

Essai de compression-translation : contribution à l'identification des lois de comportement surfaciques et volumiques

André Dubois

▶ **To cite this version:**

André Dubois. Essai de compression-translation : contribution à l'identification des lois de comportement surfaciques et volumiques. Mécanique [physics.med-ph]. Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis, 1995. Français. NNT : 1995VALE0014 . tel-03436823

HAL Id: tel-03436823
https://uphf.hal.science/tel-03436823

Submitted on 19 Nov 2021

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.

1995 VALE 0014

N° d'Ordre 95–17

THÈSE

PRÉSENTÉE À

L'UNIVERSITÉ DE VALENCIENNES

ET DU HAINAUT CAMBRÉSIS

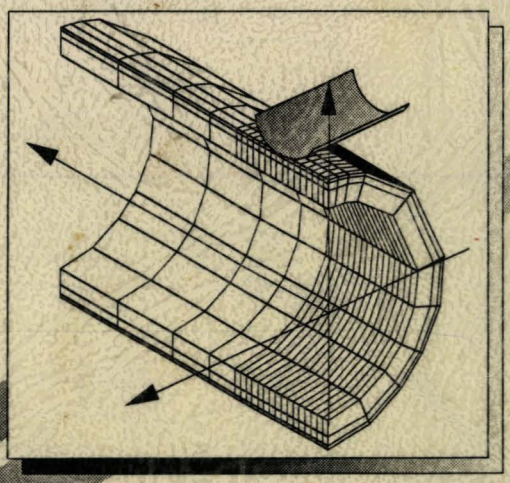
EN VUE DE L'OBTENTION D'UN

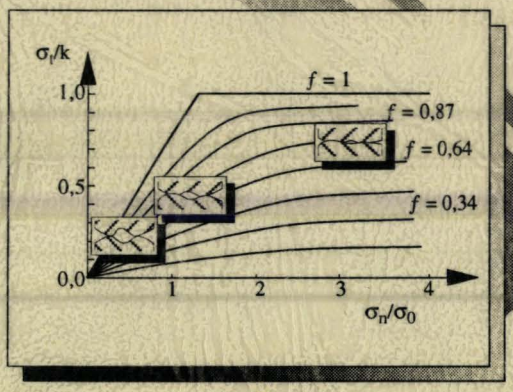
DOCTORAT EN GÉNIE MÉCANIQUE

PAR

ANDRÉ DUBOIS

ESSAI DE COMPRESSION–TRANSLATION : CONTRIBUTION À L'IDENTIFICATION DES LOIS DE COMPORTEMENT SURFACIQUES ET VOLUMIQUES.





UPSETTING–SLIDING TEST: ON THE IDENTIFICATION OF SURFACE AND BULK BEHAVIOUR LAWS

soutenue le 22 mars 1995

devant le jury composé de

Rapporteurs :

S. Cescotto, *Professeur Ordinaire, Université de Liège*
M. Frémiot, *Professeur, Ecole des Mines de Douai*

Examinateurs :

J. Oudin, *Professeur, Université de Valenciennes et du Hainaut–Cambrésis*
J.P. Bricout, *Professeur, Université de Valenciennes et du Hainaut–Cambrésis*
P. Picart, *Maître de Conférences, Université de Valenciennes et du Hainaut–Cambrésis*
L. Dubar, *Maître de Conférences, Université de Valenciennes et du Hainaut–Cambrésis*

...ès :

C. Bournicon, *Chef du Service Forge, CETIM*
J.M. Rigaut, *Chef du Département Génie Mécanique, ICAM*

N° d'Ordre 95–17

THÈSE

PRÉSENTÉE À

L'UNIVERSITÉ DE VALENCIENNES

ET DU HAINAUT CAMBRÉSIS

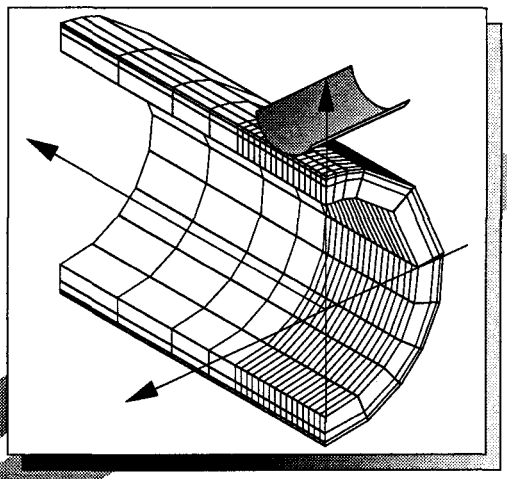
EN VUE DE L'OBTENTION D'UN

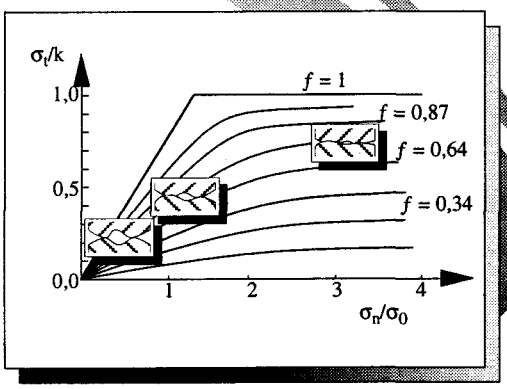
DOCTORAT EN GÉNIE MÉCANIQUE

PAR

ANDRÉ DUBOIS

ESSAI DE COMPRESSION–TRANSLATION : CONTRIBUTION À L'IDENTIFICATION DES LOIS DE COMPORTEMENT SURFACIQUES ET VOLUMIQUES.





UPSETTING–SLIDING TEST: ON THE IDENTIFICATION OF SURFACE AND BULK BEHAVIOUR LAWS

soutenue le 22 mars 1995

devant le jury composé de

Rapporteurs :

S. Cescotto, *Professeur Ordinaire, Université de Liège*

M. Frémiot, *Professeur, Ecole des Mines de Douai*

Examinateurs :

J. Oudin, *Professeur, Université de Valenciennes et du Hainaut–Cambrésis*

J.P. Bricout, *Professeur, Université de Valenciennes et du Hainaut–Cambrésis*

P. Picart, *Maître de Conférences, Université de Valenciennes et du Hainaut–Cambrésis*

L. Dubar, *Maître de Conférences, Université de Valenciennes et du Hainaut–Cambrésis*

Invités :

C. Bournicon, *Chef du Service Forge, CETIM*

J.M. Rigaut, *Chef du Département Génie Mécanique, ICAM*

... dans la construction de cette pyramide de la science, toutes les assises, de la base au sommet, reposent sur l'observation et l'expérience. C'est un des principes de la science positive qu'aucune réalité ne peut être établie par le raisonnement. Le monde ne saurait être deviné.

***S**cience et Philosophie,*

***M**arcelin Berthelot*

... aucune expérience ne nous fournit l'essentiel de l'être et ne contribue à nous suggérer sur son fond secret un sentiment, une vision, une définition ferme.

***L**'être et les êtres,*

***M**aurice **B**londel*

*A **P**atricia, à **S**teven,*
à mes proches.

REMERCIEMENTS

Les travaux présentés dans ce mémoire ont été effectués au sein du Laboratoire de Génie Mécanique de l'Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis. A cette occasion, je tiens à remercier vivement

— le département Sciences Physiques pour l'Ingénieur du CNRS et son directeur Monsieur le Professeur GAGNEPAIN,

— la Région Nord–Pas-de-Calais et son président Madame BLANDIN, ainsi que son vice–président,

— la Délégation Régionale à la Recherche et à l'Espace représentée par Monsieur le Professeur WALLART,

— le Ministère de l'Education Nationale,

— le Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche,

— Monsieur le Professeur JÉRÔME OUDIN, directeur du Laboratoire de Génie Mécanique, qui m'a proposé ce sujet et fait profiter de ses nombreux conseils et connaissances,

— Monsieur PHILIPPE PICART, Maître de Conférence, pour le suivi sérieux de ces travaux,

— Monsieur LAURENT DUBAR, Maître de Conférence, pour son optimisme permanent ainsi que pour sa participation aux recherches présentées au second chapitre de ce mémoire,

— Madame ANNE–MARIE HABRAKEN et Monsieur LUC GRISARD du département M.S.M. de l'Université de Liège, pour leur aimable participation aux études numériques sur le code de calcul LAGAMINE,

— Messieurs les Professeurs SERGE CESCOTTO, MICHEL FRÉMIOT et JEAN–PAUL BRICOUT, Messieurs CLAUDE BOURICON et JEAN–MICHEL RIGAUT pour l'honneur qu'ils me font de s'intéresser à mes travaux,

— Monsieur THIERRY GARÇON et Mademoiselle CLAUDIE VICO,

— mes nombreux collègues du Laboratoire de Génie Mécanique, et plus particulièrement SMAÏL ADJERID et CHRISTOPHE WIERRE pour leur participation à la préparation des essais expérimentaux.

SOMMAIRE

RÉSUMÉS 5

NOTATIONS 6

INTRODUCTION 8

ANALYSES MÉCANIQUES 12

1. Analyse mécanique avec indenteur bi-plan 13
1.1 Essai de référence 14
1.2 Modélisation éléments finis 16
1.3 Influence des paramètres d'essai 23
1.4 Influence du coefficient de frottement moyen 29
2. Analyse mécanique avec indenteur cylindrique 32
2.1 Essai de référence 34
2.2 Modélisation éléments finis 36
2.3 Influence des paramètres d'essai 40
2.4 Influence du coefficient de frottement moyen 45
3. Conclusion 47

IDENTIFICATION DES LOIS VOLUMIQUES 48

1. Analyse mécanique de la phase de compression 49
2. Approche globale 50
2.1 Procédure d'identification par dichotomie 50
2.2 Mise en oeuvre de la procédure d'identification par dichotomie 54
3. Identification par parties 58
3.1 Procédure d'identification par parties 58
3.2 Application de l'identification par parties à la phase de compression 60
3.2.1 Maillage éléments finis de l'ébauche 62
3.2.2 Réglage des paramètres d'essais 64

3.2.3 Résultats des identifications 65

4. Conclusion 69

IDENTIFICATION DES LOIS SURFACIQUES 71

1. Procédure d'identification des lois surfaciques 72

2. Résultats 88

3. Conclusion 96

Conclusion 98

RÉFÉRENCES 100

ANNEXES : 104

1. Lois surfaciques linéaires et non linéaires 104

1.1 Lois surfaciques linéaires 105

1.2 Lois surfaciques non linéaires 106

2. Mises en données des modèles numériques 111

2.1 Phase de translation : maillage de référence avec indenteur cylindrique 111

2.2 Phase de compression : maillage avec indenteur cylindrique de rayon 10 mm 117

RÉSUMÉS

La caractérisation du comportement surfacique des pièces en acier revêtues est étudiée à l'aide du test de compression–translation. Au cours du test un indenteur vient en contact avec l'ébauche jusqu'à une pénétration donnée (phase de compression), puis crée une zone plastique localisée à la surface de contact en glissant le long de celle–ci (phase de translation). L'identification fiable des lois de frottement repose sur une reproduction fidèle des conditions de contact et de frottement ainsi que sur une connaissance précise du comportement volumique au voisinage de la zone de contact. Une première étude par la méthode des éléments finis du test est alors menée et conduit à la détermination optimale de la géométrie et de la pénétration de l'indenteur ; l'essai reproduit alors des pressions de contact et des déformations plastiques équivalentes représentatives des conditions de contact réelles. Une seconde étude est ensuite proposée confrontant résultats expérimentaux et numériques de la phase de compression. Une procédure itérative minimisant l'erreur commise entre ces différents résultats conduit à la détermination du comportement volumique au voisinage de la surface de l'ébauche. Enfin, une analyse mécanique associée à des modèles numériques de la phase de translation autorise l'identification des lois de frottement linéaires et non linéaires. Cette stratégie est appliquée à des ébauches cylindriques en acier 1522 recuit revêtues de phosphate de zinc et de produits non polluants à base de dépôts de sels minéraux.

Mots clés : acier au carbone, phosphatation, revêtements, elastoplasticité, contact unilatéral, frottement, éléments finis.

Surface behaviour of coated steel workpieces is analysed via the upsetting–sliding test. The test involves an indenter which comes in contact with the specimen until a given penetration is reached (upsetting phase), then it creates a plastic zone localized to the specimen surface vicinity by sliding along one of its generator line (sliding phase). The identification of reliable friction laws relies on the simulation of realistic contact and friction conditions first, and determination of the accurate bulk behaviour law in the vicinity of the contact zone second. Then an analysis of the test involving the finite element mothed is carried out and lead to the determination of an optimum indenteur geometry and penetration ; the test reproduces contact pressures and effective plastic strains in agreement with true contact conditions. A analysis of the upsetting phase of the test based on the minimisation of the error between experimental and numerical results is then achieved to identify the bulk behaviour in the contact surface vicinity. Finally a mechanical analysis coupled to a finite element model of the sliding phase of the test lead to the identification of linear and non linear friction laws. The proposed strategy is applied to cylindrical 1522 annealed steel specimen coated with zinc phosphate stearate and mineral salt settlings.

***Keywords** : carbon steel, phosphatation, coatings, elastoplasticity, unilateral contact, friction, finite element analysis.*

NOTATIONS

a	Constante d'identification
D	Tenseur des taux de déformation
E	Erreur commise entre les pressions de contact expérimentale et numérique
F_n, F_t	Effort normal et effort tangent exercés sur l'indenteur
f	Facteur de frottement de Bay–Wanheim
H, H_i	Hauteur courante et hauteur initiale des éprouvettes de compression
h	Matrice d'interpolation généralisée de hourglass
HB	Dureté Brinell
K	Dureté du matériau
k	Cission locale d'écoulement
K_s	Rigidité surfacique du matériau
L	Largeur de la trace de contact
L(θ)	Largeur de contact courante
l	Longueur de la trace de contact
L_{eq}	Largeur équivalente de la trace de contact
m	Facteur de frottement de Tresca
n_c	Nombre d'éléments de contact actifs
R	Rayon de courbure de l'ébauche
R_o	Rayon de l'indenteur cylindrique
p	Pénétration
P_i	Puissance de déformation plastique interne
q	Portée de l'indenteur
q_{eq}	Portée équivalente de l'indenteur bi–plan
q'	Portée de l'indenteur cylindrique ou portée équivalente de l'indenteur bi–plan
S	Surface de contact
s	Longueur calibrante
S_r	Surface de contact réduite
S_1	Surface de contact inclinée

S_2	Surface calibrante
V_0	Vitesse de déplacement de l'indenteur
V_p	Volume plastique
v_s	Vitesse de glissement
α	Angle d'attaque
α_0	Demi–angle de contact
α_L, σ_L, n_L	Paramètres de Ludwik
α_L^f,σ_L^f	Valeurs des paramètres de Ludwik fixés
Δt	Temps moyen de contact entre une particule de l'ébauche et l'indenteur
ΔX	Incertitude sur la mesure de la grandeur X
ε	Tenseur des grandes déformations plastiques
$\bar{\varepsilon}$	Déformation au centre des éléments 3D à intégration réduite
ε_i, ε_f	Bornes inférieure et supérieure de l'intervalle de validité de la loi de comportement volumique
ε_h	Déformation généralisée de hourglass
ε_p	Déformation plastique équivalente
$\dot{\varepsilon}_p$	Vitesse de déformation plastique équivalente
φ	Loi de frottement
Φ	Angle entre la surface de contact et l'angle b des lignes de glissement
μ	Coefficient de frottement de Coulomb
σ	Tenseur des contraintes de Cauchy
$\bar{\sigma}$	Contraintes au centre des éléments 3D à intégration réduite
σ_n	Pression de contact moyenne
σ_h	Contraintes généralisées de hourglass
σ_t	Cission de frottement moyenne
σ_0	Contrainte locale d'écoulement
θ	Angle de contact courant
θ_0	Angle de contact maximal

Exposants

e	Valeur expérimentale
i	Valeur évaluée aux points d'intégration de l'élément de contact i
j	Itération courante des procédés itératifs
M	Valeur maximale des paramètres de Ludwik
m	Valeur minimale des paramètres de Ludwik
n	Valeur numérique
*	Valeur locale

INTRODUCTION

L'analyse d'une structure mécanique fait appel à la mise en données et à la modélisation du milieu extérieur intervenant sur celle-ci. Ceci se traduit par la prise en compte de conditions aux limites qui peuvent être soit conventionnelles, tels que des déplacements ou efforts ponctuels imposés, soit spécifiques avec, par exemple, la gestion de contact structure–milieu extérieur ou l'application de pressions de contact éventuellement accompagnées de cissions de frottement.

Si les conditions aux limites spécifiques offrent l'avantage de mener à des résultats plus fiables de par une représentation plus fidèle du problème étudié, les déplacements et efforts ponctuels imposés étant en général liés à des hypothèses simplificatrices, elles font appel aux propriétés mécaniques des surfaces en contact et des matériaux au voisinage de celles-ci. Les résultats obtenus sont alors d'autant plus sensibles à ces conditions que les pressions de contact appliquées à la structure ou induites par le contact structure–milieu extérieur sont élevées. Par conséquent, il est primordial de définir ces conditions aux limites de manière adéquate dans toutes les opérations de mise en forme par déformation ou, d'une manière plus générale, dans tous les cas d'étude de structure à comportement non linéaire, où les pressions de contact sont du même ordre de grandeur ou supérieures à la contrainte locale d'écoulement.

D'un autre côté, l'importance portée aux conditions de contact induit un surcoût de production qui peut être important. A titre d'exemple, le coût de préparation des surfaces et des différents traitements et revêtements utilisés pour la mise en forme de tubes à froid revient à près de 10 % du coût de fabrication final [1]. De ce fait, à la définition adéquate des conditions aux limites vient s'ajouter un besoin d'amélioration de la préparation des surfaces en contact aboutissant soit à la baisse du coût de production tout en conservant au produit ses caractéristiques initiales, soit à l'amélioration des caractéristiques du produit en maintenant son coût de production. Ceci implique une étude expérimentale du procédé.

Une première démarche est alors la réalisation des mesures en vue de déterminer les caractéristiques surfaciques des matériaux en contact sur le procédé lui–même. Si cette approche semble la plus sûre, les difficultés d'instrumentation et d'expérimentation y sont importantes.

Une seconde démarche consiste alors à avoir recours à un dispositif de simulation. C'est dans cette optique que s'est développé un nombre important d'essais permettant aux utilisateurs, projeteurs, chercheurs de caractériser avec une certaine efficacité les propriétés surfaciques des matériaux [2-3]. Il est toutefois à noter que ces essais sont souvent liés à un problème type et sont par conséquent rarement à même d'être utilisés dans des conditions différentes de celles prévues à l'origine.

Parallèlement au développement de ce côté purement expérimental, a été développé un nombre important de modèles numériques par la méthode des éléments finis [4]. Ces modèles permettent non seulement la prise en compte des conditions de contact et de frottement dans les domaines de l'élastoplasticité et de la viscoplasticité, domaines privilégiés de la mise en forme par déformation et du crash, mais proposent aussi des solutions propres à certains types de problèmes où des conditions de contact et de frottement particulières sont rencontrées [5-10].

Une stratégie basée sur l'utilisation de deux tests distincts a été proposée par le laboratoire dans le but de répondre au double problème que posent les conditions de contact : détermination des performances, dans un premier temps, et caractéristiques mécaniques, dans un second temps, des surfaces en contact. Basée sur une exploitation à la fois implicite et explicite des essais, cette stratégie a été appliquée avec succès au cas de pièces en acier au carbone revêtues de couche de phosphate de zinc en contact avec une cible en carbure de tungstène [11].

Le premier essai permet l'obtention aisée et rapide de résultats relatifs à la ténacité, ou d'une façon plus précise, à la faculté de la surface à maintenir en fonction du temps ou du glissement une cission de frottement constante. Cet essai, baptisé essai d'indentation–rotation, met en oeuvre une ébauche en rotation sur laquelle est appliqué un effort constant normal à la surface de contact [12]. Cet effort est appliqué par un indenteur à surface de contact cylindrique. Les résultats de ce test conduisent à une préparation optimale des surfaces de contact — état de surface de l'ébauche et de l'indenteur, température, durée et concentration des bains relatifs aux traitements de surface et aux revêtements — ainsi qu'à la détermination de la durée relative des différents régimes de lubrification en cas d'apport de lubrifiant. Une application du test au cas de bagues en acier revêtues de phosphate de zinc est présentée en [13]. Cette étude a non seulement conduit à la détermination d'une procédure fiable quant à la préparation des surfaces pour ce type d'ébauche, mais a aussi permis de déterminer et de caractériser l'influence de paramètres non directement liés à la préparation des surfaces tels que le vieillissement des bains ou les températures d'utilisation des revêtements. De plus, une étude par la méthode des éléments finis associée au test permet de caractériser l'influence du revêtement sur les déformations et contraintes induites par l'indenteur au voisinage de la zone de contact [14].

Le second essai caractérise le comportement mécanique des surfaces en contact en déterminant l'évolution de la cission de frottement rapportée à la cission locale d'écoulement — cission de frottement réduite — en fonction de la pression de contact rapportée à la contrainte locale d'écoulement — pression de contact réduite. Cet essai se décompose en deux phases : tout d'abord un indenteur rigide représentant la cible non ou peu déformable — outil de mise en forme, filière, mur de collision — vient en contact avec l'ébauche puis la pénètre légèrement, écrasant celle-ci localement (phase de compression), ensuite, dans la seconde phase, il se déplace de manière à créer le long de la surface de l'ébauche une trace de contact (phase de translation) [15].

Tout comme le test d'indentation–rotation, et à l'opposé d'autres tests requérant l'usinage d'éprouvettes spécifiques, ce test — appelé test de compression–translation — utilise un indenteur usiné de la même manière et dans le même matériau que la cible qu'il représente et une ébauche qui n'est autre que l'ébauche de la pièce à fabriquer. Les propriétés physiques, mécaniques et chimiques des interfaces indenteur–ébauche et cible–contacteur sont par conséquent identiques et garantissent une parfaite représentativité des résultats du test vis-à-vis du procédé simulé.

Durant les deux phases de l'essai, les efforts appliqués à l'indenteur dans les directions normale et tangente à son sens de déplacement sont enregistrés et conduisent à la détermination des valeurs instantanées de la cission de frottement et de la pression de contact moyennes à la surface de contact. Ces valeurs sont ensuite utilisées pour l'identification des lois de comportement surfaciques [16]. Toutefois plusieurs essais effectués avec des pénétrations et géométries d'indenteur différentes permettant de couvrir une gamme de pressions de contact suffisante pour une identification fiable sont requis. Ce mode opératoire a quelques inconvénients. En premier lieu, tous les essais doivent être réalisés dans les mêmes conditions ; si certains paramètres relatifs à la préparation des surfaces sont facilement reproductibles, par exemple les durées et températures des bains, d'autres, comme l'état de surface des ébauches après décapage, sont plus aléatoires. En second lieu, le temps de mise en oeuvre et d'exploitation et, par conséquent, le coût de l'identification sont proportionnels au nombre d'essais requis. De manière à éliminer ces inconvénients, un nouveau mode opératoire utilisant la répartition des contraintes locales le long de la surface de contact indenteur–ébauche en lieu et place de la contrainte moyenne est proposé. Toute une gamme de pressions de contact est ainsi obtenue à partir d'un seul et même essai.

