit lorsque deux corps rugueux frottent l'un contre l'autre. Nous avons montré que ce formalisme doit englober, non seulement l'interaction des contraintes normales (dues à la charge imposée par les outils) et tangentielles (dues au frottement), mais aussi les contraintes appliquées à cœur (dues au formage de la tôle). C'est à cette condition que l'aire réelle de contact peut être connue. De plus, l'aire réelle de contact généralement mesurée - par exemple, par analyse d'image - englobe l'aire réelle de tous les plateaux ayant participé au contact (c'est-à-dire ayant transmis la charge au cœur du matériau). Or, pour une affinité chimique donnée - c'est-à-dire pour une contrainte limite de cisaillement de la surface fixée - les efforts de frottement sont dictés par la surface réelle de contact métal-outil, dont l'aire est inférieure à celle de la surface réelle de contact, la différence venant des poches de lubrifiant piégées sur les plateaux. De là, émergent trois points principaux :

- 1 - Nous avons analysé le taux de piégeage du lubrifiant selon la vitesse de frottement et la température moyenne des outils, en mesurant la rugosité résiduelle des plateaux

ayant été en contact (celle-ci se reliant directement au coefficient de frottement, elle conduit à une estimation de la proportion d'aire réelle de contact métal-outil). C'est ainsi que nous avons pu démontrer que ces deux paramètres ont une incidence directe sur l'importance de ces poches qui transmettent une partie de la charge sans participer aux efforts de frottement. A la limite, une vitesse très faible et / ou une température de contact élevée conduisent à une situation de frottement sec, où aucune poche de lubrifiant ne subsiste sur les plateaux en contact. L'aire réelle de contact métal-outil se confond alors avec l'aire réelle de contact.

- 2 - La charge normale appliquée par les outils et la force axiale préalablement appliquée aux bornes de la tôle agissent du point de vue mécanique sur les déformations de surface. En effet, nous avons montré que la pression minimale pour plastifier la surface diminue lorsque des contraintes de tension à cœur sont appliquées. Cela conduit, pour une charge normale donnée, à une augmentation de la surface réelle de contact avec le taux de contrainte de tension à cœur (provoquant, dans nos expériences, une déformation plastique maximale de 9 %). Ces résultats confirment les travaux théoriques par éléments finis de H. Ike [1990] démontrant le rôle des contraintes à cœur sur l'arasement de la rugosité de surface en écrasement simple et prolongent la validité de cette théorie lorsque les deux corps glissent l'un contre l'autre avec une composante de frottement. Il faut donc souligner le danger à utiliser des méthodes par champ de lignes de glissement, pour appréhender l'évolution de la portance lors du formage d'une tôle, puisqu'elles supposent le cœur rigide.
- 3 - Les contraintes de tension appliquées à cœur de la tôle agissent aussi sur le mode de déformation de la rugosité de surface. La déformation plastique est délocalisée de la surface. Une conséquence directe est que, dans ce cas, il n'existe plus de phénomène de remontée des vallées et de formation de languettes épaisses. Pour un arasement donné, le taux de compression du lubrifiant se trouvant dans les vallées, et donc la faculté de celui-ci à transmettre la charge, dépend donc des contraintes à cœur : la pression hydrostatique sur la surface des poches de lubrifiant est d'autant plus faible que les contraintes à cœur sont de tension.

Enfin, à partir de relations empiriques établies par une démarche de planification expérimentale, il est possible d'affiner la prise en compte du contact dans les modèles numériques qui utilisent jusqu'à présent des lois simples de type Coulomb. En effet, pour un triplet "tôle-lubrifiant-outil" donné, nous pouvons accéder au poids relatif de chaque facteur sur les efforts de frottement. Cette démarche nous a permis de quantifier l'interaction entre la charge



normale imposée par les outils et les contraintes de tension à cœur sur le coefficient de frottement.

Il est évident qu'une démarche similaire peut être suivie pour quantifier de manière plus précise des phénomènes microscopiques tels que le montant de lubrifiant piégé, le taux de surface réelle de contact métal-outil, l'arasement des pics de rugosité en fonction de paramètres influents (tels que V,P,T,F). Les réponses obtenues peuvent être à la base de la construction d'un véritable modèle de frottement faisant intervenir des mécanismes physiques. Enfin, l'opération d'emboutissage étant répétitive, il faudra nous concentrer sur la recherche des paramètres qui ont une influence sur sa stabilité au fil des tôles embouties. Ils doivent probablement être liés aux outils (matrice, serre-flan) puisque ce sont leurs évolutions qui détermineront la réussite ou non des emboutissages successifs.