De manière à garantir une parfaite identification des lois surfaciques, il est important de réaliser les essais dans des conditions de contact représentatives des conditions de contact réelles. Par conséquent il sera d'abord présenté une analyse mécanique de l'essai de compression–

translation autorisant la réalisation de tests dans des conditions optimum, c'est-à-dire en reproduisant à l'interface indenteur–ébauche des pressions de contact, des déformations plastiques et des vitesses de glissement dans une gamme de valeurs données. Deux géométries différentes d'indenteur seront étudiées, l'une offrant la possibilité d'atteindre des pressions de contact réduites localement très élevées, l'autre conduisant à des déformations plastiques équivalentes importantes dans le voisinage de la zone de contact. Il sera ensuite proposé une méthode permettant d'extraire la loi de comportement volumique de l'ébauche au voisinage de la zone de contact ce qui autorise un calcul précis des contraintes et cissions locales d'écoulement à l'interface indenteur–ébauche. Enfin deux méthodes pour l'identification des lois surfaciques linéaires ou non linéaires seront proposées. Un ensemble de cas concrets faisant intervenir des ébauches en acier 1522 dont les revêtements font appel à des traitements réactifs à base de phosphate de zinc et des traitements non réactifs à base de dépôt de sel minéraux sera analysé.

ANALYSES MÉCANIQUES

Le dispositif expérimental, schématisé en figure 1, s'adapte facilement à toute machine de traction–compression uniaxiale. Composé de deux bâtis rigides recevant d'une part l'ébauche, dont la génératrice est parallèle à l'axe de la machine d'essai, et d'autre part l'indenteur et son support, le montage pèse près de 50 kg pour un encombrement total de 420×440×220 mm.

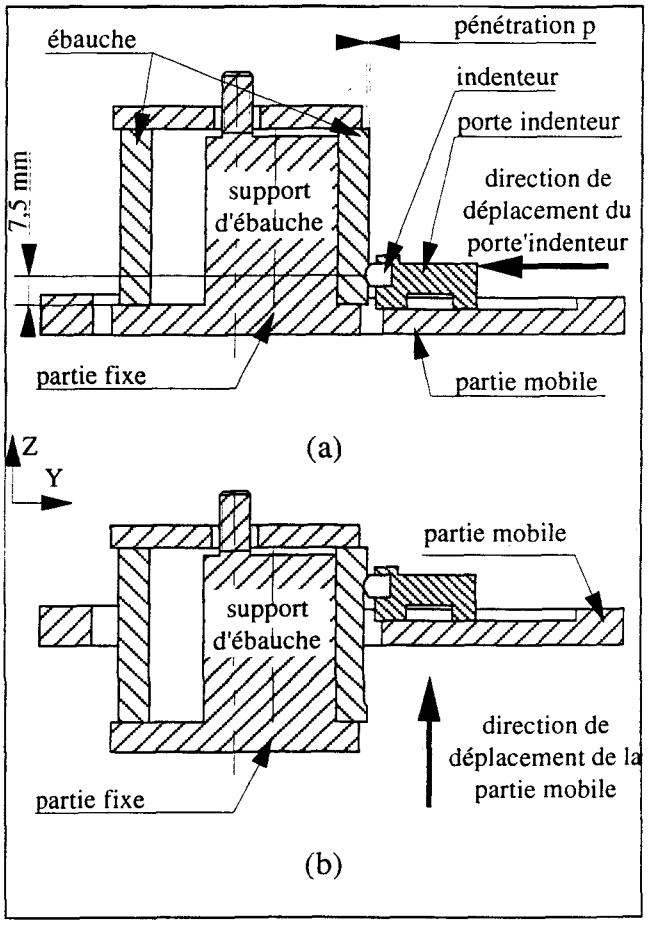


Fig 1 : Test de compression–translation, schéma du montage : (a) phase de compression, (b) phase de translation.

Fig 1: Upsetting–sliding test, device scheme: (a) upsetting phase, (b) sliding phase.

Il accueille tout type d'ébauches possédant une surface convexe définie le long d'une génératrice droite (Fig. 2). Les ébauches utilisées, de longueur maximale 70 mm, sont extraites des ébauches du procédé étudié et possèdent par conséquent les mêmes caractéristiques physiques et mécaniques.

Les paramètres de l'essai sont la géométrie de la surface de contact de l'indenteur, sa pénétration dans l'ébauche ainsi que sa vitesse de déplacement.

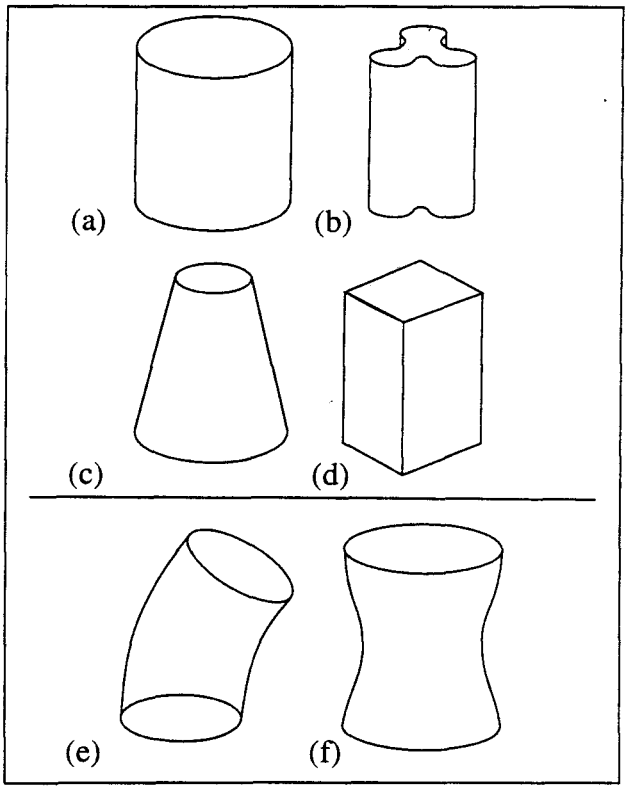


Fig 2 : Essai de compression–translation : (a), (b), (c), (d) profils d'ébauches utilisables, (e), (f) profils d'ébauches non utilisables.

Fig 2: Upsetting–sliding test: (a), (b), (c), (d) suitable specimen profiles, (e), (f) unsuitable specimen profiles

1. ANALYSE MÉCANIQUE AVEC L'INDENTEUR BI–PLAN

Défini par une surface avant inclinée et une surface calibrante parallèle à son sens de déplacement, le premier type d'indenteur présenté est appelé indenteur bi–plan (Fig. 3). La face avant de l'indenteur crée une déformation plastique de l'ébauche qui est ensuite maintenue par la face calibrante.

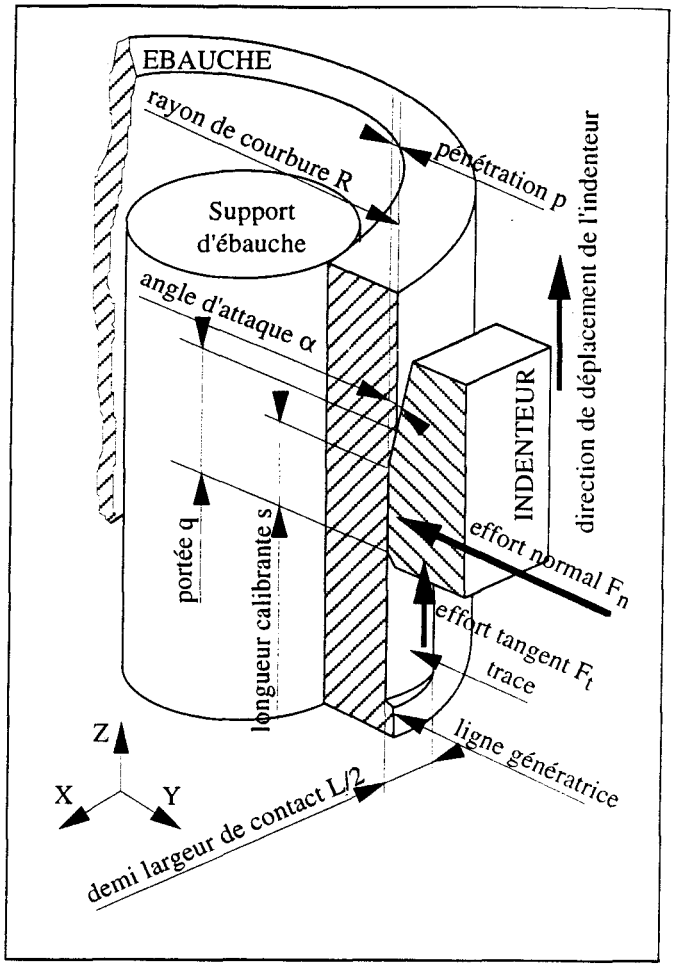


Fig 3 : Indenteur bi–plan : schéma, repère et principales notations.

Fig 3: Biplane indenter: scheme, axes and main components.

1.1 Essai de référence.

Un essai de référence servant de base à la validation du modèle éléments finis présenté ci-après est réalisé sur une ébauche en acier A516 par un indenteur en carbure de tungstène GT20 dont les caractéristiques mécaniques sont présentées dans le tableau 1 (Fig. 4). L'essai est réalisé à la température ambiante avec une pénétration de 0,1 mm, valeur déduite de la largeur de la trace après essai, et une vitesse de déplacement de l'indenteur de 40 mm/mn.

Dans cette étude la phase de translation est menée de part en part de l'ébauche, la phase initiale de compression n'étant pas réalisée. Les efforts exercés sur l'indenteur sont relevés durant le test par la cellule force de la machine d'essai en ce qui concerne l'effort tangent au sens de déplacement, et par une cellule à jauges de déformations préalablement étalonnée en ce qui concerne l'effort normal. La figure 5 présente les courbes d'efforts obtenues en fonction du déplacement de l'indenteur. Après un premier déplacement de l'indenteur de l'ordre de 15 mm

durant lequel la largeur de contact croît rapidement puis décroît pour atteindre une valeur stable, l'effort normal et l'effort tangent se stabilisent à des valeurs respectives de 16,5 et 2,9 kN. Comme il le sera montré au chapitre 3, le coefficient de frottement moyen à l'interface indenteur–spécimen défini comme le rapport de la cission de frottement moyenne rapportée à la pression de contact moyenne est alors égal à 0,16.

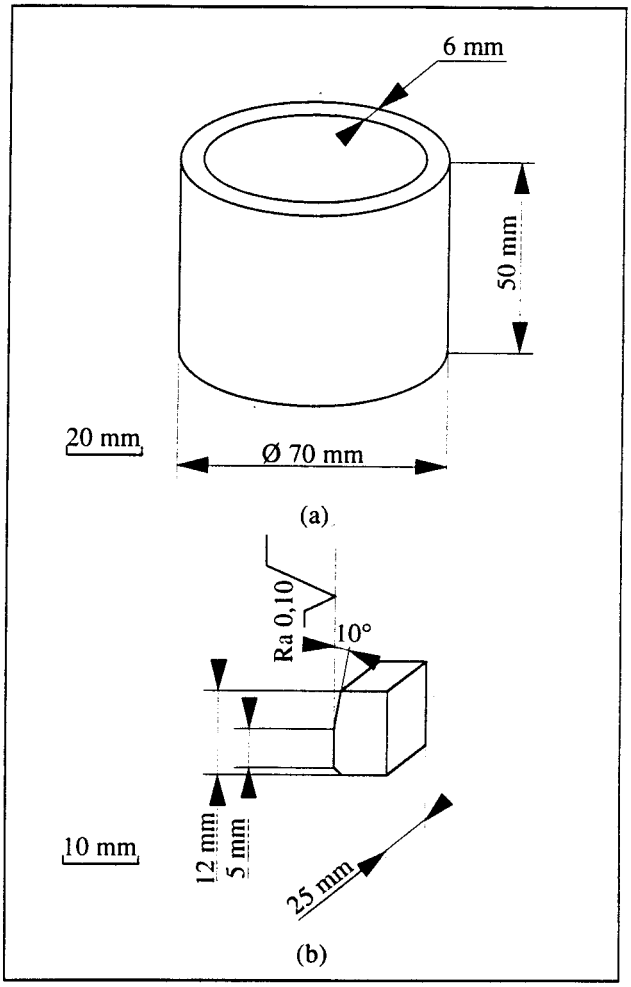


Fig 4 : Indenteur bi-plan, analyse de référence : (a) dimensions de l'ébauche, (b) dimensions de l'indenteur.

Fig 4: Biplane indenter, reference analysis: (a) specimen dimensions, (b) indenter dimensions.

Tableau 1 : Indenteur bi–plan, caractéristiques mécaniques de l'acier A516 et du carbure de tungstène GT20.

Table 1: Biplane indenter, mechanical properties of the A516 steel and GT20 carbide tungsten.

	Module d'Young (MPa)	Coefficient de Poisson	Contrainte d'écoulement (MPa)
Acier A516	210 000	0,27	$237{,}1\ (1+1{,}84\ \varepsilon_p^{0{,}322})$ pour $0{,}05 \leq \varepsilon_p \leq 0{,}6$
Carbure de tungstène GT20	580 000	0,20	2 450

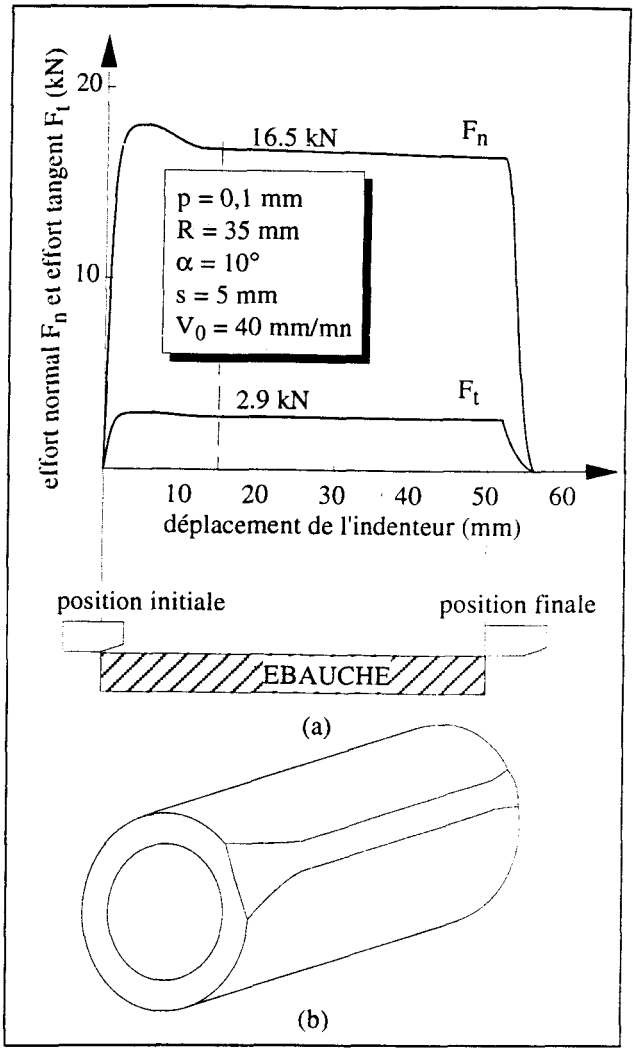


Fig 5 : Indenteur bi-plan, analyse de référence : (a) évolution de l'effort normal et de l'effort tangent en fonction du déplacement de l'indenteur pour un essai sans phase de compression initiale, (b) évolution de la largeur de la trace de contact en début d'essai.

Fig 5: Biplane indenter, reference analysis: (a) normal load and friction force versus indenter displacement curve in the case of a test operated without initial upsetting phase, (b) evolution of the width of the track at the beginning of the test.

1.2 Modélisation éléments finis

Bien que la détermination des pressions de contact et cissions de frottement moyennes constitue un outil fort intéressant quant à la caractérisation de l'interface cible–contacteur, la description de cet outil étant détaillée au chapitre 3, il est important pour garantir à l'essai une aptitude à identifier des lois surfaciques de façon précise et fiable dans une gamme donnée de pressions de contact, de déformations plastiques et de vitesses de glissement, de déterminer avec exactitude les répartitions des pressions de contact et cissions de frottement au voisinage de la zone de contact.

Dans cette optique une discrétisation par la méthode des éléments finis est proposée. Permettant une analyse mécanique localisée à la zone de contact, elle autorise en plus la caractérisation de l'influence que peuvent avoir la géométrie de l'indenteur — angle d'attaque, longueur

calibrante — et sa pénétration dans l'ébauche sur les grandeurs mécaniques mesurées. Ces calculs sont menés selon des lois surfaciques isotropes linéaires en pression de contact et cission de frottement, se référant de la sorte à des valeurs connues de coefficients — coefficient de frottement de Coulomb — ainsi qu'aux algorithmes de contact et de frottement les plus répandus. Les simulations numériques sont réalisées avec le code de calcul par éléments finis LAGAMINE développé au département MSM de l'université de Liège.

Dans un premier temps, en accord avec les conditions de symétrie du problème, seuls une demi–ébauche et un demi–indenteur sont modélisés. Les conditions aux limites imposées par le montage sont les suivantes :

• dans le plan de symétrie X = 0 les déplacements des noeuds suivant X sont fixés à zéro ;

• dans les plans Z = 0 et Z = 50 mm les déplacements des noeuds compris entre Y = -35 mm et Y = 33 mm sont fixés à zéro dans la direction Z prenant en compte les zones de contact entre l'ébauche et les parties haute et basse du bâti fixe ; les noeuds situés entre Y = 33 mm et Y = 35 mm restent libres autorisant le passage de l'indenteur lors d'essais réalisés sans phase de compression initiale ;

• le support d'ébauche étant réalisé en acier XC38 trempé–revenu, sa dureté en surface est plus élevée que celle de l'ébauche d'un rapport voisin de 1,5 ; le contact ébauche–support d'ébauche est alors admis unilatéral, le support est modélisé par des éléments plaques rigides à trois noeuds (Fig. 6(a)).

Cette première analyse est effectuée pour un déplacement de l'indenteur de 25 mm. De manière à obtenir une grande précision sur la répartition de pression de contact au voisinage de la zone de contact, le maillage est constitué de 1050 éléments 3D à huit noeuds et un point d'intégration. Trois segments de discrétisation sont employés dans le sens de l'épaisseur, dix dans la direction circonférentielle et trente-cinq selon la direction Z, le maillage étant affiné au voisinage de la surface de contact et entre Z = 0 et Z = 30 mm (Fig. 6(b)). De manière à éviter les modes de hourglass résultant de l'intégration réduite, ces éléments ont été développés d'après le principe de Hu–Washisu [17–18]. Les champs de contraintes et de déformations sont choisis tels que :

$$\sigma = \overline{\sigma} + \mathbf{h}\sigma_h \tag{1}$$

et

$$\varepsilon = \overline{\varepsilon} + \mathbf{h}\varepsilon_h, \tag{2}$$

où $\overline{\sigma}$ et $\overline{\varepsilon}$ sont les contraintes et déformations constantes calculées au point central de l'élément, σ_h et ε_h sont les contraintes et déformations généralisées de hourglass et **h** est la matrice d'interpolation généralisée de hourglass déterminée de manière à ce qu'aucun mode de verrouillage en compression ou en cisaillement ne puisse apparaître.

Le rapport entre la rigidité de l'indenteur et celle de l'ébauche étant supérieur à 2,76 (Tableau 1) l'indenteur est considéré comme indéformable et seule sa surface est modélisée par quatre éléments plaques rigides à trois noeuds (Fig. 6(c))

Les conditions de contact sont gérées par des éléments de contact spécifiques à quatre noeuds et neuf points d'intégration. Basés sur une méthode de pénalisation élastique, ces éléments sont développés autour d'un modèle de frottement dérivé de la loi de Coulomb. Une description des algorithmes de gestion de contact et de frottement ainsi que des schémas d'intégration utilisés est présentée en détail dans [8] et [19]. 90 éléments spécifiques de contact sont utilisés à l'interface indenteur–ébauche, trois répartis dans la direction circonférentielle et 30 dans la direction Z. Ceci garantit à tout instant de l'étude un minimum de 15 éléments en contact entre l'ébauche et l'indenteur. Conformément à l'analyse de référence, un coefficient de frottement de 0,16 est utilisé pour les simulations numériques. 105 éléments de même type sont utilisés pour la gestion du contact ébauche–support d'ébauche.

Les résultats de l'analyse par éléments finis conduite avec le maillage décrit précédemment montrent que, premièrement, les contraintes et déformations restent localisées au voisinage de la zone de contact, deuxièmement, les déplacements dans la direction Y des noeuds appartenant au plan Y = 0 sont nuls, troisièmement, seuls les noeuds intérieurs de l'ébauche situés en X = 0 sont en contact avec le support d'ébauche, et enfin, que l'effort normal et l'effort tangent se stabilisent après un déplacement de l'indenteur de 18 mm. Au vu de ces résultats un second maillage éléments finis est réalisé.

Le fait que les contraintes et déformations soient localisées à la zone de contact et qu'aucun déplacement dans la direction Y des noeuds du plan Y = 0 n'apparaisse autorise la modélisation d'un quart d'ébauche. Les conditions aux limites sont similaires à celles décrites précédemment à l'exception des noeuds appartenant au plan Y = 0 bloqués dans la direction Y. Aucun noeud de la surface intérieure de l'ébauche autres que ceux situés en Y = 0 ne venant en contact avec le support d'ébauche, le support n'est plus modélisé par une surface rigide mais par des conditions de déplacements nuls imposés dans la direction Y aux noeuds de la génératrice de contact.

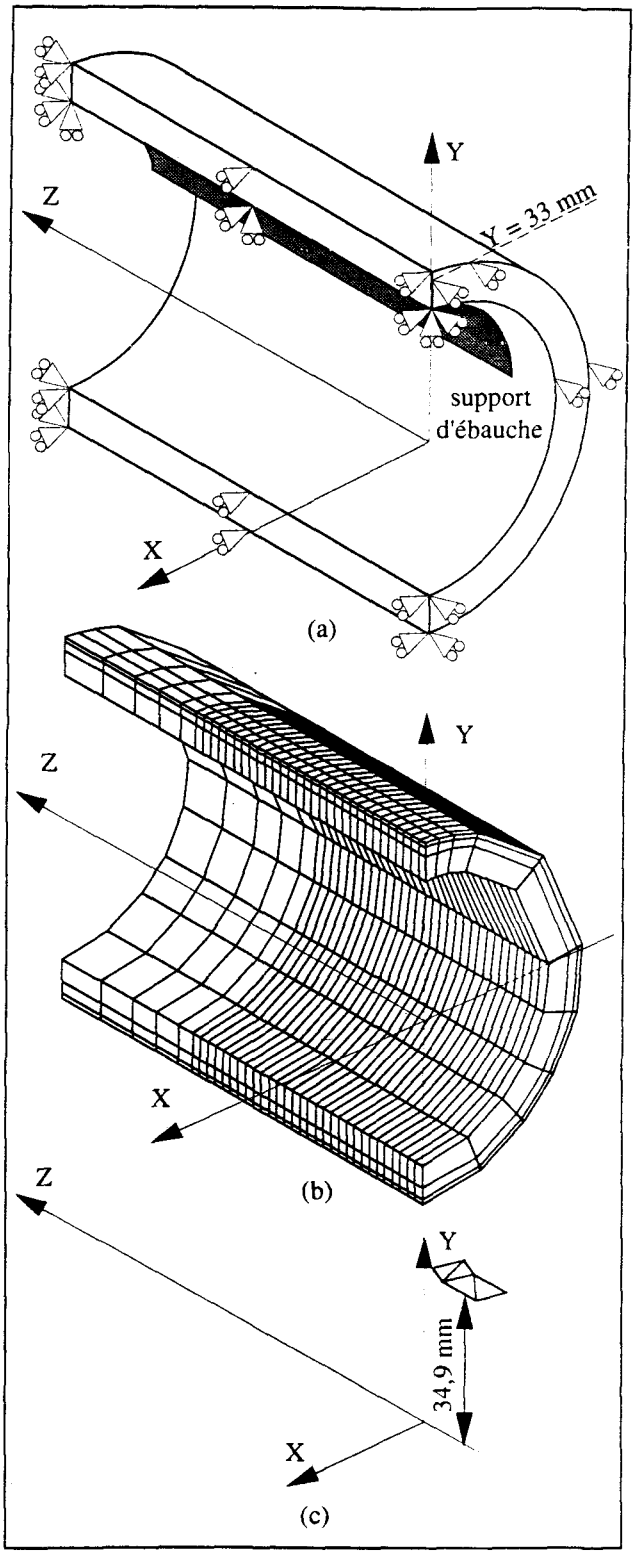


Fig 6 : Indenteur bi-plan, modèle éléments finis : (a) conditions aux limites imposées, (b) maillage éléments finis de la zone de contact, (c) maillage éléments finis de l'indenteur.

Fig 6: biplane indenter, finite element model: (a) boundary conditions, (b) finite element mesh of the specimen, (c) finite element mesh of the indenter.

Cette fois seuls 150 éléments 3D à huit noeuds et un point d'intégration et dix éléments de contact à quatre noeuds et neuf points d'intégration sont utilisés. Le nombre d'éléments en

contact entre l'indenteur et l'ébauche au cours de l'analyse est alors égal à trois ce qui, compte tenu du nombre de points d'integration des éléments de contact employés, est suffisant pour obtenir une estimation précise du champ de pression de contact à l'interface indenteur–ébauche (27 points au total). Le déplacement de l'indenteur n'est plus que de 20 mm, distance suffisante pour atteindre le régime stationnaire. Le maillage déduit de ces observations est présenté en figure 7. Les résultats obtenus sont en tout point conformes aux résultats calculés avec la première modélisation. Ce second maillage sera par conséquent retenu pour les analyses suivantes ; il conduit à un temps de calcul de l'ordre de 8 minutes CPU contre un temps voisin de 2 heures CPU pour la première modélisation, les calculs étant réalisés dans les deux cas sur des stations DEC ALPHA 3000–400.

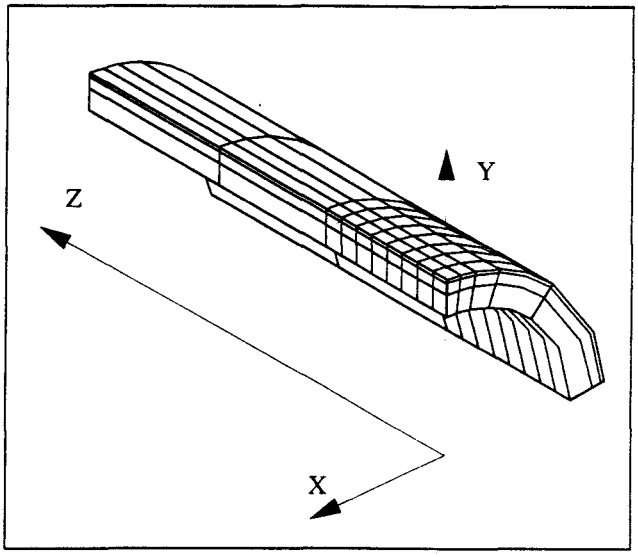


Fig 7 : Indenteur bi–plan, modèle éléments finis : maillage de la zone de contact de l'ébauche.

Fig 7: Biplane indenter, finite element model: mesh of the specimen contact zone.

La comparaison entre l'évolution des efforts expérimentaux et l'évolution des efforts résultant de l'analyse par éléments finis est représentée en figure 8. Les efforts calculés sont égaux à 16,2 kN pour l'effort normal et 3,0 kN pour l'effort tangent à comparer respectivement à 16,5 kN et 2,9 kN pour les valeurs expérimentales. Ces résultats, prometteurs de par l'excellent accord entre les efforts numériques et expérimentaux, sont encourageants mais ne présument en rien de la suffisance d'un modèle de frottement tel que celui utilisé. En effet, la bonne correspondance des efforts ne traduit pas forcément une représentation fidèle du champs de contraintes à l'interface indenteur–ébauche. Ce résultat, notamment en ce qui concerne la cission de frottement, est principalement lié au comportement surfacique des matériaux en contact et dépend par conséquent de la loi de frottement employée.

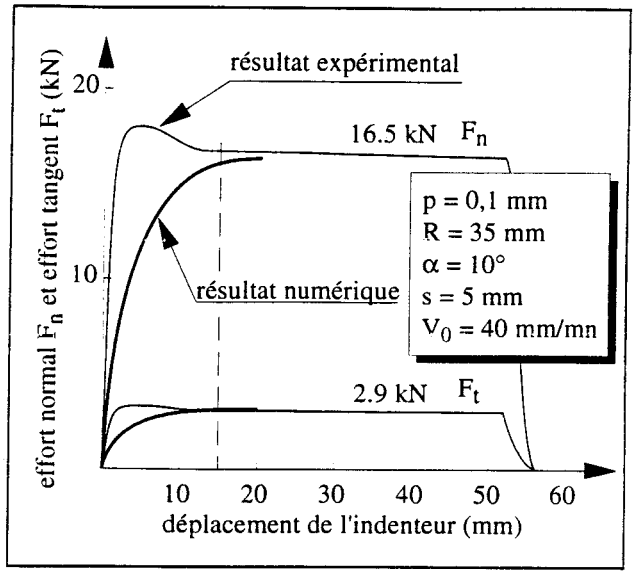


Fig 8 : Indenteur bi–plan, modèle éléments finis : comparaison entre les efforts calculés par la méthode des éléments finis et les efforts expérimentaux.

Fig 8: Biplane indenter, finite element computation: comparison between finite element and experimental forces.

Les différences d'efforts constatées dans la phase initiale de l'essai sont dues à la variation de la largeur de contact liée à la mise en chargement et en position du porte indenter et de la cellule de mesure, ces phénomènes n'étant pas pris en compte dans la modélisation éléments finis. Ces erreurs sur la prévision des efforts n'ont aucune influence sur l'analyse de l'essai dans sa phase stationnaire.

Les valeurs de la pression de contact sont prises aux points d'intégration des éléments de contact. Les répartitions de la pression de contact après un déplacement de 18 mm de l'indenteur dans le plan X = 0 et dans le plan Z = 17 mm, plan d'intersection de la surface inclinée avec la surface calibrante, sont présentées en figure 9.

La pente du profil de répartition de pression de contact atteint des valeurs très importantes le long de la surface inclinée, 6 000 MPa/mm, puis diminue depuis 1 800 MPa/mm en Z = 17 mm à 100 MPa/mm en Z = 12,5 mm. Une répartition quasi parabolique est obtenue dans les plans XY.

La figure 10 présente l'évolution de la déformation plastique équivalente dans le plan X = 0, celle-ci est calculée au point d'intégration des éléments volumiques bordant la zone de contact, la distance initiale entre ces points et la surface de l'ébauche étant égale à 0,1 mm.

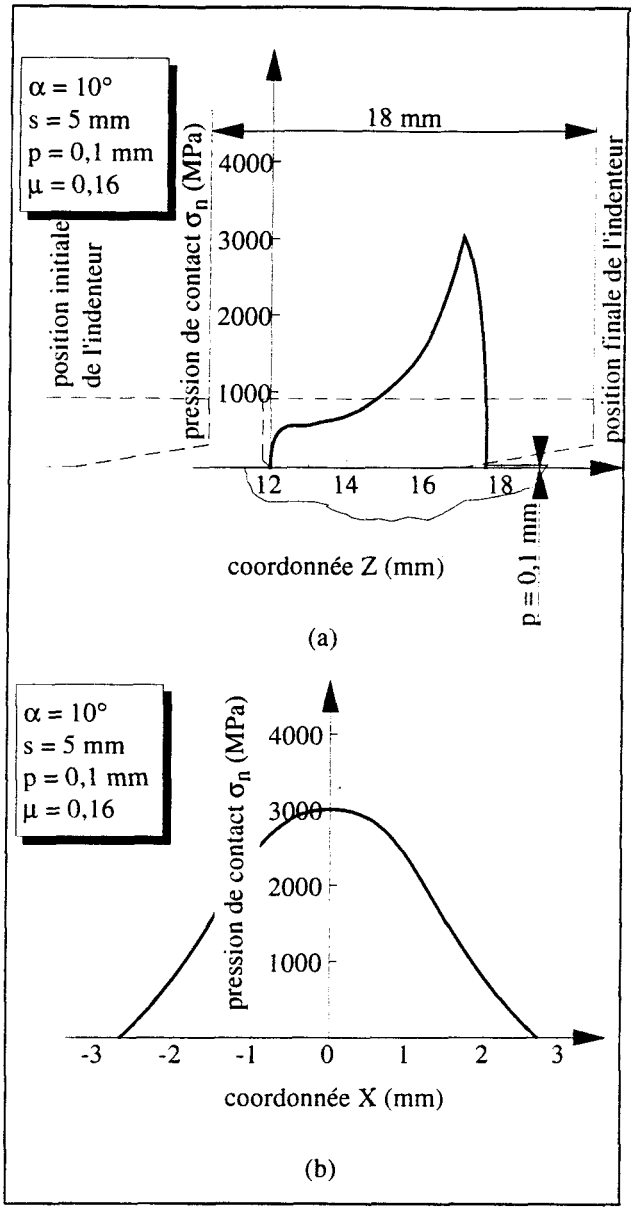


Fig 9 : Indenteur bi–plan, modèle éléments finis : (a) pression de contact en fonction de la coordonnée Z dans le plan X = 0, (b) pression de contact en fonction de la coordonnée X dans le plan Z = 17 mm.

Fig 9: biplane indenter, finite element computation: (a) local contact pressure versus Z–coordinate in the X = 0 plane, (b) local contact pressure versus X–coordinate in the Z = 17 mm plane.

Tout comme pour la répartition de la pression de contact, la pente de la courbe de déformation plastique est très importante le long de la surface inclinée, un maximum de 0,09 mm^{-1} étant relevé en Z = 17 mm. La déformation plastique équivalente se stabilise le long de la surface calibrante, devenant constante et égale à 0,08. Une contrainte d'écoulement égale à 431 MPa est ainsi obtenue, conduisant à une pression de contact réduite σ_n/σ_0 évoluant de 1,0 à 3,4 pour Z compris entre 12,5 et 16 mm.

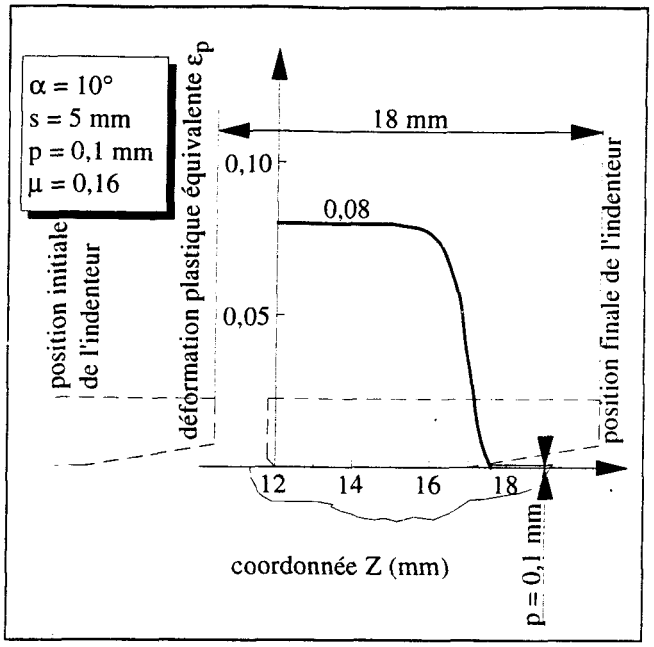


Fig 10 : Indenteur bi–plan, modèle éléments finis : déformation plastique équivalente en fonction de la coordonnée Z dans le plan X = 0.

Fig 10: Biplane indenter, finite element computation: effective plastic strain versus Z–coordinate in the X = 0 plane.

1.3 Influence des paramètres d'essai

De manière à ajuster précisément les plages de valeurs des pressions de contact et des déformations plastiques évaluées au voisinage de la zone de contact avec celles recherchées pour la définition de la loi surfacique, deux séries de simulations par la méthode des éléments finis sont réalisées en faisant varier successivement l'angle d'attaque de l'indenteur α et sa longueur calibrante s. Les plages de variations de α et de s sont déterminer de façon à conserver au glissement un caractère prédominant sur les effets de déformation. La surface calibrante étant le lieu privilégié de glissement sans déformation plastique (Fig. 10), les variations de l'angle d'attaque de l'indenteur et de sa longueur calibrante sont déterminées pour que le rapport entre la pénétration et la portée p/q — caractérisant le rapport surface inclinée/surface totale — reste compris entre 0,1 et 0,3 (Tableau 2).

Pour l'ensemble 1, les pentes des profils de répartition de pression de contact ainsi que les valeurs maximales atteintes sont très sensibles aux variations de l'angle d'attaque α : la figure 11 (a) montre les répartitions de la pression de contact dans le plan X = 2,7 mm, plan contenant les points d'intégration des éléments de contact où les pressions relevées sont maximales et, par conséquent, où les variations de pression sont le plus marquées. La figure 11 (b) présente ces distributions dans le plan Z = 17 mm.

Tableau 2 : Indenteur bi-plan, plage de variation des angles d'attaque et des portées calibrantes.
Table 2: biplane indenter, range of variation of the front face angle and of the sizing width

ENSEMBLE 1	α (degrés)	5	**10**	15	20
	s (mm)			**5**	
	p (mm)			**0,2**	
ENSEMBLE 2	α (degrés)		**10**		
	s (mm)	2	3,6	**5**	
	p (mm)			**0,2**	

Pour des pénétrations p supérieures ou égales à 0,2 mm et des angles d'attaque supérieurs à 10 degrés, la distribution de pression de contact est répartie principalement sur la face avant de l'indenteur et demeure quasiment nulle le long de la surface calibrante. Dans ce cas, seule la répartition de la pression de contact sur la face inclinée de l'indenteur est disponible pour la détermination de lois de comportement surfacique. Le gradient de pression de contact y est très important, 20 000 MPa/mm pour une pénétration de 0,2 mm et un angle α de 20 degrés. Dans ce cas de figure, la longueur de contact maximale le long de la face inclinée est de 0,58 mm. Une détermination précise du champ de pression de contact le long de cette surface implique alors un maillage plus précis de cette zone, la taille des mailles de contact utilisées dans le modèle éléments finis actuel n'impliquant sur une telle longueur qu'un seul point d'intégration, soit une seule valeur de pression de contact ce qui, évidemment, s'avère insuffisant. Un maillage plus fin dans le sens longitudinal (direction Z) implique aussi un maillage plus fin dans la direction circonférentielle et dans le sens de l'épaisseur de l'ébauche, évitant par la même des géométries de maille irrégulières conduisant à des singularités dans les matrices jacobiennes des élément 3D et par conséquent à une détérioration des calculs. Ceci va évidemment au détriment des temps de calcul. Il convient donc de choisir l'angle d'attaque α de façon à obtenir une répartition des pressions de contact le long de la surface calibrante qui soit au moins égale à un cinquième de la valeur maximale, soit en retenant des angles inférieurs à 10 degrés, soit en optant pour des valeurs de pénétrations inférieures à 0,2 mm. La gamme de pressions de contact atteintes reste alors significative et est facilement exploitable.

Le profil de répartition de la déformation plastique équivalente reste identique à celui présenté en figure 10. Cependant, une croissance importante de la valeur maximale de la déformation atteinte avec l'angle d'attaque est à noter, un gradient de 0,044 degré$^{-1}$ étant relevé pour une pénétration p et un angle α respectivement égaux à 0,2 mm et 20 degrés. Ceci est en accord avec les résultats analytiques prédisant un gradient voisin de 0,05 degré$^{-1}$ dans des conditions de contact similaires [16]. Néanmoins, les valeurs obtenues sont notablement différentes :

toujours dans les mêmes conditions de contact, une déformation plastique de 1,2 est obtenue par la solution analytique contre 0,84 par la solution numérique. Cette différence s'explique simplement par le fait que la solution numérique donne une valeur de la déformation à une profondeur de l'ordre de 0,1 mm sous la surface de contact alors que la solution analytique donne une valeur moyenne en surface calculée dans le cadre de déformations planes et qui est, de ce fait, surestimée [15].

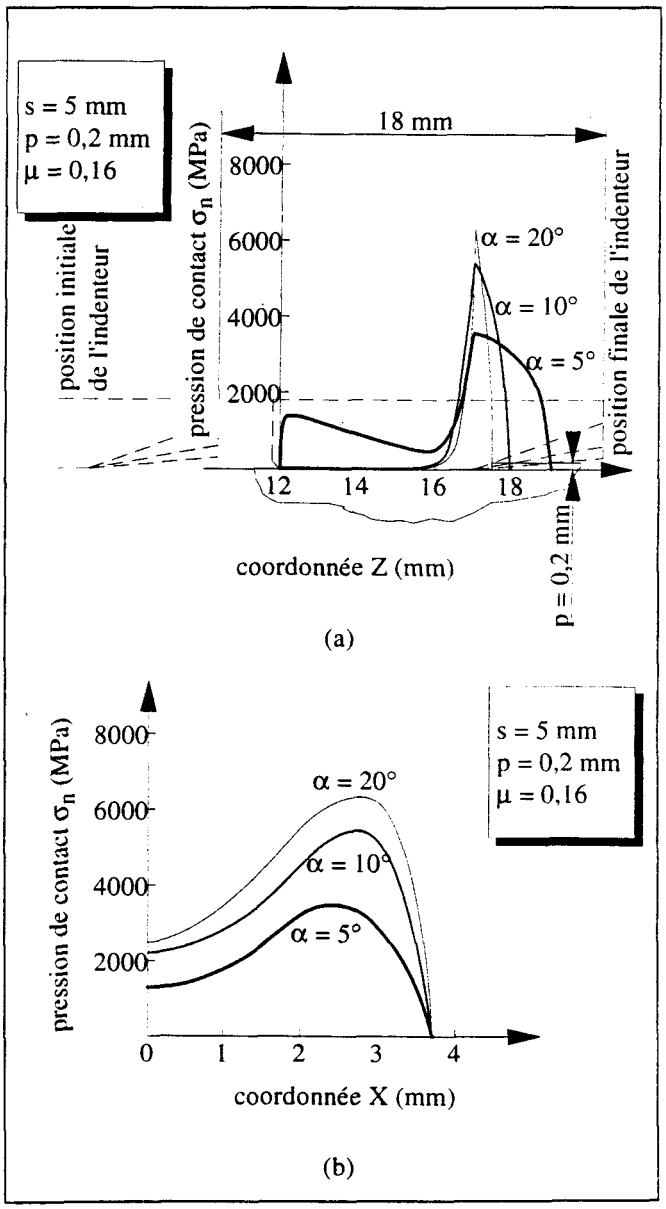


Fig 11 : Indenteur bi–plan, modèle éléments finis : (a) pression de contact en fonction de la coordonnée Z dans le plan X = 2,7 mm, (b) pression de contact en fonction de la coordonnée X dans le plan Z = 17 mm.

Fig 11: Biplane indenter, finite element computation: (a) contact pressure versus Z–coordinate in the X = 2.7 mm plane, (b) contact pressure versus X–coordinate in the Z = 17 mm plane.

Ces résultats soulignent la forte sensibilité de la déformation plastique équivalente aux variations de l'angle d'attaque α ; celui-ci est donc tout indiqué pour servir de paramètre à

l'ajustement de la déformation recherchée pour identifier avec précision la loi surfacique. Il est toutefois important de noter que la courbe représentant la valeur maximale de la déformation plastique équivalente en fonction de l'angle α présentée en figure 12 ne peut à elle seule prétendre à la détermination de la valeur de l'angle d'attaque, la valeur de la pénétration p ayant certainement une influence non négligeable sur l'amplitude de la courbe. La stratégie proposée pour la détermination de α opère en deux étapes : dans un premier temps une valeur de pénétration de référence est évaluée de façon plus ou moins arbitraire, en tenant compte des valeurs de pressions de contact et de déformations plastiques à reproduire, puis, dans un deuxième temps, les calculs éléments finis sont réalisés et la courbe déformation plastique équivalente–angle d'attaque est tracée ; l'angle α est alors choisi pour reproduire la déformation plastique équivalente voulue. Le choix et l'influence de la valeur de la pénétration de référence sont discutés plus loin.

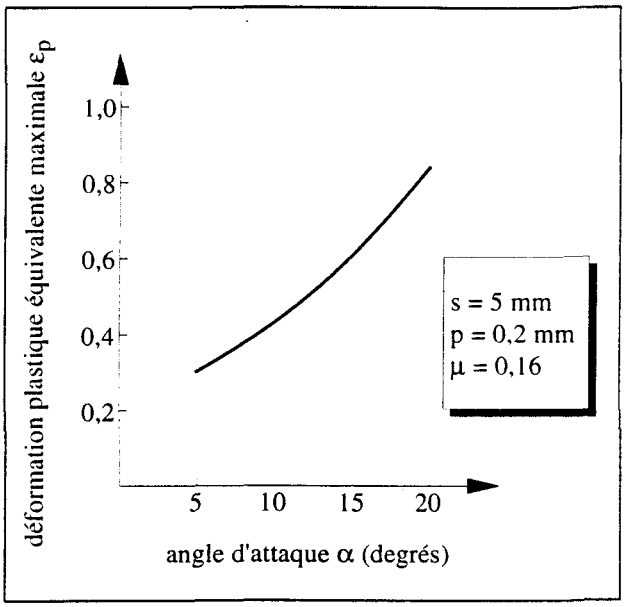


Fig 12 : Indenteur bi–plan, modèle éléments finis : déformation plastique équivalente maximale dans le plan X = 0 en fonction de l'angle d'attaque.