---

## REFERENCES

---

- **Abbott E.J., Firestone F.A. (1933)**, "*Specifying surface quality*", Mech. Engng., Vol. 55, p. 569.
- **Barlow D.A. (1956)**, *Engineering* , Vol.181, p. 329.
- **Bay N., Wanheim T., Petersen A.S. (1975)**, "*Ra and the average effective strain of surface asperities deformed in metal-working processes*", Wear, Vol. 34, p. 77 - 84.
- **Bay N., Wanheim T. (1976)**, "*Real area of contact and friction stress at high pressure sliding contact*", Wear, Vol. 38, p. 201 - 209.
- **Berthier Y. (1992)**, Communication à la Société Française de Tribologie.
- **Blanchard G. (1981)**, "*Influence of the microgeometry and of the surface analysis on galling test results*", Communication at the working group meeting of the IDDRG, Tokyo.
- **Bowden F.P., Tabor D. (1954)**, "*The friction and lubrication of solids*", Clarendon Press.
- **Bowden F.P., Tabor D. (1964)**, "*The friction and lubrication of solids*", Clarendon Press.
- **Bowden F.P., Rowe G.W. (1956)**, "*The adhesion of clean metals*" , Proc. Roy. Soc. London, A238, p. 429-442.
- **Box G.E.P., Draper N.R. (1969)**, "*Evolutionary operation*", Ed.J. Wiley, New York.
- **Box G.E.P., Draper N.R. (1987)**, "*Empirical model-building and response surfaces*", J. Wiley, New York.
- **Bush A.W., Gibson R.D., Thomas T.R. (1975)**, "*The elastic contact of rough surfaces*", Wear, Vol. 35, p. 87 - 111.
- **Burton R.A. (1962)**, ASME Paper 62 - Lub. 51.
- **Butler L.H. (1960)**, "*The effects of interposed lubricants on the surface deformation of metals during plastic working*", Journal of the Institute of Metals, Vol. 88, p. 337 -343.
- **Butler L.H. (1961)** "*The effect of lubricants on the growth of surface-contact areas during plastic deformation of metals*", Journal of the Institute of Metals, Vol. 89, p. 116 - 123.
- **Cocks M. (1966)**, "*Shearing of junctions between metal surfaces*" , Wear, Vol. 9, p.320 - 328.
- **Colombié Ch., Berthier Y., Floquet (1984)**, "*Fretting : load capacity of wear debris*", J. of Tribology, Trans. ASME, Vol. 106, p.194
- **Courtney-Pratt J.S., Eisner E. (1957)**, "*The effect of a tangential force on the contact of metallic bodies*", Proc. Roy. Soc. London, A238, p.529-550.
- **Czichos H. (1978)**, "*Tribology - A systems approach to the science and technology of friction, lubrication and wear*", Elsevier, Amsterdam.

- **Delamare F., Kubie J., Montmitonnet P., Miraille J.P., Jouanne P. (1980)**, "*Influence de la microgéométrie de la tôle et de la lubrification sur le grippage en emboutissage*", rapport DGRST (décision d'aide n° 78.7.2670 et 78.7.2671).
- **Dorinson A., Ludema K.C. (1985)**, "*Mechanics and chemistry in lubrication*", Tribology series, Vol. 9, p. 156.
- **Dowson D., Higginson G.R. (1961)**, "*Elastohydrodynamic lubrication*", Mac Graw-Hill, New York.
- **Edwards C.M., Halling J. (1968)**, "*An analysis of the plastic interaction of surface asperities and its relevance to the value of the  $\mu$* ", Journal Mechanical Engineering Science, Vol.10, n° 2, p. 101 - 110.
- **Emmens W.C. (1988)**, "*The influence of surface roughness in friction*", 15<sup>th</sup> Biennial Congress of the IDDRG, Dearborn.
- **Fayeulle S. Trucheux D. Guiraldenq P. (1981)**, "*Effets de diffusion dans des conditions sévères de frottement sec entre antagonistes métalliques*", Microscopic Aspects of Adhesion and Lubrication, Tribology Series, Vol. 7, Elsevier, Amsterdam, ED. J.M. Georges.
- **Fein R.S. (1965)**, "*Effects of lubricants on transition temperatures*", ASLE Transactions., Vol. 8, p. 59-68.
- **Fogg B. (1968)**, Proc. Inst. Mech. Eng., 182 (3K), p. 152 - 161.
- **Fourdain M., Josselin H., el Haik R. (1972)**, "*Les courbes limites de formage Application à l'emboutissage des pièces automobiles*", 6<sup>th</sup> Biennial Congress of the IDDRG, Amsterdam.
- **Gerdeen J.C., El-Jaam B.A. (1990)**, "*Friction effects on formability of sheet metals*", 16<sup>th</sup> Biennial Congress of the IDDRG, Borlänge.
- **Halling J. (1973)**, "*Principles of tribology*", edited by J. Halling.
- **Godet M., Play D., Berthe D. (1990)**, "*an attempt to provide a uniform theory of tribology through load-carrying capacity, transprt and continuum mechanics*", J. Lubr. Technol., p. 153 - 164.
- **Godet M. (1984)**, "*The third-body approach : a mechanical view of wear*", Wear, Vol. 100, p. 437 - 452.
- **Godet M. (1990)**, "*Third-bodies in tribology*", Wear, Vol. 136, p. 29 - 45.
- **Green A.P. (1955)**, "*Friction between unlubricated metals : a theoretical analysis of the junction of model*", Proc. Roy. Soc. London, A228, p. 191 - 204.
- **Greenwood J.A., Williamson J.B.P. (1966)**, "*Contact of nominally flat surfaces*", Proc. Roy. Soc. London, Ser A, Vol. 295, p. 300 - 319.
- **Greenwood J.A., Tripp J.H. (1967)**, A. Appl. Mech., E 89, p. 153.
- **Hersey M.D. (1966)**, "*Theory and research in lubrication*", John Wiley & Sons, Inc., New York.