Fig 12: Biplane indenter, finite element computation: maximum effective plastic strain in the X = 0 plane versus the front face angle curve.

Les résultats du second ensemble montrent une légère augmentation de la pression de contact, le maximum atteint dans le plan X = 2,7 mm évoluant de 5 300 MPa à 5 400 MPa pour une pénétration égale à 0,2 mm, un angle d'attaque égal à 10 degrés et une longueur calibrante variant de 2 à 5 mm. La déformation plastique équivalente reste, pour les mêmes conditions d'étude, comprise entre 0,44 et 0,46. La longueur calibrante n'a donc pas d'influence majeure sur les évolutions de la pression de contact et de la déformation plastique. Son choix est donc indépendant de la méthode proposée pour l'ajustement des grandeurs mécaniques σ_n et ε_p.

La géométrie globale de l'indenteur étant définie avec un angle d'attaque α et une longueur calibrante s, et cela pour une pénétration de référence choisie, une détermination précise de p s'avère nécessaire, premièrement pour permettre l'ajustement de la valeur de la pression de contact avec la valeur désirée et deuxièmement pour justifier le choix de l'angle d'attaque et vérifier que la déformation plastique équivalente reste dans l'intervalle de valeur escompté.

La répartition de la pression de contact ainsi que son maximum sont fortement influencés par les variations de la pénétration. Pour des valeurs de p supérieures à 0,1 mm, la pression de contact est quasiment nulle le long de la surface calibrante de l'indenteur, n'offrant qu'une courbe difficilement exploitable le long de la surface inclinée (Fig. 13 (a)). Il apparaît toutefois que la pression de contact réduite σ_n/σ_0 atteint des maxima très élevés compris entre 4 et 7,8 pour des pénétrations faibles de l'ordre de 0,05 à 0,1 mm (Fig. 14).

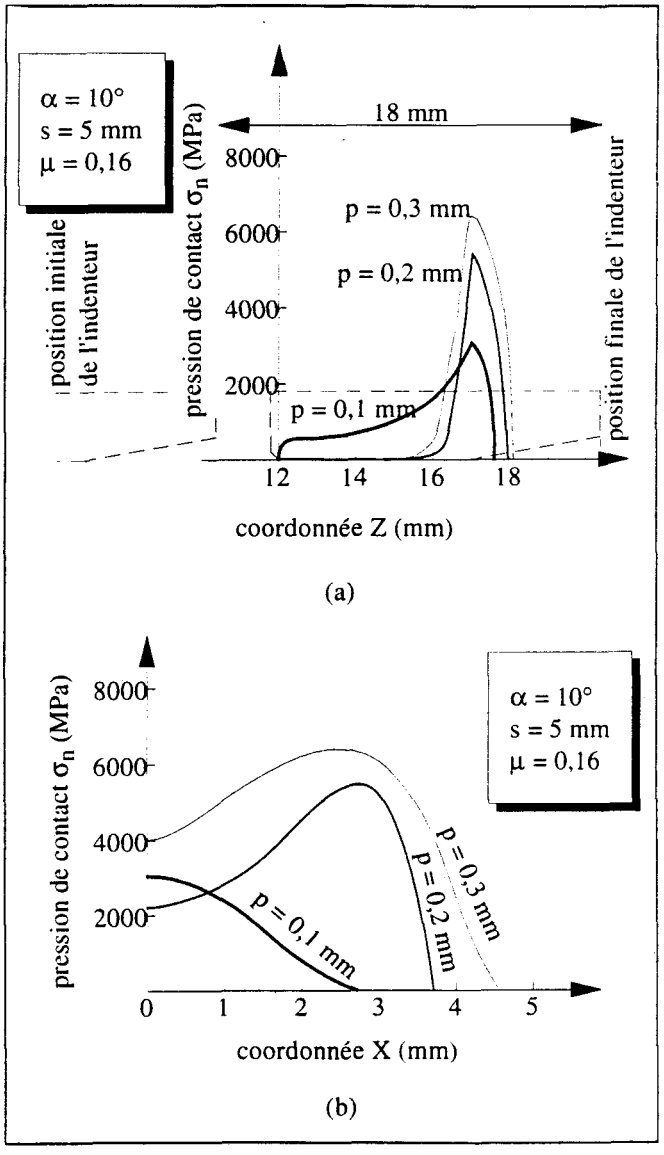


Fig 13 : Indenteur plan, modèle éléments finis : (a) pression de contact en fonction de la coordonnée Z dans le plan X = 0 pour p = 0,1 mm et dans le plan X = 2,7 mm pour p = 0,2 mm et p = 0,3 mm, (b) pression de contact en fonction de la coordonnée X dans le plan Z = 17 mm.

Fig 13: Biplane indenter, finite element computation: (a) local contact pressure versus Z-coordinate in the X = 0 plane for p = 0.1 mm and X = 2.7 mm plane for p = 0.2 and 0.3 mm, (b) local contact pressure versus X-coordinate in the Z = 17 mm plane.

Des différences importantes dans les profils de répartition de pression de contact sont à noter dans le plan XY. La valeur maximale de σ_n est atteinte dans le plan X = 0 pour des valeurs de pénétrations faibles, et dans un plan voisin de X = 2,7 mm pour des valeurs de p plus importantes (Fig. 13 (b)). Ce résultat s'explique par la généralisation de la zone plastique à toute l'épaisseur de l'ébauche (Fig. 15).

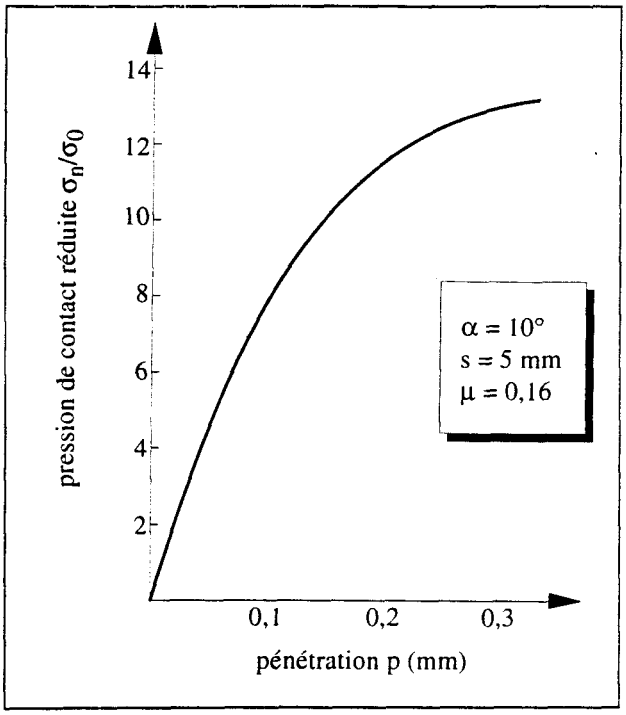


Fig 14 : Indenteur bi-plan, modèle éléments finis : pression de contact réduite maximale en fonction de la pénétration.

Fig 14: Biplane indenter, finite element computation: maximum normalized contact pressure versus indenter penetration curve.

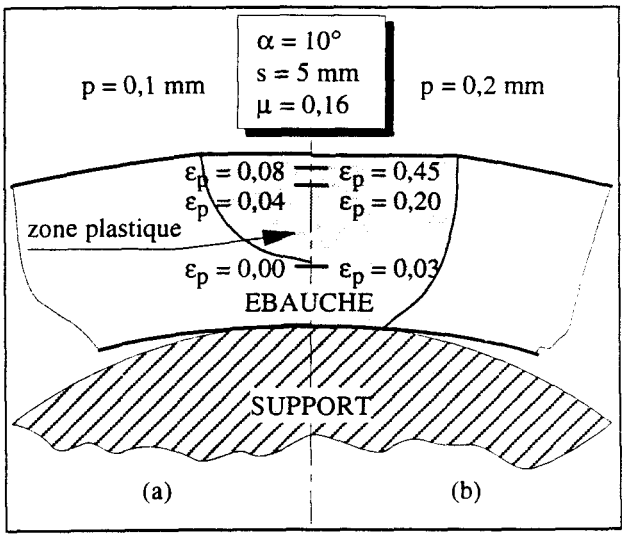


Fig 15 : Indenteur bi-plan, modèle éléments finis : répartition de la déformation plastique équivalente à travers l'épaisseur de l'ébauche pour des pénétrations égales à 0,1 mm (a) et 0,2 mm (b).

Fig 15: Biplane indenter, finite element computation: effective plastic strain distribution through out the specimen thickness for indenter penetration equal to 0.1 mm (a) and 0.2 mm (b).

La valeur maximale de la déformation plastique est par conséquent fortement modifiée dans cette intervalle de pénétrations bien que le profil de la répartition dans le plan YZ reste semblable à celui présenté en figure 10. La courbe déformation plastique équivalente–pénétration présente une pente de 4 mm^{-1} dans cette plage de variation de p, alors qu'en dehors de celle-ci, pour des valeurs de p inférieures à 0,1 mm ou supérieures à 0,2 mm, la pente est inférieure à 0,8 mm^{-1} (Fig. 16).

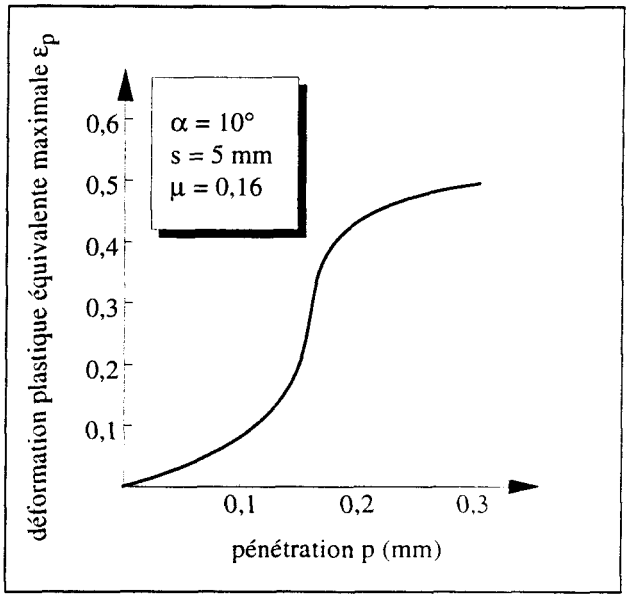


Fig 16 : Indenteur bi–plan, modèle éléments finis : déformation plastique équivalente maximale en fonction de la pénétration.

Fig 16: Biplane indenter, finite element computation: maximum effective plastic strain versus indenter penetration curve.

Le contrôle de la pression de contact peut facilement être géré par la pénétration de l'indenteur. L'influence de ses variations sur la déformation plastique équivalente étant négligeable pour de faibles valeurs de p, le choix de l'angle d'attaque α sera satisfaisant si la pénétration choisie pour la construction de la courbe déformation plastique équivalente–angle d'attaque est suffisamment petite pour conduire à une déformation plastique localisée à la surface de contact. Une pénétration égale à 0,05 ou 0,1 mm semble un bon choix pour une première approche.

1.4 Influence du coefficient de frottement moyen

En plus de la géométrie et de la pénétration de l'indenteur définies par la méthodologie précédente, la pression de contact et la déformation plastique sont modifiées par le comportement surfacique à l'interface indenteur–ébauche.

Pour déterminer quelques résultats de base, la pression de contact et la déformation plastique sont évaluées avec différentes valeurs du coefficient de frottement défini par un modèle de Coulomb :

$$\sigma_t = \mu \sigma_n \qquad (3)$$

Celles-ci s'échelonnent de 0,05, ce qui correspond à un régime de lubrification hydro-dynamique, à 0,25, qui correspond à un régime plutot mauvais de lubrification mixte.

Le profil de distribution de la pression de contact reste similaire à celui présenté en figure 13 pour la pénétration de 0,2 mm. Le maximum atteint augmente légèrement de 5 100 MPa à 5 300 MPa pour un coefficient de frottement évoluant de 0,05 à 0,15. L'augmentation du maximum de la pression de contact devient ensuite plus importante, σ_n atteignant 6 400 MPa pour une valeur du coefficient de frottement moyen μ égal à 0,25 (Fig. 17).

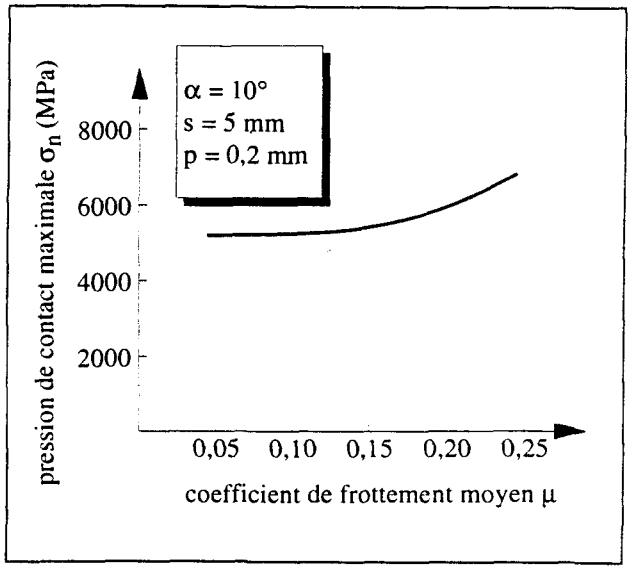


Fig 17 : Indenteur bi–plan, modèle éléments finis : pression de contact maximale en fonction du coefficient de frottement moyen.

Fig 17: Biplane indenter, finite element computation: maximum contact pressure versus the mean friction coefficient curve.

Ce résultat est très important. Il souligne le fait que la répartition de la pression de contact peut être supposée indépendante du coefficient de frottement tant que le rapport entre la cission de frottement locale et la pression de contact locale σ_t^*/σ_n^* reste inférieur à 0,15. Dans ce cas de figure, une prévision tout à fait correcte de la répartition de σ_n à l'interface indenteur–ébauche est obtenue lorsque les simulations éléments finis sont effectuées avec un coefficient de frottement moyen.

Il n'en est évidemment pas de même pour la déformation plastique qui augmente fortement avec le coefficient de frottement (Fig. 18). Ceci à une conséquence directe sur la détermination de l'angle d'attaque α qui voit sa valeur directement liée au choix du coefficient de frottement utilisé pour les différentes simulations numériques aboutissant au tracé de la courbe déformation plastique équivalente–angle d'attaque.

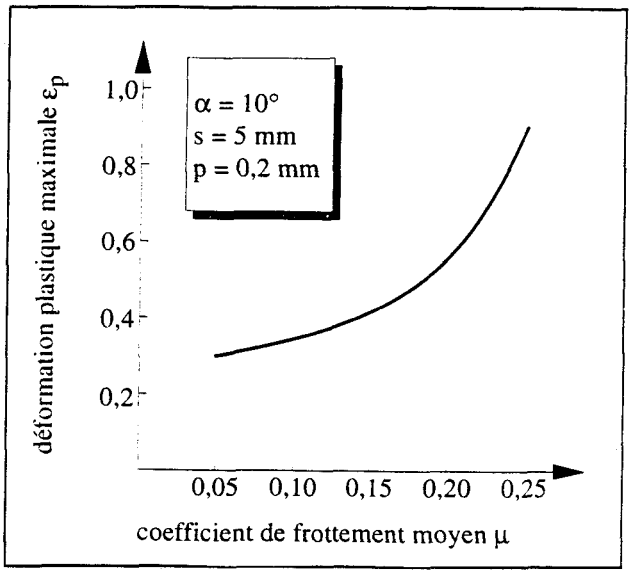


Fig 18 : Indenteur bi–plan, modèle éléments finis : déformation plastique équivalente maximale en fonction du coefficient de frottement moyen.

Fig 18: Biplane indenter, finite element computation: maximum effective plastic strain versus the mean friction coefficient curve.

Le problème est donc de définir un coefficient de frottement moyen pour réaliser les calculs éléments finis avant même de définir la géométrie de l'indenteur et sa pénétration et, par conséquent, avant la réalisation d'essais conduisant à la détermination précise de celui-ci. Au regard de la stratégie proposée deux cas de figures se présentent.

Premier cas, les ordres de grandeurs de σ_n et ε_p sont obtenus expérimentalement. Un ordre de grandeur du coefficient de frottement est alors nécessaire. Les résultats des tests d'indentation–rotation sont utilisés dans cette optique. L'estimation du coefficient de frottement est alors obtenue en calculant le rapport de l'effort tangent exercé sur le contacteur sur l'effort normal. Cette valeur donne un ordre de grandeur significatif pour l'analyse de structure à moyenne ou haute pression de contact ; ainsi, si l'on se réfère à l'essai d'indentation–rotation de bagues recuites en acier 1042 revêtues de couche de frottement en phosphate et stéarate de zinc en contact avec un indenteur en carbure de tungstène GT20 à la température ambiante [14], la pression de contact moyenne lors de la mise en contact indenteur–ébauche est voisine de 750 MPa, la pression de contact réduite variant entre 1,3 et 2,7. La pente à l'origine de la courbe déformation plastique équivalente–coefficient de frottement moyen étant faible, l'approximation aura d'autant moins d'influence sur le résultat final que le coefficient de frottement sera petit. Une comparaison entre la pression de contact réduite souhaitée et la pression de contact réduite obtenue par le test d'indentation–rotation (modèle éléments finis) permet de prédire si le coefficient de frottement est sous-estimé — pression de contact réduite supérieure à celle du process — ou surestimé — pression de contact réduite inférieure.

Deuxième cas, un premier ordre de grandeur des pressions de contact, des déformations et des vitesses de glissement est donné par des modèles numériques ou analytiques en utilisant un coefficient de frottement déterminé de manière quelconque (abaque, expérience...). Les mêmes valeurs sont alors utilisées pour les simulations numériques de l'essai de compression–translation. Dans ce cas de figure, les résultats devront être a concidérer avec réserves : ils ne seront en accord qu'avec les analyses numériques ou analytiques du problème étudié et non avec le problème lui–même. Il est alors important à l'issue de l'expérimentation et de la détermination des caractéristiques surfaciques des matériaux en contact étudiés, de vérifier le bien fondé du choix de la valeur initiale du coefficient de frottement au niveau des analyses du problème, et, si des écarts importants apparaissent, de réaliser une seconde analyse complète du process avec le coefficient de frottement identifié par la première procédure. Cette méthode est très pénalisante puisqu'elle impose, en cas de non accord entre les prévisions de la première analyse du procédé et les premiers résultats expérimentaux, une seconde analyse complète du test de compression–translation et la réalisation d'un nouvel essai.

2. ANALYSE MÉCANIQUE AVEC L'INDENTEUR CYLINDRIQUE

Si le fait de limiter la pénétration à une profondeur de 0,1 mm permet tout de même d'atteindre des valeurs maximales de pressions de contact réduites de l'ordre de 8, celles-ci sont obtenues à l'intersection des plans incliné et calibrant de l'indenteur, lieu où la pression de contact est maximale et où la déformation plastique équivalente n'est pas encore stabilisée. En prenant en considération les remarques émanantes de la figure 16, il apparaît que l'indenteur bi–plan, même utilisé avec des valeurs d'angles d'attaque élevées, conduit à des déformations plastiques localisées moyennes. Une géométrie d'indenteur à section circulaire, l'indenteur cylindrique, est proposée pour compléter la gamme de déformations plastiques. Cette géométrie permet, de par l'absence de surface calibrante, de conserver la même surface de contact indenteur–ébauche lors de la phase non stationnaire du test (mise en position et déformation du porte indenteur et de la cellule de mesure).

Les paramètres du test de compression–translation sont alors la géométrie de l'indenteur définie par son rayon R_o, la pénétration p et la vitesse de déplacement de l'indenteur V_0 (Fig. 19). Tout comme pour l'indenteur bi–plan, la vitesse de glissement v_s à l'interface indenteur–ébauche s'exprime facilement en fonction de V_0 :

$$v_s = V_0 / \cos \theta, \qquad (4)$$

où θ est l'angle de contact courant (Fig. 20). Contrairement au cas précédent où la vitesse de glissement était constante le long de la surface inclinée et de la surface calibrante, v_s varie continûment le long de la surface de contact, la plage de variation étant définie par :

$$\Delta v_s = V_0\, p / (R_o - p). \qquad (5)$$

Dans les conditions expérimentales présentées au chapitre 3, ces variations de la vitesse de glissement demeurent inférieures à 3 %.

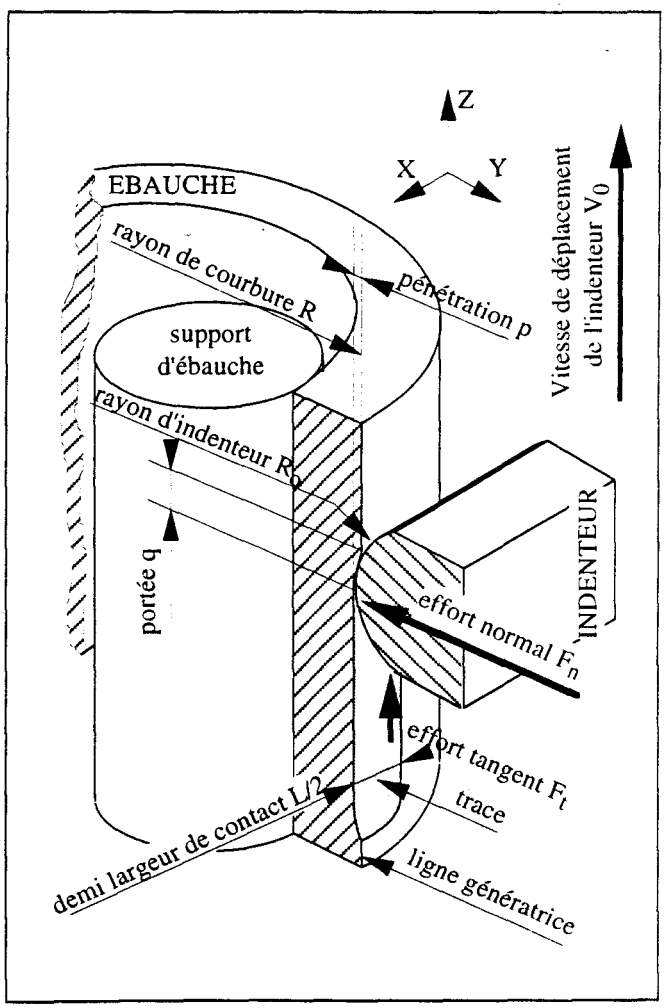


Fig 19 : Indenteur cylindrique : schéma, repère et principales notations.

Fig 19: Cylindrical indenter: scheme, axes and main components.

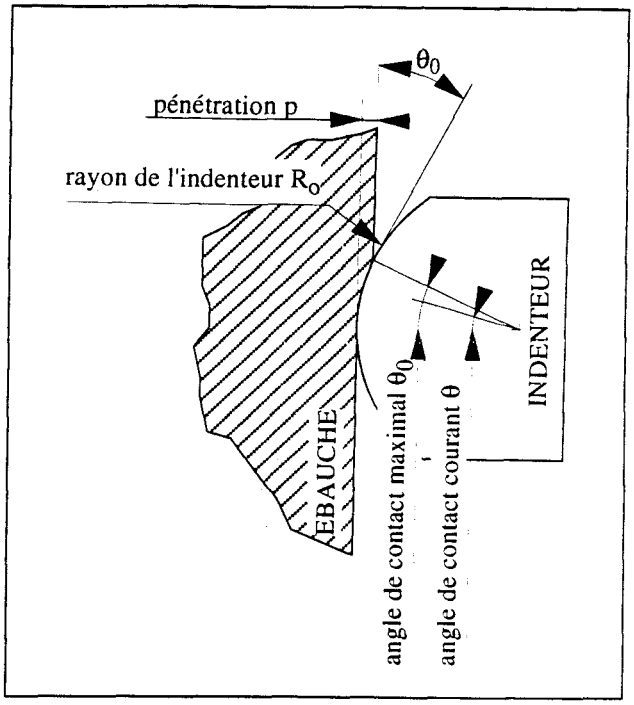


Fig 20 : Indenteur cylindrique : coupe longitudinale de la zone de contact.

Fig 20: Cylindrical indenter: YZ section of the contact zone.

2.1 Essai de référence

Un essai de référence, similaire dans son déroulement à celui présenté dans l'étude de l'indenteur bi–plan (phase de translation seule), est réalisé sur une bague en acier A516 recuit avec un indenteur cylindrique en carbure de tungstène G1. Les caractéristiques mécaniques de ces deux matériaux sont présentées dans le tableau 3. La géométrie de l'ébauche est identique à celle utilisée dans les analyses précédentes (Fig. 4 (a)).

L'essai est conduit à la température ambiante avec une pénétration de 0,1 mm, un rayon d'indenteur de 10 mm et une vitesse de déplacement de l'indenteur de 40 mm/mn. Le choix de ces valeurs de rayon d'indenteur et de pénétration pour cette première analyse permet de se positionner dans des conditions de contact comparables au cas de référence étudié avec l'indenteur bi–plan : l'angle de contact maximal de l'indenteur est égal à 8,11 degrés donc proche de l'angle d'attaque de l'indenteur bi–plan. La portée de indenteur cylindrique est beaucoup plus faible que pour le premier type d'indenteur. Toutefois, la portée calibrante s n'ayant pas d'influence notable sur les distributions de contraintes et de déformations ceci n'a pas d'incidence directe sur la comparaison.

Tableau 3 : Indenteur cylindrique, caractéristiques mécaniques de l'acier A516 et du carbure de tungstène G1.

Table 3: Cylindrical indenter, mechanical properties of the A516 steel and G1 carbide tungsten.

	Module d'Young (MPa)	Coefficient de Poisson	Contrainte d'écoulement (MPa)
AcierA516	210 000	0,27	237,1 (1+1,84 $\varepsilon_p^{0,322}$) pour $0,05 \leq \varepsilon_p \leq 0,6$
Carbure de tungstène GT20	580 000	0,20	2 200

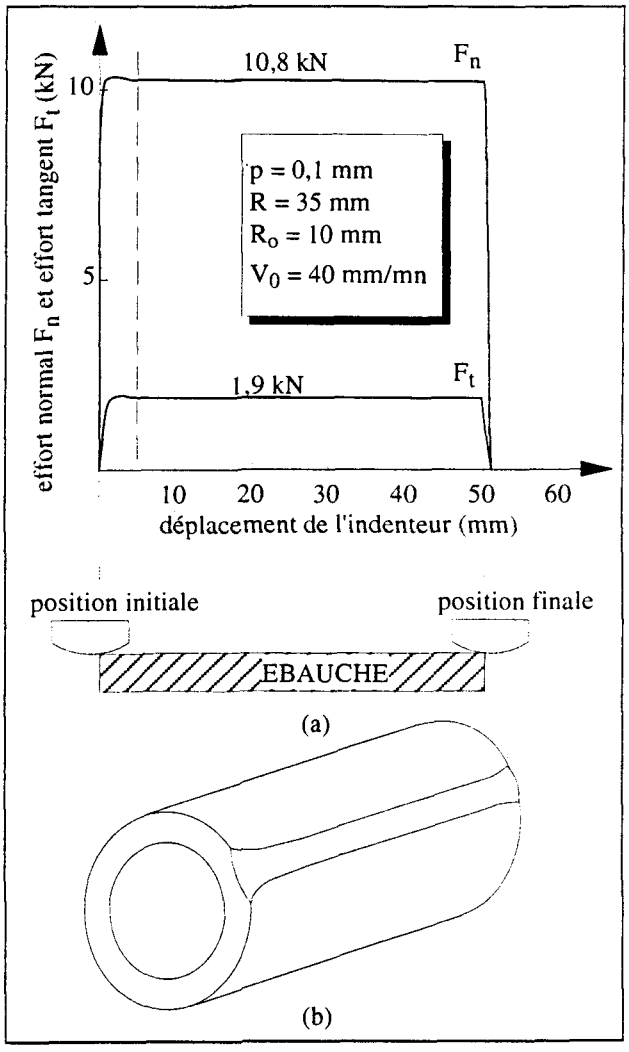


Fig 21 : Indenteur cylindrique, analyse de référence : (a) évolution de l'effort normal et de l'effort tangent en fonction du déplacement de l'indenteur pour un essai sans phase de compression initiale, (b) évolution de la largeur de la trace de contact en début d'essai.

Fig 21: Cylindrical indenter, reference analysis: (a) normal load and friction force versus indenter displacement curve in the case of a test operated without initial upsetting phase, (b) evolution of the width of the track at the beginning of the test.

La figure 21 présente les courbes d'efforts obtenues en fonction du déplacement de l'indenteur. L'effort normal et l'effort tangent atteignent leur valeur stationnaire respectivement à 10,3 et 1,9 kN. Comme cela sera montré dans le chapitre consacré à l'identification des lois surfaciques, le coefficient de frottement moyen μ, dérivé du modèle de Coulomb, est alors égal à 0,11. L'utilisation d'une géométrie d'indenteur sans surface calibrante, et par conséquent de portée plus faible, conduit à une stabilisation plus rapide des efforts — ici après un déplacement de l'ordre de 5 mm contre 15 mm pour l'indenteur bi–plan lors de l'analyse de référence.

2.2 Modélisation éléments finis

Sur la base de l'essai de référence, une première étude éléments finis est réalisée sur une demi structure, celle-ci étant réalisée à l'aide de code de calcul par la méthode des éléments finis ABAQUS. Les conditions aux limites sont toujours le blocage des déplacements dans la direction X pour les noeuds appartenant au plan de symétrie X = 0, le blocage des déplacements dans la direction Z des noeuds situés à Z = 0 et Z = 50 mm et compris entre Y = -35 et Y = 33 mm — ébauche en contact avec la partie fixe du montage — et le blocage dans la direction Y des noeuds modélisant la génératrice intérieure de l'ébauche — contact avec le support cylindrique — (Fig. 22 (a)).

Cette première analyse est effectuée pour un déplacement de l'indenteur de 20 mm. Le maillage est constitué de 600 éléments volumiques à 8 noeuds et 8 points d'intégration. Trois segments de discrétisation sont employés dans le sens de l'épaisseur, dix dans le sens circonférentiel et vingt dans la direction Z (Fig. 22 (b)).

La rigidité du carbure de tungstène G1 étant la même que celle du carbure de tungstène GT20, l'indenteur, tout comme dans l'analyse précédente, est considéré comme indéformable. Il est ici modélisé par un contacteur rigide auquel est rattachée la surface candidate au contact de l'ébauche (Fig. 22 (c)). Cette surface de contact est modélisée par 40 éléments de contact à un noeud et un point d'intégration. Un coefficient de frottement moyen égal à 0,1 est pris en compte dans cette analyse.

Les résultats de ce calcul montrent que, premièrement, les répartitions des contraintes et des déformations restent localisées au voisinage de la zone de contact, deuxièmement, les déplacements dans la direction Y des noeuds appartenant au plan Y = 0 sont nuls, et enfin que les efforts exercés sur l'indenteur se stabilisent après un déplacement de 5 mm. Une seconde analyse est alors réalisée sur un quart de structure.

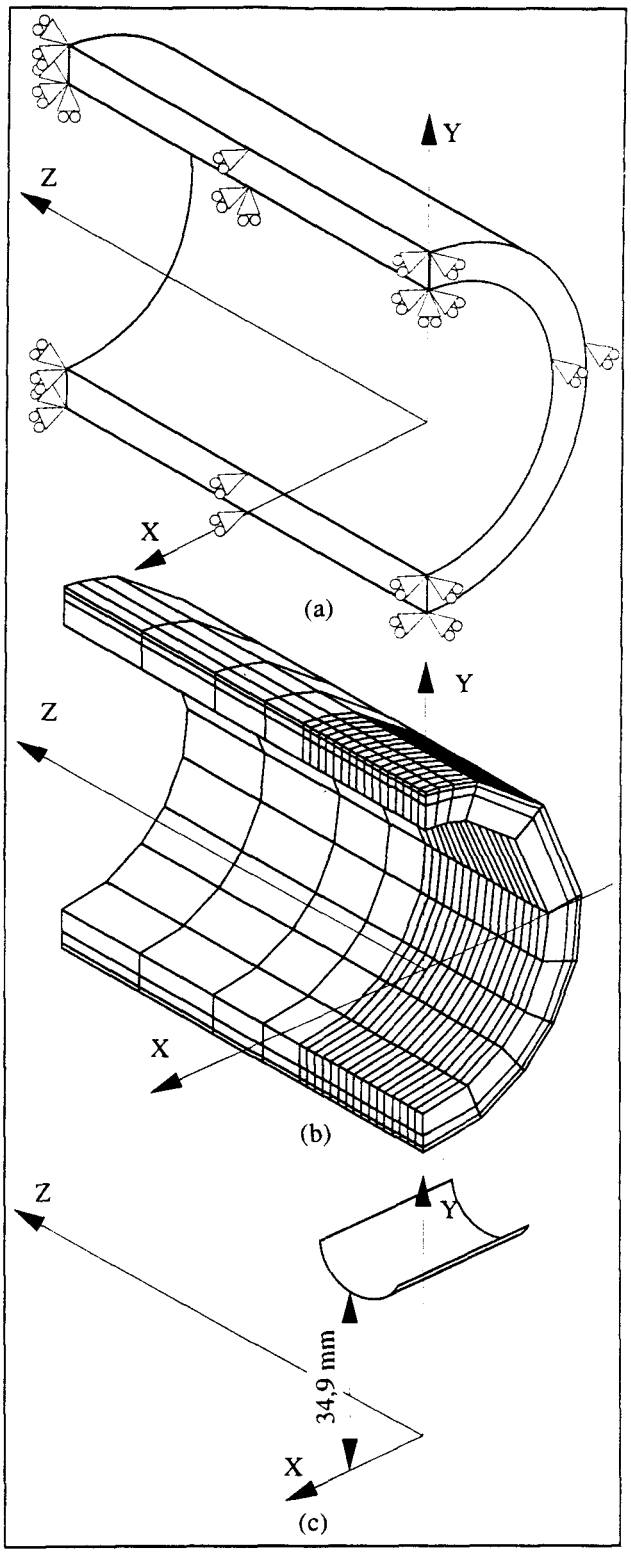


Fig 22 : Indenteur cylindrique, modèle éléments finis : (a) conditions aux limites imposées, (b) maillage éléments finis de l'ébauche, (c) modélisation de l'indenteur.

Fig 22: Cylindrical indenter, finite element model: (a) prescribed boundary conditions, (b) finite element mesh of the specimen, (c) finite element mesh of the indenter.

Les conditions aux limites imposées restent inchangées à l'exception du blocage supplémentaire des déplacements dans la direction Y des noeuds du plan Y = 0. La position initiale de l'indenteur est Z = 10 mm et un déplacement de 7 mm lui est imposé.

270 éléments volumiques répartis en 18 couches dans la direction longitudinale, 5 couches dans la direction circonférentielle et 3 couches dans l'épaisseur modélisent maintenant le quart d'ébauche. La taille des mailles est déterminée de manière à assurer un minimum de 8 points de contact entre l'indenteur et l'ébauche. Le maillage comporte ainsi 72 éléments de contact (Fig. 23).

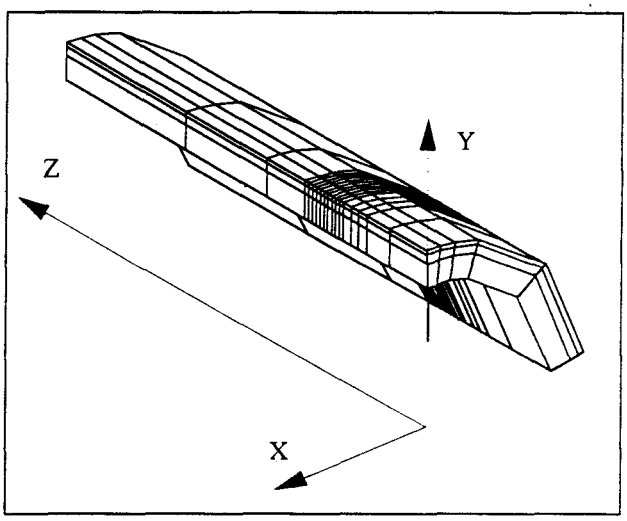


Fig 23 : Indenteur cylindrique, modèle éléments finis : maillage de la zone de contact.

fig 23: Cylindrical indenter, finite element model: finite element mesh of the contact zone.

La répartition de pression de contact à l'interface indenteur–ébauche est présentée en figure 24. Une répartition quasi parabolique est observée dans les plans XY et YZ, le maximum de 2 100 MPa étant atteint dans le plan X = 0. Contrairement à l'analyse avec indenteur bi–plan, la totalité de la courbe de répartition de pression de contact est exploitable.

Le profil de distribution de la déformation plastique évolue de 0 à 0,36 le long de la surface de contact, valeurs relevées aux points d'intégration des éléments volumiques situés à une distance initiale de 0,08 mm sous la surface de contact ; la pente maximale atteint un maximum de 0,51 mm^{-1} (Fig.25). La pression de contact réduite maximale, égale à 4,34, est obtenue dans le plan Z = 17,75 mm.

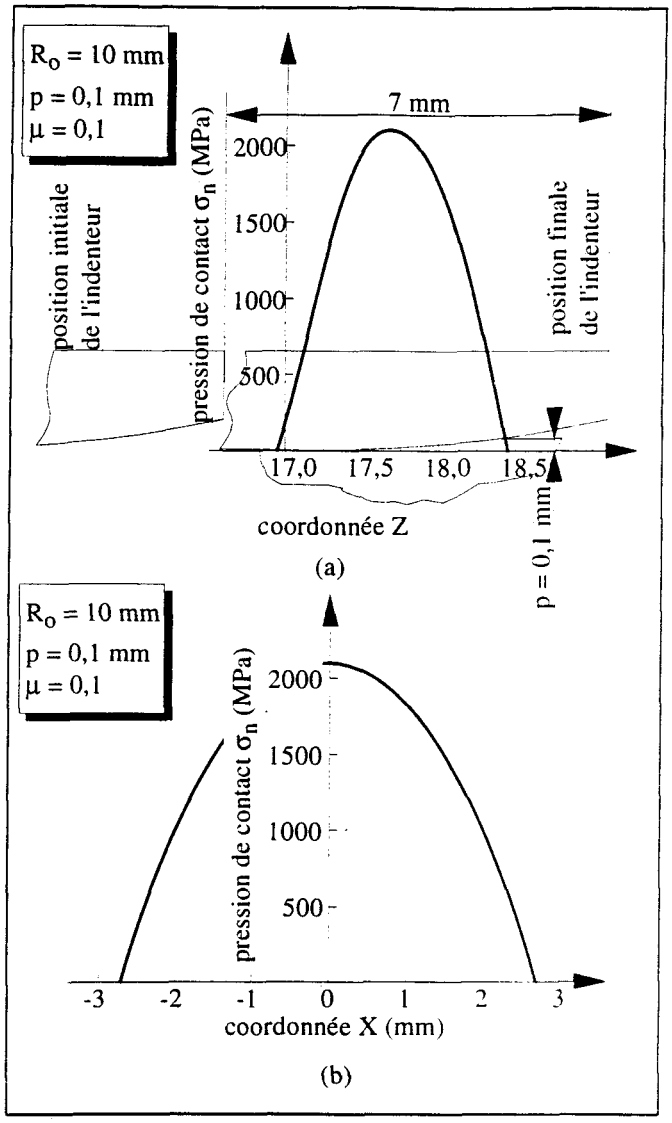


Fig 24 : Indenteur cylindrique, modèle éléments finis : (a) pression de contact en fonction de la coordonnée Z dans le plan X = 0, (b) pression de contact en fonction de la coordonnée X dans le plan Z = 18 mm.

Fig 24: Cylindrical indenter, finite element computation: (a) local contact pressure versus Z-coordinate in the X = 0 plane, (b) local contact pressure versus X-coordinate in the Z = 17 mm plane.

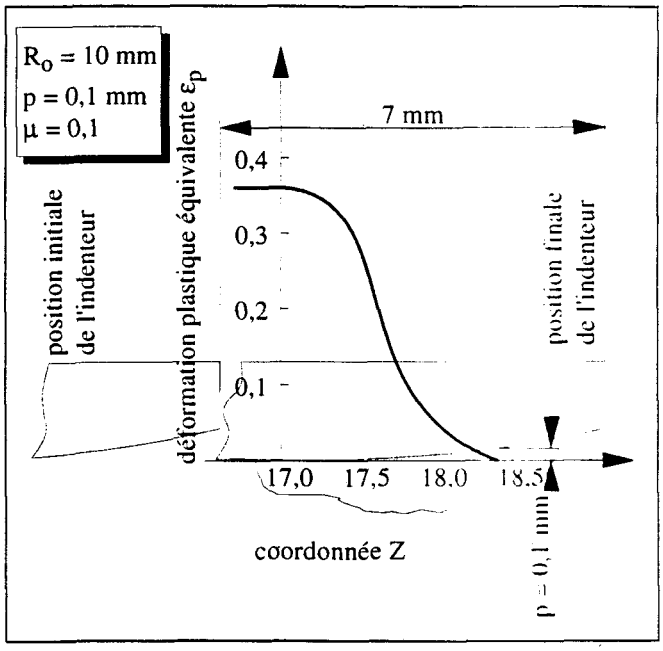


Fig 25 : Indenteur cylindrique, modèle éléments finis : déformation plastique équivalente en fonction de la coordonnée Z dans le plan X = 0.

Fig 25: Cylindrical indenter, finite element computation: effective plastic strain versus Z-coordinate in the X = 0 plane.

Comme souhaité, pour des conditions de contact similaires l'indenteur cylindrique conduit à des déformations plastiques équivalentes plus élevées que l'indenteur bi–plan et une plage de pressions de contact réduites exploitables plus importante (de 0 à 4,34 pour l'indenteur cylindrique contre 1 à 3,4 pour l'indenteur bi–plan).

2.3 Influence des paramètres d'essai

Le choix de la valeur du rayon de l'indenteur R_0, seul paramètre de conception, dépend évidemment de la valeur de la pression de contact σ_n et de la déformation plastique équivalente ε_p à reproduire. Une série de simulations numériques est effectuée avec différents rayons d'indenteurs, les valeurs de la pénétration et du coefficient de frottement moyen restant égales à celles de l'analyse de référence. Un ensemble de quatre rayons a été déterminé dans le but de reproduire des angles de contact maximaux θ_0 du même ordre de grandeur que les angles d'attaque des indenteurs bi–plans (Tableau 4). Pour un rayon de 2 mm les mailles au niveau de la zone de contact doivent être affinées pour permettre une mesure précise de la pression de contact le long de la surface de contact — réduite ici à 2,64 mm^2 pour une portée q de 0,62 mm . Ceci cause une augmentation importante de la taille du modèle et des problèmes de convergence et de temps de calcul apparaissent. Toutefois, des variations de R_0 comprises entre 5 et 20 mm étant suffisantes pour caractériser de manière satisfaisante les influences du rayon d'indenteur, aucun investissement supplémentaire n'a été fourni, les résultats de l'analyse pour un rayon de 2 mm n'étant pas présentés.

Le profil de répartition de la pression de contact varie peu entre les différentes simulations. Les distributions conservent une forme parabolique dans les plans XY et YZ, les maxima demeurant voisins de 2 000 MPa (Fig. 26).

Tableau 4 : indenteur cylindrique, plage de variation du rayon de l'indenteur et des angles de contact maximaux.
Table 4: Cylindrical indenter, range of variation of the indenter radius and maximum contact angle.

pénétration p (mm)	0,1			
rayon de l'indenteur R_0 (mm)	2	5	10	20
angle de contact θ_0 (degrés)	18,2	11,5	8,1	5,7

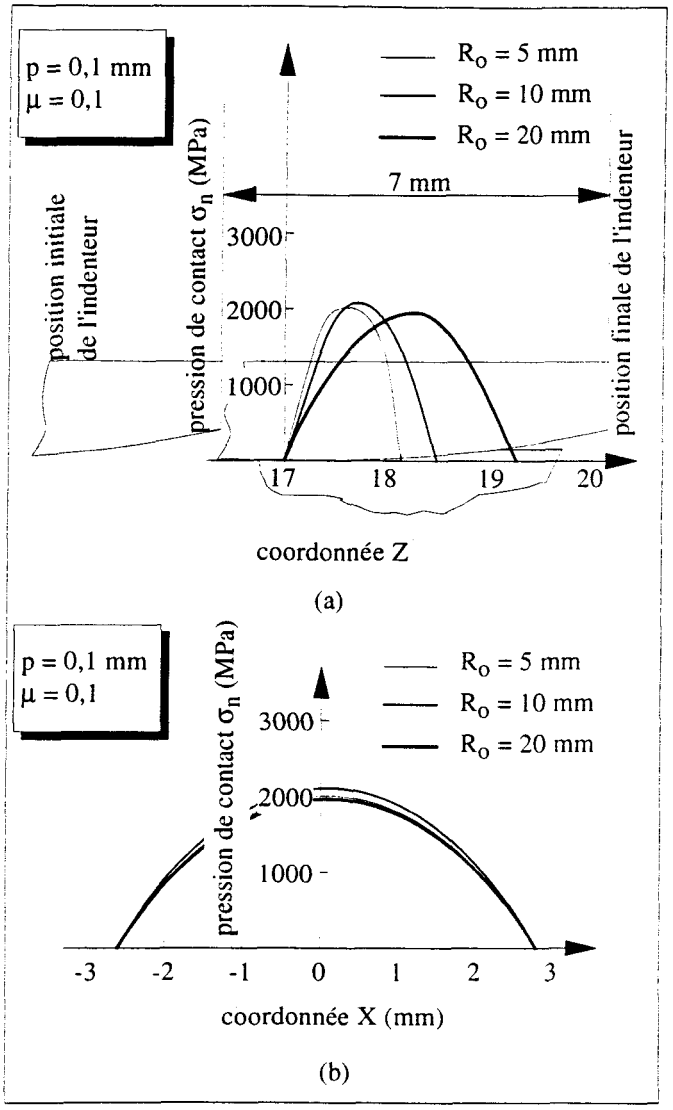


Fig 26 : indenteur cylindrique, modèle éléments finis : (a) pression de contact en fonction de la coordonnée Z dans le plan X = 0, (b) pression de contact en fonction de la coordonnée X.