- Hill R. (1950), *"The mathematical theory of plasticity"*, Oxford Press, p. 128 - 181.
- Ike H., Makinouchi A. (1990), *"Effect of lateral tension and compression a plane strain flattening processes of surface asperities lying over a plastically deformable bulk"*, Wear, Vol. 140, p. 17 - 38.
- Kawai N., Kondo K., Nakamura T. (1973), Trans J.S.M.E., p. 3181, 3187 (In Japanese).
- Kudo H. (1964), *"A note on the role of microscopically trapped lubricant at the tool-work interface"*, Int. J. Mech. Sci., Pergamon Press Ltd., Vol. 7, p. 293 - 388.
- Lancaster P.R., Rowe G.W. (1959), Wear, Vol. 2, p. 428.
- Landheer D., Zaat J.H. (1974), *"The mechanism of metal transfer on sliding friction"*, Wear, Vol. 27, p. 129 - 145.
- Lange K., Herrmann M., Keck P., Wihelm M. (1991), *"Application of an elasto-plastic finite-element code to the simulation of metal forming processes"*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 27, p. 239 - 261.
- Longuet-Higgins M.S. (1957), *"The statistical analys of a random, moving surface"*, Philos. Trans. Roy. Soc. London, Ser A, Vol. 249, p. 321 - 387.
- Mac Farlane J.S., Tabor D. (1950), *"Adhesion of solids and the effect of surface films"*, Proc. Roy. Soc., A 202, p. 224 - 243.
- Makinouchi A., Ike H. (1988), *"A finite element analysis of flattening of surface asperities by perfectly lubricated rigid dies in metal working processes"*, Wear, Vol. 128, p. 109 - 122.
- Martin J.M., Mansot J.L., Berbezier I. (1984), *"The nature and origin of wear particles from boundary lubrication with a zinc dialkyl dithiophosphate"*, Wear, Vol. 93, p. 117 - 126.
- Maugis D. (1980), *"Creep, hot hardness and sintering in the adhesion of metals at high temperature"*, Wear, Vol. 62, p. 349 - 386.
- Meir B.T., Reissner J. (1990), *"Effect of the surface quality of the workpiece material on the frictionnal behaviour during sheet forming"*, 16<sup>th</sup> Biennial Congress of the IDDRG, Borlänge.
- Menter J.W. (1981), *"Some comments on the papers by D. Tabor (1981)"*, discussion meeting.
- Monfort G., Defourny J. (1990), *"Tribological factors in the stamping of coated and uncoated steel sheets"*, 16<sup>th</sup> Biennial Congress of the IDDRG, Borlänge.
- Moulène B. (1984), *"Contribution à la caractérisation des phénomènes surfaciques durant l'étirage-plan des tôles : simulation des conditions d'emboutissage en vue d'étudier le grippage"*, Thèse de Docteur-ingénieur, Institut National Polytechnique de Lorraine.
- Moore A.J.W. (1948), *"Deformation of metals in static and in sliding contact"*, Proc. Roy. Soc. London., A 195, p. 231- 243.