Fig 26: Cylindrical indenter, finite element computation: (a) local contact pressure versus Z–coordinate in the X = 0 plane, (b) local contact pressure versus X–coordinate.

Les profils de distribution de la déformation plastique le long de la surface de contact restent identiques à celui présenté en figure 25. L'angle de contact jouant le même rôle que l'angle d'attaque précédemment, les valeurs maximales de ε_p calculées sont très sensibles aux variations du rayon d'indenteur R_0. Elles décroissent de 0,93 à 0,23 pour des rayons d'indenteur respectivement égaux à 5 et 20 mm (Fig. 27).

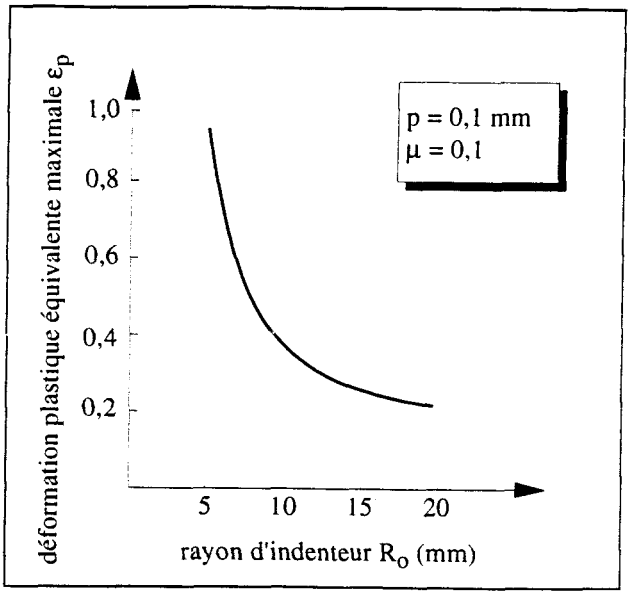


Fig 27 : Indenteur cylindrique, modèle éléments finis : déformation plastique équivalente maximale en fonction du rayon de l'indenteur.

Fig 27: Cylindrical indenter, finite element computation: maximum effective plastic strain versus indenter radius curve.

Tout comme pour l'angle d'attaque de l'indenteur bi-plan, le rayon de l'indenteur n'a que peu d'influence sur les pressions de contact mais agit de manière significative sur la valeur des déformations atteintes. Par conséquent, la détermination du rayon de l'indenteur sera principalement fonction de la déformation plastique équivalente à reproduire. Cependant, l'angle de contact maximal θ_0 dépendant aussi de la pénétration, la détermination de R_0 ne pourra être réalisée à partir de la courbe déformation plastique équivalente-rayon d'indenteur que lorsqu'une pénétration p optimale sera déterminée.

Dans ce but quatre simulations numériques par la méthode des éléments finis sont réalisées avec des pénétrations variant de 0,05 à 0,3 mm (Tableau 5).

Tableau 5 : indenteur cylindrique, plage de variation de la pénétration de l'indenteur et des angles de contact maximaux.
Table 5: Cylindrical indenter, range of variation of the indenter penetration and maximum contact angle.

rayon de l'indenteur R_0 (mm)	10			
pénétration p (mm)	0,05	0,1	0,2	0,3
angle de contact θ_0 (degrés)	5,7	8,1	11,5	14,1

Les profils de distribution de la pression de contact sont présentés en figure 28. La formation d'un bombé face à l'indenteur pour des pénétrations supérieures ou égales à 0,2 mm augmente la portée q sans toutefois augmenter l'amplitude des pressions de contact ; dans ce cas de figure les profils de distribution dans les plans YZ ne sont plus paraboliques. Néanmoins, ceci ne limite pas la procédure d'ajustement de la pression de contact, la sensibilité de σ_n aux variations de p étant très forte dès les faibles pénétrations — le maximum de pression de contact pour une pénétration de 0,05 mm atteint 1 900 MPa (Fig 29).

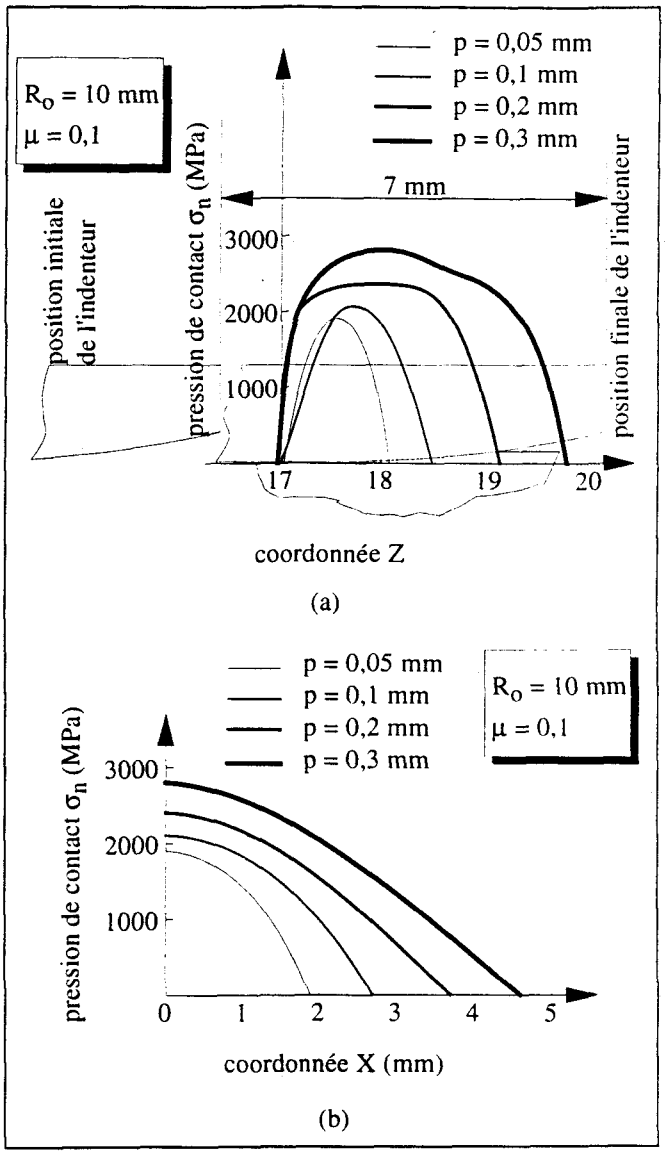


Fig 28 : Indenteur cylindrique, modèle éléments finis : (a) pression de contact en fonction de la coordonnée Z dans le plan X = 0, (b) pression de contact en fonction de la coordonnée X.

Fig 28: Cylindrical indenter, finite element computation: (a) local contact pressure versus Z-coordinate in the X = 0 plane, (b) local contact pressure versus X-coordinate.

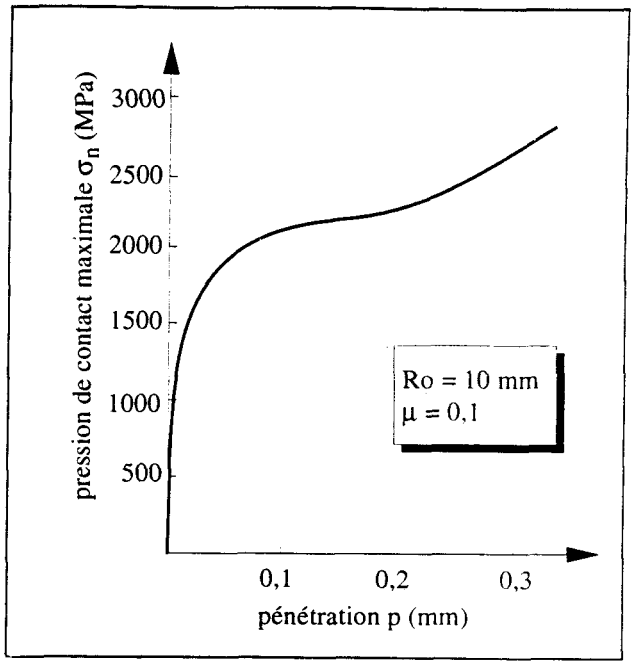


Fig 29 : Indenteur cylindrique, modèle éléments finis : pression de contact maximale en fonction de la pénétration.

Fig 29: Cylindrical indenter, finite element computation: maximum contact pressure versus indenter penetration curve.

Comme cela était prévu, l'augmentation de la pénétration, et par conséquent de l'angle de contact θ_0, conduit à une augmentation significative de la déformation plastique équivalente le long de l'interface indenteur–ébauche. Les valeurs maximales croissent avec une pente importante de 1,7 mm^{-1} pour des pénétrations inférieures ou égales à 0,2 mm, soit près du double de la pente rencontrée pour l'indenteur bi–plan en déformation plastique localisée, puis avec une pente égale à 0,7 mm^{-1} pour des pénétrations plus élevées, comparable avec celle obtenue avec le premier type d'indenteur (Fig. 30 (a)). Le bombé n'influe que très peu sur la forme de la zone plastique (Fig. 30 (b)) et aucune déformation généralisée à l'épaisseur de l'ébauche n'a été rencontrée dans ces quatre simulations.

A la suite de ces résultats, la stratégie de détermination de la géométrie et de la pénétration optimales pour conduire les essais de compression–translation avec indenteurs cylindriques dans des conditions réelles de contact apparaît beaucoup plus simple à mettre en oeuvre qu'avec l'indenteur bi–plan. Le rayon de l'indenteur n'ayant aucune influence sur le maximum de la pression de contact, la courbe pression de contact–pénétration est tracée pour un rayon R_0 quelconque ; la pénétration optimale en est alors déduite de manière à ce que la pression de contact résultante soit égale à celle souhaitée. La courbe déformation plastique équivalente–rayon d'indenteur est ensuite construite avec la valeur de p obtenue précédemment et le rayon de l'indenteur R_0 est choisi de sorte que la déformation plastique relevée sur la courbe soit dans la plage de déformations plastiques désirée. Il reste cependant à déterminer le coefficient de frottement moyen requis pour les simulations numériques.

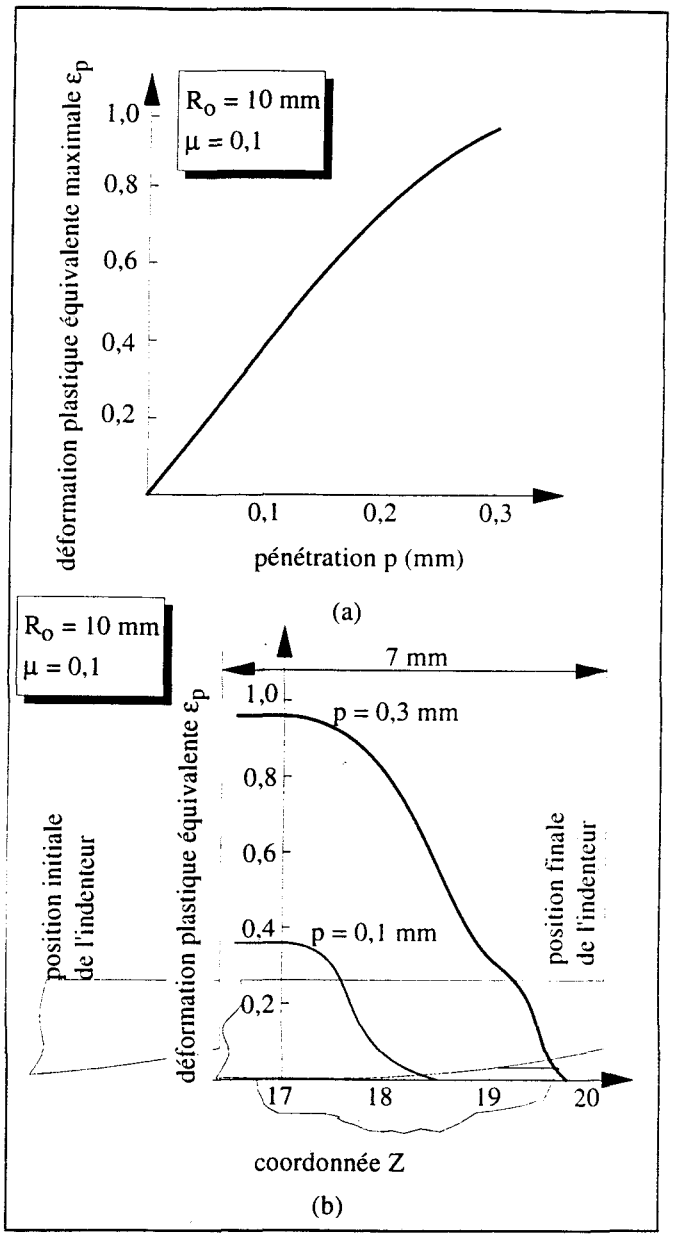


Fig 30 : Indenteur cylindrique, modèle éléments finis : (a) déformation plastique équivalente maximale en fonction de la pénétration, (b) déformation plastique équivalente en fonction de la coordonnée Z pour des pénétrations de 0,1 et 0,3 mm.

Fig 30: Cylindrical indenter, finite element computation: (a) maximum effective plastic strain versus indenter penetration curve, (b) effective plastic strain versus Z–coordinate for indenter penetration equal to 0.1 and 0.3 mm.

2.4 Influence du coefficient de frottement moyen

De la même façon que pour l'analyse avec l'indenteur bi–plan, une série de simulations est réalisée avec des coefficients de frottement évoluant de 0 à 0,20, cette plage de variation couvrant la plupart des valeurs de coefficient rencontrées dans les process de mise en forme.

Les figures 31 et 32 présentent respectivement l'influence du coefficient de frottement moyen sur les valeurs maximales de pression de contact et de déformation plastique équivalente, les profils de distribution restant identiques à ceux de références présentés en figures 24 et 25. Ces

résultats sont en tout points comparables avec ceux énoncés antérieurement concernant l'indenteur bi–plan — quasi indépendance entre μ et le champ de pression de contact mais importante variation de la déformation plastique équivalente en fonction de μ — et implique ainsi le recours à la même procédure d'estimation du coefficient de frottement moyen.

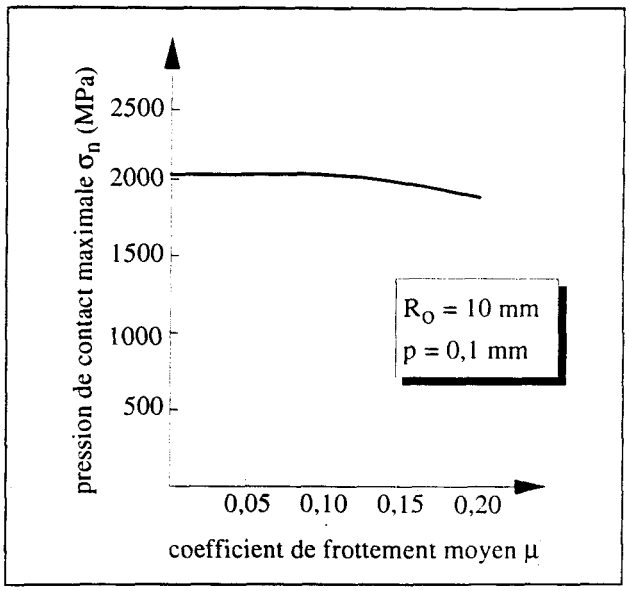


Fig 31 : Indenteur cylindrique, modèle éléments finis : pression de contact maximale en fonction du coefficient de frottement moyen.

Fig 31: Cylindrical indenter, finite element computation: maximum contact pressure versus mean friction coefficient curve.

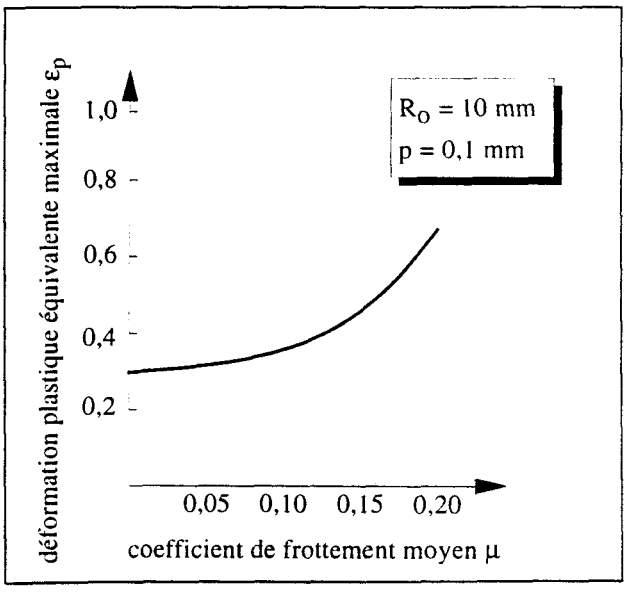


Fig 32 : Indenteur cylindrique, modèle éléments finis : déformation plastique équivalente maximale en fonction du coefficient de frottement moyen.

Fig 32: Cylindrical indenter, finite element computation: maximum effective plastic strain versus mean friction coefficient curve.

3. CONCLUSION

Une modélisation par la méthode des éléments finis du test de compression–translation a été réalisée pour déterminer quelques résultats de base sur les répartitions de pression de contact et de déformations plastiques à l'interface indenteur–ébauche et en déduire des propriétés autorisant la reproduction de conditions de contact dans un éventail de valeurs données. Cette analyse a mis en évidence que :

- les courbes pression de contact–pénétration et déformation plastique équivalente–angle d'attaque pour l'indenteur bi–plan ou déformation plastique équivalente–rayon d'indenteur pour l'indenteur cylindrique conduisent à la détermination de la géométrie de l'indenteur et de sa pénétration. Les essais sont alors effectués dans des conditions de contact réalistes ; il en résulte une plus grande représentativité des lois surfaciques et des coefficients de frottements identifiés ;

- une plage de pressions de contact réduites σ_n/σ_0 significative est obtenue à partir d'un seul essai alors que l'analyse à partir des répartitions moyennes impose un nombre important de tests et conduit à des pressions de contact réduites plus faibles ;

- la répartition de la pression de contact ainsi que son maximum ne sont pas affectés par les variations du coefficient de frottement moyen tant que le rapport σ_t^*/σ_n^* local reste inférieur à 0,15, et cela quelle que soit la géométrie de l'indenteur. Dans de telles conditions, l'évaluation de la répartition de la pression de contact effectuée avec un coefficient de frottement moyen donne une estimation correcte du champ de contrainte normale à l'interface indenteur–ébauche. Ce résultat servira de base à l'identification des coefficients de frottement de lois non linéaires proposée au chapitre 3 ;

- l'utilisation de l'indenteur cylindrique conduit à des pressions de contact réduites du même ordre de grandeur qu'avec l'indenteur bi–plan mais avec des déformations plastiques bien plus importantes. De plus il est à noter que la forme quasi parabolique du profil de distribution de la pression de contact dans le cas de l'indenteur cylindrique avec des pénétrations inférieures à 0,2 mm permet une estimation du champ de contrainte normal à partir de la pression de contact moyenne. Dans ce cas, la distribution de pression de contact est approximée à une parabole dans le plan YZ et est constante dans le plan XY (répartition moyenne). Il est ainsi possible de déterminer un ensemble de pressions de contact réduites à partir d'un seul essai et sans avoir recours à une simulation numérique. Cette méthode est développée au chapitre 3.

IDENTIFICATION DES LOIS VOLUMIQUES

L'identification et la caractérisation des conditions de contact et de frottement reposent non seulement sur une représentation fidèle des caractéristiques mécaniques, physiques et chimiques de l'interface cible–contacteur — décrites au chapitre 1 —, mais aussi sur une détermination fiable du comportement volumique des matériaux en contact. A cela deux raisons : premièrement, une connaissance parfaite du comportement volumique offre la possibilité d'exprimer la loi surfacique en fonction de la cission de frottement réduite, permettant ainsi l'utilisation de valeurs sans dimension, d'où une simplification d'interprétation et une plus grande portabilité des résultats ; deuxièmement, les régimes de lubrification sont dépendants de l'état de contrainte au voisinage de la zone de contact et notamment de l'état de plastification des corps en contact [20–22], le comportement surfacique ne peut alors être identifié de façon fiable que si le comportement volumique des différents corps est parfaitement connu.

Bien que de nombreux tests existent pour l'identification des propriétés surfaciques [2–3], les projeteurs, ingénieurs ou chercheurs cherchant à identifier le comportement volumique d'un matériau ont encore souvent recours à des tests de compression ou de traction. Ces tests sont réalisés sur des éprouvettes conçues et usinées spécialement pour ces types d'essai. Des différences significatives pouvant apparaître entre les propriétés en coeur et en surface d'une même cible déformable — ceci étant lié à son procédé d'obtention —, les méthodes classiques d'identification opérées sur des éprouvettes spécifiques deviennent imprécises, voire incorrectes, lorsque les cibles ont déjà subi des déformations plastiques ou lorsque les surfaces de contact deviennent importantes face aux surfaces libres.

D'un autre côté, l'utilisation de revêtements peut aussi agir sur le comportement volumique de la pièce, notamment en cas d'utilisation de revêtements réactifs. La tendance actuelle est de ne considérer le revêtement que pour ses caractéristiques surfaciques et d'ignorer son influence sur les caractéristiques volumiques des matériaux en contact. Toutefois des travaux récents réalisés au sein du laboratoire ont montré que l'utilisation de revêtements à base de phosphate et stéarate de zinc pouvait modifier la géométrie, l'état de contrainte et l'état de déformation de l'ébauche au voisinage de la zone de contact [14]. Par conséquent, il devient capital de développer une

nouvelle procédure capable d'évaluer ces effets en déterminant les caractéristiques volumiques de cibles écrouies en surface — telles que des pièces laminées, étirées ou extrudées — et en quantifiant l'influence des revêtements sur les surfaces de contact.

La méthodologie présentée pour remplir ces objectifs à partir du test de compression–translation repose sur la minimisation de l'erreur commise entre les résultats expérimentaux et les résultats émanant de l'analyse par la méthode des éléments finis de la phase de compression du test. La loi de comportement volumique reliant la contrainte locale d'écoulement à la déformation plastique équivalente est choisie comme paramètre de minimisation, l'erreur étant évaluée sur les valeurs de pressions de contact moyennes atteintes.