- **Nayak P.R. (1971)**, *"Random process model of rough surfaces"*, J. Lubr. Technol., Vol. 93, p. 398 - 407.
- **Nellemann T., Bay N., Wanheim T. (1977)**, *"Real area of contact and friction stress - The role of trapped lubricant"*, Wear, Vol. 43, p. 45 - 53.
- **Oudin J., Rigaut J.M., Gelin F.C., Ravalard Y. (1987)**, *"Approches expérimentales et numériques des conditions de contact et de frottement"*, Ecole d'été Matériaux-Mise en forme-Produits formés.
- **Play D., Godet M. (1978)**, *"Visualization of chalk wear"*, Mech. Eng. Pub. Ltd, London.
- **Plackett R.L., Burman J.P. (1946)**, Biometrika, Vol. 33 , p. 305.
- **Pomey G.**, *Travail des métaux en feuille*, Techniques de l'ingénieur.
- **Pullen J., Williamson J.B.P. (1972)**, *"On the plastic contact of rough surfaces"*, Proc. Roy. Soc. London., Ser. A, Vol. 327, p. 159 - 173.
- **Quinn T.F.J. (1981)**, *"The role of oxide films in the friction and wear behaviour of metals"*, Microscopic Aspects of Adhesion and Lubrication, Tribology Series, Vol. 7, Elsevier, Amsterdam, ED. J.M. Georges.
- **Rabinovicz E. (1965)**, *"Friction and wear of materials"*, J. Wiley and Sons, Inc., New York.
- **Rault D., Entringer M. (1976)**, *"Antigalling roughness profile permitting a reduction of a blankholder pressure and the required amount of lubricant during the forming of sheets"*, 9<sup>th</sup> Biennial Congress of the IDDRG, Ann Arbor.
- **Rault D., Entringer M. (1984)**, *"Influence de la vitesse relative de la tôle par rapport à l'outil d'emboutissage sur les conditions de frottement et la mise en forme des tôles revêtues de zinc"*, 13<sup>th</sup> Biennial Congress of the IDDRG, Melbourne.
- **Riesz C.H. (1970)**, *"Friction, lubrication and wear mechanisms"*, Edité par John A. Schey, Marcel Dekker inc., New York.
- **Roizard X., von Stebut J. (1990)**, *"The influence of contact temperature on metal transfer and galling in strip drawing"*, 16<sup>th</sup> Biennial Congress of the IDDRG, Borlänge.
- **Roizard X., von Stebut J. (1991)**, *"Wear debris formation and tool transfer build-up in sheet metal forming"*, papier présenté au 18<sup>th</sup> Leeds-Lyon Symposium on Tribology, à paraître.
- **Schedin E., Thuvander A. (1990)**, *"Surface asperity deformation during sheet forming"*, Advanced Technology of Plasticity, Vol. 3, p. 1269 - 1275.
- **Schey J.A. (1970)**, *"Metal deformation processes : friction and lubrication"*, edited by J.A. Schey, M. Dekker Inc., New York.
- **Sengupta A.K., Fogg B., Ghosh S.K. (1981)**, *"on the mechanism behind the punch-blank surface conformation in stretch-forming and deep drawing"*, J. Mech. Work. Techn., Vol. 5, p. 181 - 210.

- 
- **Sih G.C., Chao C.K., Liu C.H., Lin S.Y. (1991)**, "*Deep drawing of plastically and incrementally deformed circular cylindrical cup*", Theoretical and applied fracture mechanics, Vol. 15, p. 35 - 61.
  - **von Stebut J., Merck M. (1982)**, "*Dispositif de mesure de forces de frottement et de l'usure à mouvement linéaire alternatif permettant de fortes charges et des surfaces de contact importantes*", Brevet n° 82 13921.
  - **von Stebut J., Moulène B. (1984)**, "*The choice of meaningful parameters obtained from the surface profile analysis in order to characterize the deep drawing capacity of a metal sheet*", 13<sup>th</sup> Biennial Congress of the IDDRG, Melbourne.
  - **von Stebut J. (1987)**, "*Modification of a surface profile's horizontal spacing during strip drawing*", Wear, Vol. 118, p. 329 - 340.
  - **von Stebut J., Roizard X. (1989)**, "*The influence of bulk plastic deformation on die/sheet friction during strip drawing of hot dip galvanized sheets*", IDDRG Working Group Meeting, Budapest.
  - **Stribeck B. (1902)**, "*Die Wesentlichen Eigenschaften der Gleit - und Rollenlager*", Z. Ver. Deut. Ing. (VDI), Vol. 46, p. 1341-1348.
  - **Tabor D. (1959)**, "*Junction growth in metallic friction : the role of combined stresses and surface contamination*", Proc. Roy. Soc. (London), A 251, p. 378-393.
  - **Tabor D. (1981)**, "*Friction - The present state of our understanding*", Journal of Lubrication Technology, Vol. 103, p. 169.
  - **Wanheim T. (1973)**, "*Friction at high normal pressures*", Wear, Vol. 25, p. 225 - 244.
  - **Wanheim T., Bay N., Petersen A.S. (1974)**, "*A theoretically determined model for friction in metal working processes*", Wear, Vol. 28, p. 251 - 258.
  - **Wanheim T. (1976)**, "*Combined physical and numerical modelling of metal forming processes*", Advanced technology of plasticity, Vol. 1.
  - **Whitehouse D.J., Archard J.F. (1970)**, "*The properties of random surfaces of significance in their contact*", Proc. Roy. Soc. London, Ser A, Vol. 316, p. 97 - 121.
  - **Williamson J.B.P., Hunt R.T. (1972)**, "*Asperity persistence and the real area of contact between rough surfaces*", Proc. Roy. Soc. London.,A 327, p. 147 - 157.
  - **Wright R.N., Schurman T. (1990)**, "*Die friction variations in simulated sheet metal forming*", 16<sup>th</sup> Biennial Congress of the IDDRG, Borlänge.
  - **Xie Y. (1991)**, "*Quantification de la topographie des surfaces*", Thèse de l'université de Franche Comté.