1. ANALYSE MÉCANIQUE DE LA PHASE DE COMPRESSION

L'objectif de cette étude étant d'identifier le comportement élasto–plastique de l'ébauche, une importance particulière est portée sur la capacité du test à produire des déformations plastiques équivalentes importantes à l'interface indenteur–ébauche. Comme il a été montré au chapitre précédent, l'utilisation de l'indenteur cylindrique conduit à des déformations plastiques plus élevées que l'indenteur bi–plan utilisé dans des conditions de contact analogues. Seul ce type d'indenteur sera utilisé pour cette étude, l'indenteur bi–plan conduisant à des résultats similaires mais pour des gammes de déformations plastiques équivalentes plus faibles.

D'un autre côté, de façon à garantir au test une aptitude à identifier uniquement le comportement volumique au voisinage de la surface de contact, les essais sont conduits avec des pénétrations faibles — inférieures à 0,2 mm — empêchant la propagation de la zone plastique à toute l'épaisseur de l'ébauche. Le bombé créé par l'écoulement de matière est donc de faible importance — la zone plastique étant petite vis–à–vis de la zone déformée — et peut être, dans un premier temps, négligé. Ainsi, la surface de contact est approximée à l'intersection d'un cylindre de rayon R_o, rayon de l'outil, avec un cylindre de rayon R, où R est le rayon de courbure de l'ébauche au voisinage de la zone de contact.

La pénétration de l'indenteur est déterminée à partir de la trace laissée par l'indenteur sur l'ébauche :

$$p = R - \sqrt{R^2 - L^2/4}, \tag{6}$$

L représentant la largeur de la trace de contact (Fig. 19). La pression de contact moyenne à l'interface indenteur–ébauche est alors égale à (Fig. 33) :

$$\sigma_n^e = F_n^e / \pi L l \text{ MPa}, \tag{7}$$

où σ_n^e est la pression de contact moyenne dérivée des mesures expérimentales, F_n^e est l'effort normal expérimental et l est la longueur de la trace dans le plan XY :

$$l = \sqrt{R_o^2 - (R_o - p)^2}. \tag{8}$$

En raison de la symétrie du problème, l'effort tangent expérimental F_t^e est nul, la cission de contact σ_t^e n'intervient pas dans l'équation d'équilibre. Les erreurs de mesures commises lors de l'évaluation de l'effort normal et de la largeur de la trace conduisent à une incertitude sur la pression de contact moyenne expérimentale définie par :

$$\Delta\sigma_n^e = \frac{4F_n^e}{\pi L l}\left(\frac{\Delta F_n^e}{F_n^e} + \left(\frac{1}{L} + \frac{L(R_o - p)}{l(R - p)}\right)\Delta L\right) \text{ MPa.} \tag{9}$$

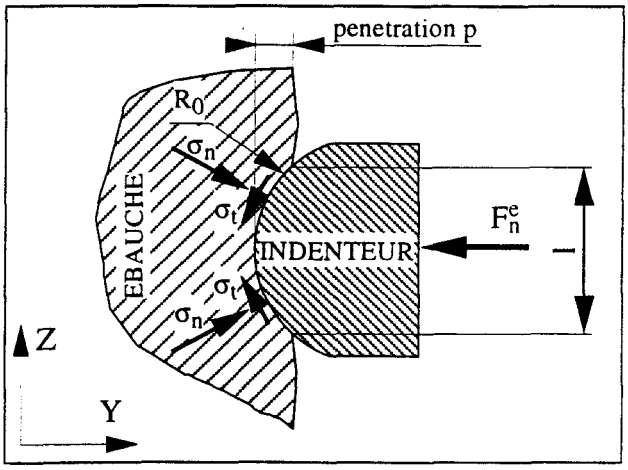


Fig 33 : loi volumique, phase de compression : section dans le plan YZ de la zone de contact

Fig 33: bulk behaviour, upsetting phase: YZ section of the contact zone.

2. APPROCHE GLOBALE

2.1 Procédure d'identification par dichotomie

Dans la méthodologie proposée pour l'identification de la loi volumique, le comportement élasto–plastique de l'ébauche valable pour une plage de déformations plastiques équivalentes ε_i–ε_f est représenté par une loi de Ludwik :

$$\sigma_0 = \sigma_L\left(1 + \alpha_L\left(\varepsilon_p - \varepsilon_i\right)^{n_L}\right) \text{ MPa,} \tag{10}$$

où σ_L, α_L et n_L sont les paramètres de Ludwik et ε_i la borne inférieure de l'intervalle de validité de la loi. La stratégie n'étant pas liée au choix de cette loi, n'importe quel autre paramétrage,

telles les formulations élasto–plastiques des lois de Hollomon ou de Krupkowski [23], est acceptable. La solution du problème, c'est–à–dire la loi de comportement volumique conduisant à une erreur nulle entre les pressions de contact obtenues expérimentalement et numériquement, est supposée unique.

La loi de comportement ainsi décrite est utilisée dans les analyses par la méthode des éléments finis. Pour chaque identification, un domaine d'étude est défini par les plages de variation des différents paramètres ; ces plages sont choisies en fonction du matériau étudié. Ainsi, pour les pièces en aciers à la température ambiante, les paramètres de Ludwik sont compris entre 50 et 800 MPa pour σ_L, 0 et 8 pour α_L et 0 et 1 pour n_L. Les valeurs minimales et maximales de ces paramètres déterminent les huit lois de comportement volumique bornant le domaine d'étude de l'identification. Les simulations numériques correspondantes à ces huit lois sont effectuées et, dans chaque cas, le calcul de l'erreur E commise entre la pression de contact expérimentale σ_n^e et la pression de contact numérique σ_n^n est effectué :

$$E = 100\left(\sigma_n^n - \sigma_n^e\right)/\sigma_n^e, \tag{11}$$

où la pression de contact numérique σ_n^n est calculée à partir de la distribution de la pression de contact évaluée aux points d'intégration des éléments de contact du maillage :

$$\sigma_n^n = \frac{1}{n_c}\sum_{i=1}^{n_c}\sigma_n^i, \tag{12}$$

n_c désignant le nombre total de points d'intégration des éléments de contact actifs — contact contacteur–cible — et σ_n^i la pression de contact calculée en ces différents points. Après avoir vérifié que la solution est bien comprise dans le domaine d'étude (ce qui revient à vérifier que les huit erreurs calculées ne sont pas toutes de même signe), un procédé itératif basé sur une méthode dichotomique est mis en place pour minimiser l'erreur commise entre σ_n^n et σ_n^e. A chaque itération un calcul est réalisé avec les paramètres de Ludwik moyens :

$$\sigma_L^j = \left(\sigma_L^{j^m} + \sigma_L^{j^M}\right)/2, \tag{13}$$

$$\alpha_L^j = \left(\alpha_L^{j^m} + \alpha_L^{j^M}\right)/2, \tag{14}$$

$$n_L^j = \left(n_L^{j^m} + n_L^{j^M}\right)/2, \tag{15}$$

où les exposants m et M sont respectivement relatifs aux valeurs minimales et maximales des paramètres de Ludwik et l'exposant j est associé à l'itération courante du procédé itératif ;

l'erreur est évaluée au centre du domaine d'étude et ses dérivées en fonction de chaque paramètre sont calculées par la méthode des différences finies :

$$\frac{\partial E^j}{\partial \sigma_L^j} \approx \frac{\Delta E^j}{\Delta \sigma_L^j} = \left[\sigma_n^n\left(\sigma_L^j + \Delta\sigma_L^j, \alpha_L^j, n_L^j\right) - \sigma_n^n\left(\sigma_L^j, \alpha_L^j, n_L^j\right)\right] / \Delta\sigma_L^j , \tag{16}$$

$$\frac{\partial E^j}{\partial \alpha_L^j} \approx \frac{\Delta E^j}{\Delta \alpha_L^j} = \left[\sigma_n^n\left(\sigma_L^j, \alpha_L^j + \Delta\alpha_L^j, n_L^j\right) - \sigma_n^n\left(\sigma_L^j, \alpha_L^j, n_L^j\right)\right] / \Delta\alpha_L^j , \tag{17}$$

$$\frac{\partial E^j}{\partial n_L^j} \approx \frac{\Delta E^j}{\Delta n_L^j} = \left[\sigma_n^n\left(\sigma_L^j, \alpha_L^j, n_L^j + \Delta n_L^j\right) - \sigma_n^n\left(\sigma_L^j, \alpha_L^j, n_L^j\right)\right] / \Delta n_L^j . \tag{18}$$

En fonction du signe de E et du signe de ses dérivées, la plage de variation de chaque paramètre est réduite de moitié (Fig. 34) ; la taille courante du domaine d'étude est ainsi divisée par huit à chaque itération (divisée par 2^k dans le cas général où k est le nombre de paramètres de la loi). La convergence vers une loi volumique représentative du matériau analysé devrait être atteinte en un nombre d'itérations inférieur ou égal à 7, les plages de variation des différents paramètres de Ludwik étant dans ce cas réduites à moins de 1 % de leurs valeurs initiales. Le nombre maximal de calculs par la méthode des éléments finis au cours du procédé itératif est alors égal à 28, auquel il faut ajouter les huit simulations requises pour la détermination de l'existence de la solution dans le domaine initial (Fig. 35).

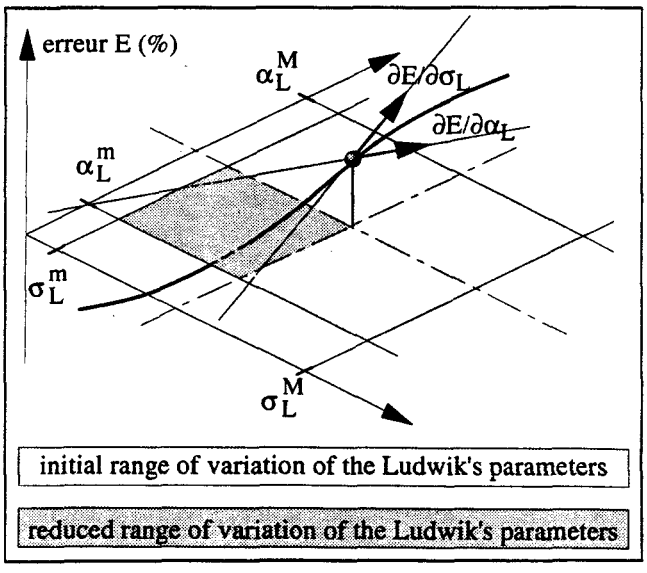


Fig 34 : loi volumique, approche globale : schéma dichotomique, principe de réduction du domaine d'étude pour une loi à deux paramètres.

Fig 34: bulk behaviour, global approach principle of the reduction of the range of variation of the Ludwik's parameters, presented for a two-parametered law.

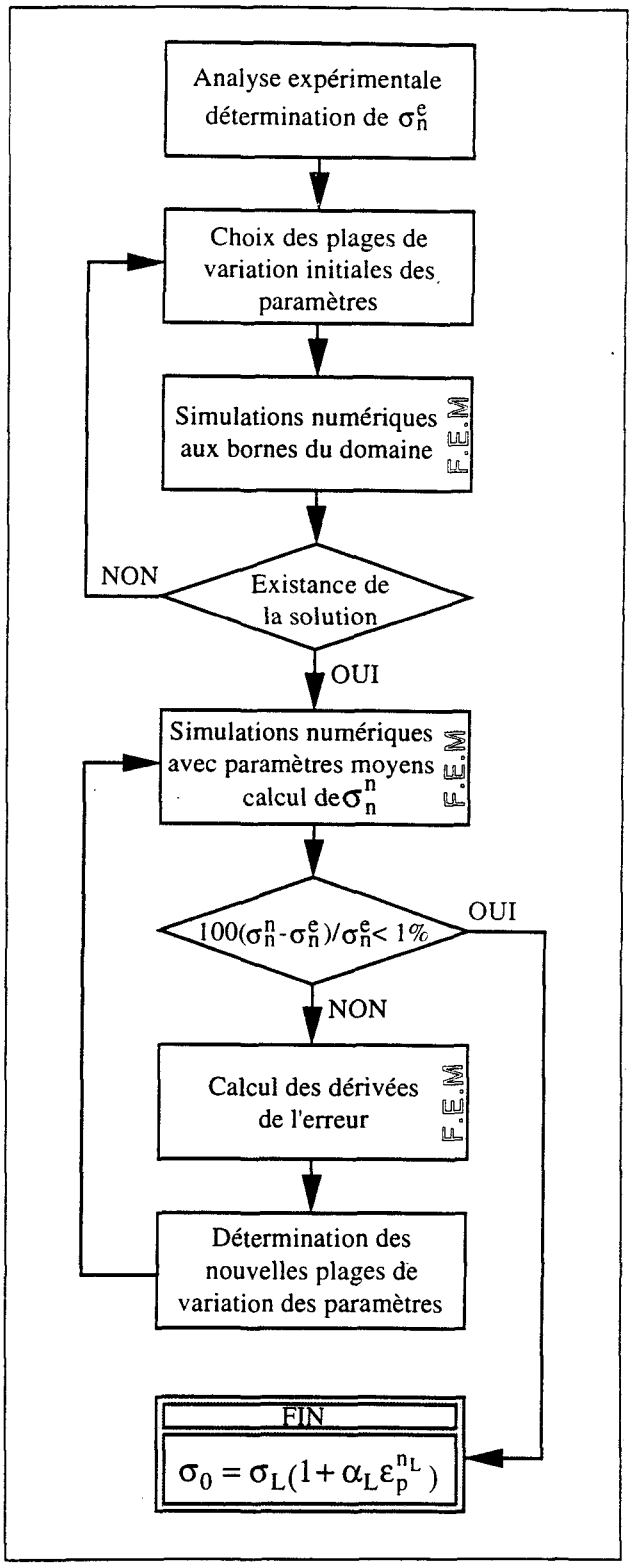


Fig 35 : loi volumique, approche globale : diagramme de la méthodologie proposée.

Fig 35: bulk behaviour, global approach synopsis of the proposed methodology

2.2 Mise en oeuvre de la procédure d'identification par dichotomie

Les essais de compression–translation présentés dans les paragraphes suivants sont exécutés sur des ébauches de diamètre extérieur 70 mm, diamètre intérieur 58 mm et de hauteur 50 mm en acier 1522 recuit. De façon à déterminer la loi volumique de cet acier, loi qui servira de référence pour la validation de la procédure d'identification, des essais de compression sur des éprouvettes cylindriques de diamètre 6 mm et de hauteur 9 mm extraites de ces bagues sont réalisés à la température ambiante (Fig. 36(a)). Les essais sont menés avec une vitesse de traverse égale à 10 mm/mn, soit à une vitesse de déformation plastique équivalente voisine de 0,02 s^{-1}. Les éprouvettes sont soumises à un écrasement de 50 %, ce qui correspond à une déformation plastique généralisée voisine de 0,7. Les tas de compression sont en acier Z 200 C 13 trempé à l'huile à 980 °C durant 45 mn et revenu à 450 °C durant 30 minutes. Les éprouvettes ainsi que les tas sont polis à l'eau et du lubrifiant est déposé à l'interface tas–éprouvette minimisant les effets du frottement. L'abaque présenté en figure 37 permet la détermination du facteur de Tresca m à l'interface tas–éprouvette en fonction de la réduction de hauteur de l'éprouvette H/H_i, où H est la hauteur courante et H_i la hauteur initiale, et du facteur de profil défini comme le rapport du diamètre équatorial sur le diamètre de la base de l'éprouvette après déformation (prise en compte de la géométrie bombée de l'éprouvette). L'assimilation de la contrainte locale d'écoulement à la pression de contact permet ensuite de déterminer le coefficient de frottement moyen μ à l'interface à partir de la valeur de m. Cette identification conduit à un coefficient moyen μ égal à 0,06.

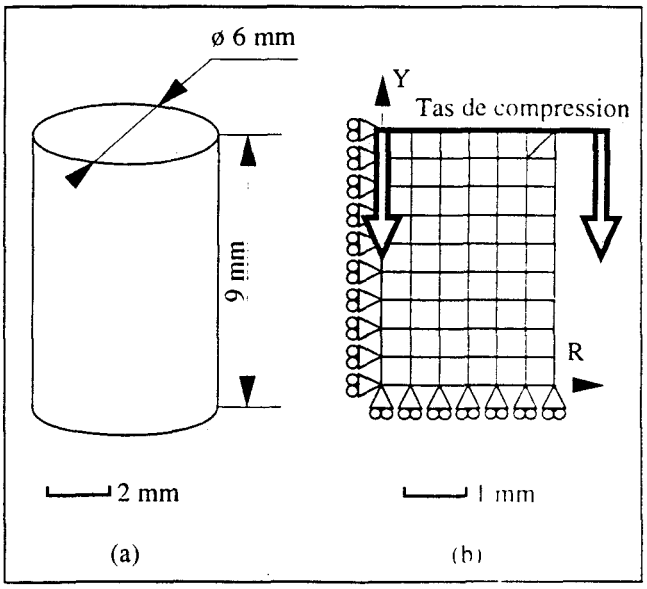


Fig 36 : loi volumique, approche globale : (a) géométrie des éprouvettes de compression, (b) maillage éléments finis des éprouvettes

Fig 36: bulk behaviour, global approach: (a) geometry of the upsetting sample, (b) finite element mesh of the sample.

La loi de comportement volumique est déduite de la courbe effort–déplacement obtenue lors des essais en émettant l'hypothèse simplificatrice d'un état de déformation homogène de l'éprouvette ce qui, au regard du faible coefficient de frottement à l'interface tas–éprouvette, est admissible. Le domaine de validité de la loi est alors compris entre 0 pour ε_i, début de la plastification, et 0,7 pour ε_f, valeur de la déformation atteinte après un écrasement de 50 %. Dans ce cas, ε_i étant égal à zéro, σ_L correspond à la limite élastique du matériau. La loi de comportement volumique expérimentale vaut :

$$\sigma_0 = 248.94\left(1 + 2.85\varepsilon_p^{0.226}\right) \text{ MPa.} \qquad (19)$$

De façon à tester rapidement la fiabilité de la procédure d'identification par dichotomie, celle–ci n'est pas tout de suite appliquée à la phase de compression du test de compression–translation mais au test de compression décrit ci–dessus. L'analyse par éléments finis est effectuée avec un maillage composé de 55 éléments axi–symétriques à quatre noeuds et quatre points d'intégration et totalise 140 degrés de liberté (Fig. 36(b)). Un premier calcul avec ce maillage est réalisé en prenant comme loi de comportement volumique la loi obtenue en (19). Une erreur inférieure à 2 % est relevée entre l'effort mesuré expérimentalement et l'effort calculé par éléments finis. Ceci reflète le bon comportement du maillage pour cette analyse et confirme a posteriori l'admissibilité de l'hypothèse d'un état de déformation homogène émise pour la détermination de (19) ; les déformations plastiques équivalentes au coeur de l'éprouvette s'échelonnent entre 0,65 et 0,8.

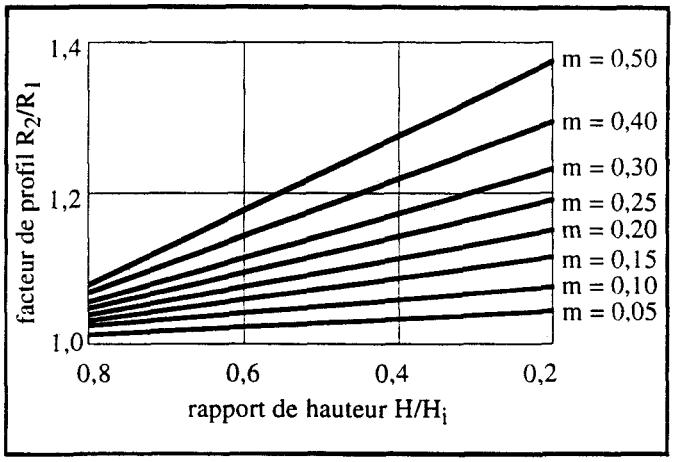


Fig 37 : loi volumique, approche globale : abaque pour l'identification du facteur de Tresca à partir d'essais de compression, d'après [24].

Fig 37: bulk behaviour, global approach: abacus for the constant friction factor identification from upsetting test, from [24].

Deux identifications sont menées à bien avec deux domaines d'étude initiaux différents. Les paramètres σ_L et α_L varient respectivement de 50 à 750 MPa et de 0 à 8 pour les deux identifications, les plages de variation du coefficient de sensibilité à l'écrouissage n_L variant

quant à elles de 0 à 0,4 dans la première étude et de 0 à 0,8 dans la seconde. Les figures 38 et 39 donnent les évolutions de l'erreur E et de ses dérivées par rapport aux paramètres de Ludwik dans ces deux cas. Il apparaît de manière évidente que les évolutions des différents paramètres sont liées. Une réduction de l'erreur correspond, lorsque celle–ci est positive, à une diminution de la pression de contact numérique σ_n^n qui se traduit par une diminution des valeurs de σ_L et α_L — dérivées négatives — et une augmentation de n_L — dérivée positive, et cela quelle que soit la position actuelle des paramètres moyens par rapport à la solution. En d'autres termes, les évolutions des paramètres étant interdépendantes, l'algorithme proposé ne converge pas vers la solution recherchée mais vers une solution liée au choix du domaine initial, solution conduisant elle aussi à une erreur nulle. Ainsi, l'identification mène à :

$$\sigma_0 = 262,50\left(1+2.625\varepsilon_p^{0.269}\right) \text{ MPa} \tag{20}$$

sur le premier domaine, et à :

$$\sigma_0 = 270,31\left(1+2.703\varepsilon_p^{0.530}\right) \text{ MPa} \tag{21}$$

sur le second domaine. Les paramètres σ_L, qui correspondent ici à la limite élastique du matériau, et α_L convergent dans les deux analyses vers des valeurs proches les unes des autres. Par contre, les coefficients de sensibilité à l'écrouissage n_L convergent vers deux valeurs tout à fait différentes.

La figure 40 compare ces deux lois avec la loi (19) dérivée des mesures expérimentales. Si l'identification menée sur le premier domaine donne des résultats très satisfaisants, l'écart entre la loi (20) et la loi (19) reste inférieur ou égal à 5 % quelle que soit la valeur de la déformation plastique équivalente, il n'en est pas de même pour la seconde identification où des écarts de plus de 30 % apparaissent entre les lois (21) et (19) pour des déformations plastiques comprises entre 0,01 et 0,1. En fait, les trois courbes représentant les différentes lois du comportement volumique ne sont en concordances que dans la plage de déformations plastiques 0,65–0,8, plage qui correspond aux déformations plastiques calculées à l'intérieur de l'éprouvette.