---

**ANNEXE**

---



**Tôles utilisées**

Nom	Revêtement	Rugosité
T 1	Nue	Laser
T 2	Nue	Laser
T 290	Nue	Grenillée
T 679	Nue	Grenillée
T 3	Electrozinguée (Zn)	Grenillée
T 4	Electrozinguée (Zn + K <sub>3</sub> PO <sub>4</sub> )	Grenillée
T 5	Electrozinguée (Zn) + couche de phosphate de 0,5 µm	Grenillée



## RESUME

Du fait de la complexité et du nombre important de paramètres régissant les conditions de contact, influentes quant à la réussite de l'opération d'emboutissage, nous avons choisi d'utiliser un test de frottement où des outils cylindriques frottent plusieurs fois la même piste.

La relocalisation, en profilométrie tridimensionnelle, d'une plage entre chacun des passages des outils, nous a permis d'analyser et de quantifier les modifications de la rugosité de surface, en fonction de paramètres spécifiques des surfaces en contact (rugosité, nature du revêtement de surface, présence de débris d'usure sur la piste de frottement,...) et spécifiques des conditions de contact (vitesse relative entre les corps, taux de contraintes à cœur,...). Plusieurs exemples illustrent les nombreuses interactions entre ces facteurs sur le frottement et l'endommagement surfacique des corps en contact.

Du point de vue des mécanismes physiques qui régissent les modifications de la rugosité de surface à l'échelle du contact entre la tôle et les outils, nous avons analysé plus particulièrement les effets de la vitesse de glissement, de la force avec laquelle sont pressés les deux corps, de la température moyenne des outils et du taux de contrainte de tension à cœur, pendant un essai de frottement. Ce dernier paramètre, encore peu étudié de nos jours, est apparu de première importance puisqu'il régit, à la fois la fraction de la surface réelle de contact métal-outil, responsable des efforts de frottement, et son évolution le long de frottements successifs.

Enfin, nous présentons une démarche de planification expérimentale permettant d'établir des relations empiriques entre les facteurs influents et les efforts de frottement. Ces lois pourront être utilisées dans des codes de calcul par éléments finis afin d'affiner la prise en compte du contact.

## ABSTRACT

Due to the complexity and the large number of parameters controlling the contact conditions and having an influence on deep drawing behaviour, strip drawing with cylindrical dies sliding on the same sheet surface area has been performed.

Tridimensional relocation profilometry on a same surface area between each pass allowed us to analyse and quantify the sheet surface topography modifications versus specific surface contact parameters (roughness, surface coating, wear particles ...) and contact conditions (sliding speed, bulk stress ratio ...). Several examples show the numerous interactions on dynamic friction and surface damage.

During strip drawing we have proposed physical mechanisms conditioning surface topography modifications at the sheet/die contact scale. We have specially analysed the effects of sliding rate, contact load, mean die temperature and bulk stress. This latter which is less studied until now turns out to be of prime importance because it controls on both the real metal/die contact ratio responsible for friction and its evolution along successive passes.

We further present a way of optimal experiments allowing empirical relations between the main friction parameters. These relations will be able to be used in finite elements calculation in order to better take into account contact.

## MOTS-CLEFS

- Emboutissage
- Etirage-plan
- Profilométrie
- Force de frottement
- Débris d'usure
- Lubrification micro-hydrodynamique
- Température de contact
- Contraintes à cœur