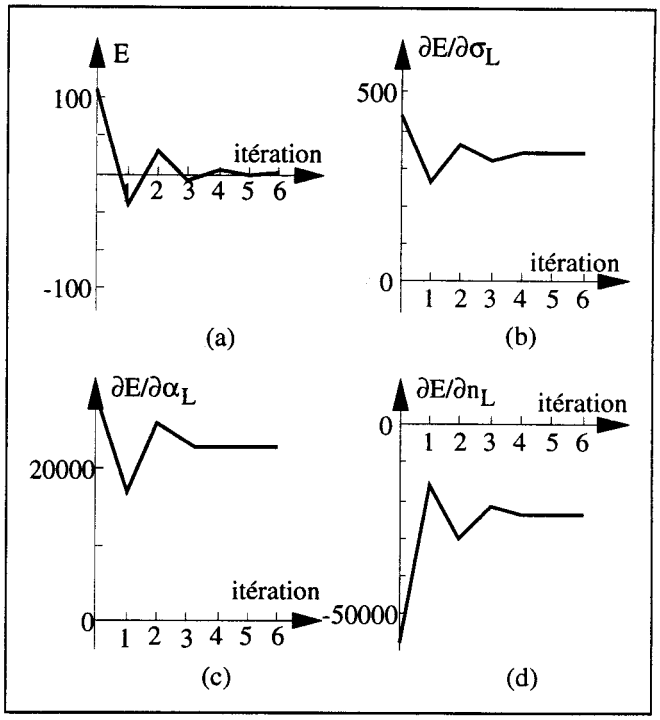


Fig 38 : loi volumique, approche globale : évolution de l'erreur E et de ses dérivées pour un domaine d'étude initial définie par : $\sigma_L \in [50, 750]$, $\alpha_L \in [0, 8]$ et $n_L \in [0, 0,4]$.

Fig 38: bulk behaviour, global approach: variation of the error E and of its derivatives for an initial set of parameters defined by: $\sigma_L \in [50, 750]$, $\alpha_L \in [0, 8]$ and $n_L \in [0, 0,4]$.

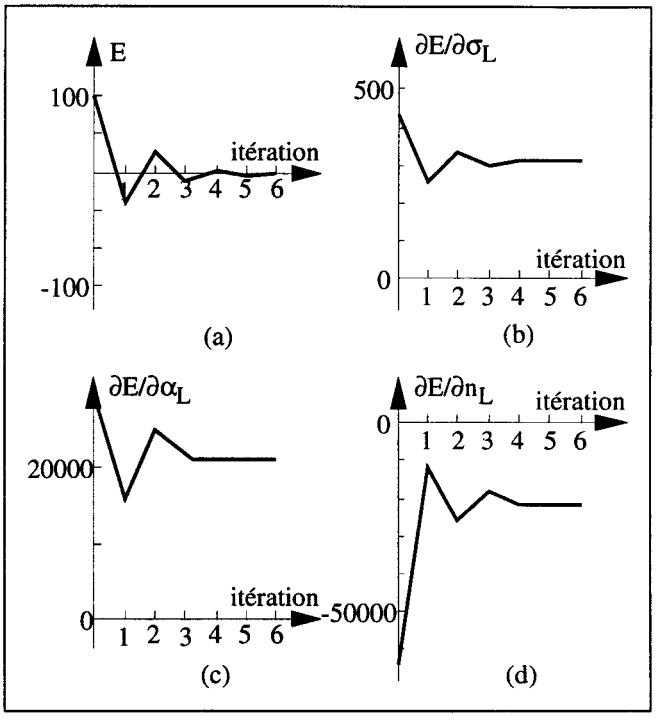


Fig 39 : loi volumique, approche globale : évolution de l'erreur E et de ses dérivées pour un domaine d'étude initial définie par : $\sigma_L \in [50, 750]$, $\alpha_L \in [0, 8]$ et $n_L \in [0, 0,8]$.

Fig 39: bulk behaviour, global approach: variation of the error E and of its derivatives for an initial set of parameters defined by: $\sigma_L \in [50, 750]$, $\alpha_L \in [0, 8]$ and $n_L \in [0, 0,8]$.

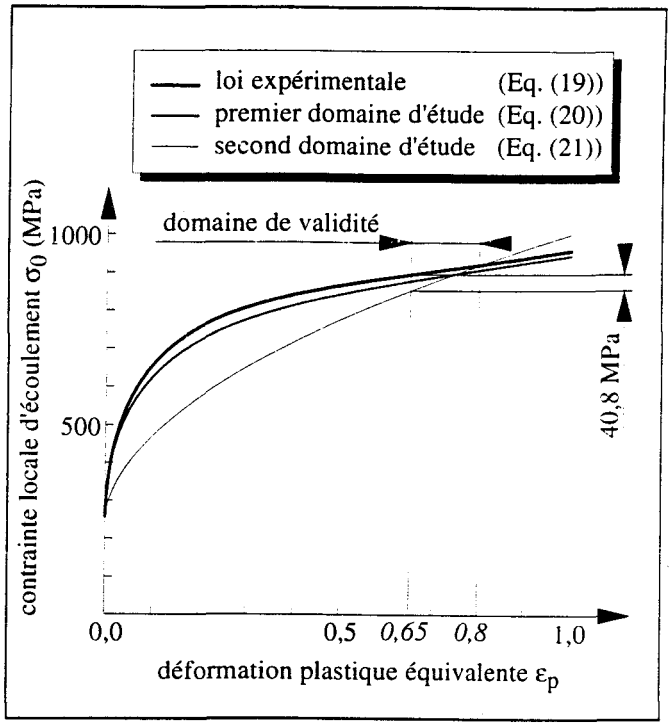


Fig 40 : loi volumique, approche globale : comparaison entre les deux lois identifiées par la procédure dichotomique et la loi expérimentale.

Fig 40: bulk behaviour, global approach: comparison between the bulk behaviour laws identified from the dichotomizing procedure and the bulk behaviour law identified from experiments.

Dans son état actuel, la méthode dichotomique proposée ne permet l'identification de lois de comportement volumique que dans des intervalles de déformations plastiques imposés par l'état de déformation des structures étudiées. Ceci repose sur le fait que seuls la géométrie et l'équilibre finaux de la structure sont pris en compte dans la méthodologie proposée et non pas toute l'historique de la déformation. Une seconde approche est proposée pour pallier à ce problème en considérant cette fois plusieurs essais, chacun d'eux impliquant un état de déformation différent. Cette nouvelle stratégie est appliquée à la phase de compression du test de compression–translation.

3. IDENTIFICATION PAR PARTIES

3.1 Procédure d'identification par parties

La seconde procédure d'identification développée opère en trois phases distinctes. Dans une première étape, une série d'essais est réalisée de façon à induire au sein de chaque cible un état de déformation plastique différent. Ensuite, au cours de la seconde étape, une loi de comportement volumique intermédiaire est extraite de chaque essai à partir d'une procédure proche de celle présentée en figure 35 ; chaque loi ainsi obtenue n'est représentative du matériau que pour l'intervalle de déformations plastiques équivalentes induit par l'état de déformation de

la cible. Enfin, la troisième étape consiste à interpoler la loi volumique complète du matériau à partir des "parties" de lois résultantes des différentes identifications. Le domaine de validité de la loi volumique ainsi identifiée est la réunion des domaines de validité des lois intermédiaires.

La réalisation des essais aboutissant à des états de déformation plastique différents d'une cible à l'autre étant évidemment propre à chaque problème, la première étape ne sera pas développée dans ce paragraphe mais dans le suivant, consacré à la phase de compression du test.

Partant du principe que les évolutions des paramètres de Ludwik sont interdépendantes, l'algorithme proposé en figure 35 est simplifié de manière à ne plus considérer qu'un seul paramètre. L'erreur E est toujours calculée à chaque étape de la procédure mais la dérivée de l'erreur par rapport au seul paramètre variable de la loi n'est plus calculée qu'à la première étape — son signe demeurant constant tout au long de l'étude. Le nombre de simulations numériques par éléments finis requis pour l'identification des lois volumiques intermédiaires se voit par conséquent grandement réduit (10 au total au bout de sept itérations contre 36 par l'approche globale) ; le coût en temps de calcul de l'identification par parties reste du même ordre de grandeur que l'identification par l'approche globale aussi longtemps que le nombre d'essais à analyser reste inférieur ou égal à quatre, mais garantit une plage de validité de la solution plus importante. Il reste maintenant à établir l'allure des courbes représentatives du comportement volumique du matériau au cours des identifications intermédiaires. La première idée est évidemment de choisir une loi linéaire, par exemple du type :

$$\sigma_0 = \sigma_L(1+ a\, \varepsilon_p) \text{ MPa}, \qquad (22)$$

où σ_L est le seul paramètre de la loi, a étant une constante quelconque choisie pour l'identification. Les résultats obtenus avec cette loi, présentés dans le paragraphe suivant, montrent qu'une relation contrainte locale d'écoulement–déformation plastique équivalente linéaire n'est pas valable pour une telle identification, la correspondance entre l'état de contrainte et l'état de déformation au sein de la cible n'étant plus représentée de façon correcte. La procédure d'identification converge vers un état de contrainte représentatif du procédé étudié, mais l'état de déformation plastique calculé peut être très différent de celui escompté. La forme des lois de comportement volumique intermédiaires doit être aussi proche que possible de la loi réelle à identifier. Pour les aciers dans le domaine élasto–plastique, cette allure de courbe est fidèlement représentée par une loi de Ludwik. De façon à ne plus avoir qu'un seul paramètre, deux des paramètres de la loi sont fixés ; dans un souci de simplification, seul le coefficient de sensibilité à l'écrouissage n_L est choisi variable, ses valeurs limites étant 0 et 1 quel que soit le matériau étudié, les valeurs des paramètres σ_L et α_L étant fixées à des valeurs σ_L^f et α_L^f déterminées en début d'identification. L'influence du choix de ces valeurs est étudiée

au paragraphe suivant dans le cas de la phase de compression du test de compression–translation.

Les lois de comportement intermédiaires étant identifiées, l'interpolation en vue de l'obtention de la loi complète du matériau peut faire appel à de nombreuses méthodes numériques. L'objectif n'étant pas ici d'optimiser cette phase mais d'extraire rapidement une loi fiable à partir d'un ensemble de courbes, une méthode simple d'identification basée sur la résolution d'un système d'équations non linéaires par la méthode de Newton–Raphson est mise au point. Le système d'équations à résoudre a pour inconnues les paramètres de la loi complète σ_L, α_L et n_L, et pour paramètres les valeurs des couples formés par la déformation plastique équivalente maximale atteinte à l'interface contacteur–cible et la contrainte locale d'écoulement correspondante.

L'algorithme proposé pour l'identification par parties est résumé en figure 41.

3.2 Application de l'identification par parties à la phase de compression du test de compression-translation

Comme il a été vu au chapitre 1, le test de compression–translation est capable de reproduire des déformations plastiques équivalentes localisées à l'interface indenteur–ébauche proche de 1. Néanmoins, les conditions de contact et de frottement étant différentes au cours de la phase de compression du test, les identifications sont restreintes, dans un premier temps, aux déformations plastiques équivalentes comprises entre 0 et 0,2. Bien que ces valeurs soient suffisantes pour étudier des procédés tels que le filage, l'estampage ou encore certains problèmes de crash (par exemple, dans le domaine ferroviaire, les déformations plastiques équivalentes rencontrées dans l'analyse de la collision d'une cabine de conduite contre un mur à 8 m/s après un temps de 0,07 seconde sont de l'ordre de 0,2 à 0,25), cette gamme de déformations plastiques peut s'avérer dans certains cas trop faible. Néanmoins, l'allure générale des courbes de Ludwik étant grandement influencée par les valeurs qu'elle prend pour de faibles déformations, il est attendu qu'une identification précise de la loi de comportement sur un intervalle de validité compris, par exemple, entre 0,05 et 0,2 puisse conduire à une loi de comportement fiable sur un intervalle d'utilisation plus important.

Toutefois, avant la réalisation des essais, deux étapes préalables sont à franchir. La première consiste à élaborer un maillage de l'ébauche fiable, offrant une bonne représentativité des grandeurs à évaluer — pression de contact à l'interface indenteur–ébauche, déformations plastiques équivalentes au voisinage de la zone de contact — et possédant un nombre de degrés de liberté aussi faible que possible évitant ainsi la pénalisation de l'identification par des temps de calcul trop importants. La seconde est une phase exploratoire des capacités de l'essai

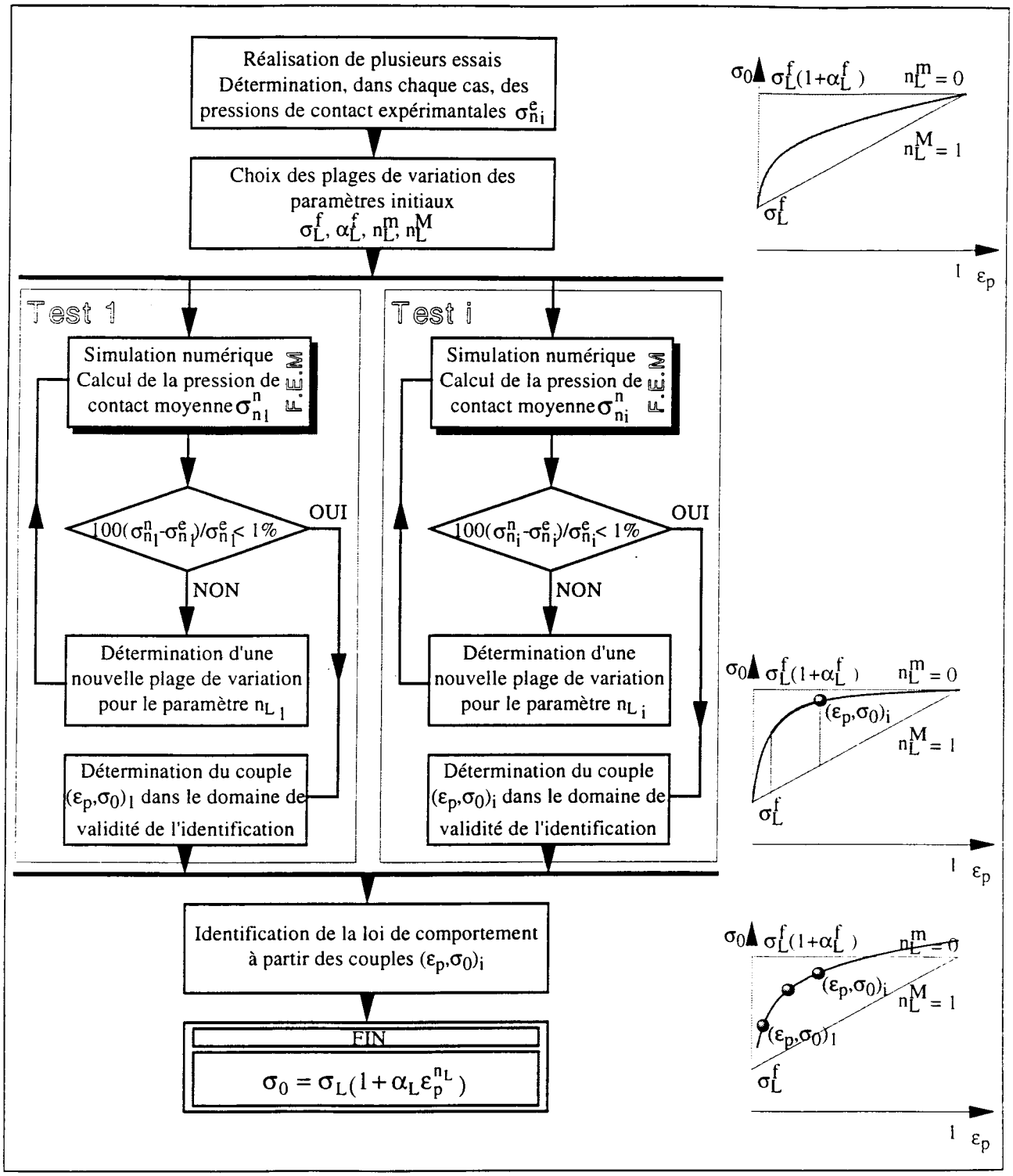


Fig 41 : Loi volumique, identification par parties : algorithme de l'identification par parties.

Fig 41: Bulk behaviour, step–by–step approach, synopsis of the step–by–step identification procedure.

autorisant la détermination des paramètres du test à utiliser (rayons et pénétration de l'indenteur, forme des lois d'identification). Ces phases, qui requièrent la connaissance de la loi de comportement volumique du matériau, ne sont évidemment à réaliser que lors de la mise en oeuvre de la procédure d'identification ; toute identification postérieure à ces phases de réglage ne fera intervenir qu'une modification du maillage de l'ébauche si la géométrie de celle–ci varie, les autres paramètres de l'identification demeurant inchangés.

3.2.1 Maillage éléments finis de l'ébauche

Respectant les conditions de symétrie du problème, une première modélisation 3D est effectuée en ne discrétisant qu'une demi–ébauche. Les conditions aux limites imposées sont les suivantes :

• dans le plan de symétrie X = 0 les déplacements des noeuds suivant X sont fixés à zéro ;

• dans les plans Z = 0 et Z = 50 mm les déplacements des noeuds compris entre Y = -35 mm et Y = 33 mm sont fixés à zéro dans la direction Z prenant ainsi en compte les zones de contact entre l'ébauche et les parties haute et basse du bâti fixe ; les noeuds situés entre Y = 33 mm et Y = 35 mm restent libres ;

• la dureté en surface du support d'ébauche étant plus élevée que celle de l'ébauche d'un rapport voisin de 1,5, le contact ébauche–support d'ébauche est admis unilatéral ; le support est modélisé par un contacteur rigide auquel est rattachée la surface candidate au contact de l'ébauche.

De manière à reproduire fidèlement l'évolution de la surface de contact, 7 segments de discrétisation dans la direction X et 8 dans la direction Z sont utilisés pour modéliser la demi–zone de contact. Le maillage constitué sur cette base totalise 17 rangées d'éléments 3D à 8 noeuds et 8 points d'intégrations dans la direction circonférentielle, 24 rangées dans la direction Z et 4 dans le sens de l'épaisseur de l'ébauche. Le nombre de degrés de liberté est égal à 6750.

Pour les mêmes raisons que celles citées dans le chapitre précédent, l'indenteur cylindrique est lui aussi modélisé par un contacteur rigide auquel est associée une surface candidate au contact. Cette surface est définie par 64 éléments de contact à un noeud et un point d'intégration.

Deux simulations sont réalisées avec des coefficients de frottement moyens μ respectivement égaux à 0 et 0,3, couvrant ainsi un très large éventail de conditions de contact, un rayon d'indenteur de 10 mm et une pénétration de 0,1 mm. Trois remarques émanent de ces deux calculs : premièrement, les répartitions de contraintes et de déformations sont symétriques par

rapport au plan de symétrie de l'indenteur (plan Z = 7,5 mm) ; deuxièmement, les champs de contraintes et de déformations plastiques restent localisés entre les plans Z = 2 mm et Z = 13 mm ; enfin, aucune variation sensible des distributions de pressions de contact et de déformations plastiques équivalentes à l'interface indenteur–ébauche n'apparaît lors des simulations avec différents coefficients de frottement moyens.

Sur la base de ces observations, une seconde discrétisation est effectuée n'impliquant cette fois que la partie comprise entre Z = 0 et Z = 7,5 mm du maillage précédent. Les conditions aux limites restent celles décrites ci–dessus auxquelles sont ajoutées des conditions de non déplacement dans la direction Z aux noeuds du plan Z = 7,5 mm — conditions de symétrie par rapport au plan de symétrie de l'indenteur. La surface candidate au contact est alors maillée par 32 éléments de contact, ce qui est suffisant pour une estimation précise de l'évolution de la surface de contact indenteur–ébauche. Le maillage retenu pour les phases d'identifications est composé de 17 rangées d'éléments dans la direction circonférentielle, 7 dans la direction Z et 4 au travers de l'épaisseur et représente un total de 476 éléments 3D et 2160 degrés de liberté (Fig. 42). Un coefficient de frottement moyen nul est utilisé pour les simulations.

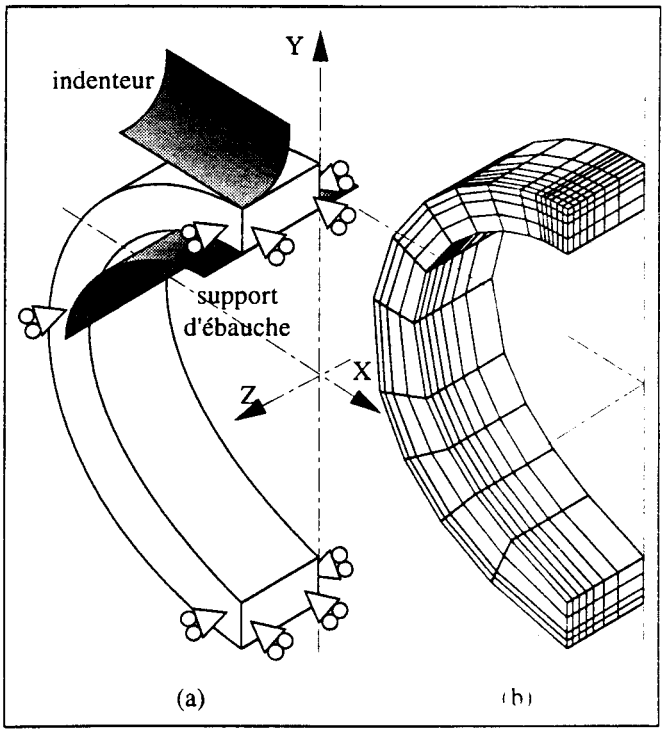


Fig 42 : loi volumique, approche par parties : (a) conditions aux limites et (b) maillage éléments finis de l'ébauche.

Fig 42: bulk behaviour, step–by–step approach: (a) boundary conditions and (b) finite element mesh of the specimen.

3.2.2 Réglages des paramètres d'essais

Les états de contrainte et de déformation plastique sont fortement liés aux valeurs du rayon de l'indenteur R_0 et de sa pénétration p. Une série de calculs est réalisée avec différentes pénétrations et différents rayons d'indenteur. La figure 43 montre les distributions de déformations plastiques équivalentes au voisinage de la zone de contact pour une pénétration de 0,16 et des rayons d'indenteur de 2, 5 et 10 mm. Les valeurs maximales atteintes s'échelonnent de 0,06 pour le rayon de 10 mm, à 0,18 pour le rayon de 2 mm et correspondent bien avec ce qui a été fixé comme plage de déformations au début du paragraphe 3.2. Il est à noter que, dans les trois cas, la zone plastique ne dépasse pas 3 mm d'épaisseur. Ceci souligne l'aptitude du test à caractériser les comportements mécaniques de l'ébauche locaux à sa surface — comportement volumique ou surfacique.

D'un autre côté, l'examen des déplacements des noeuds modélisant la surface extérieure de l'ébauche montre qu'aucun bombé significatif ne vient modifier la géométrie de la surface de contact confirmant l'hypothèse émise dans le paragraphe 1. de ce chapitre (Fig. 44). La relation (7) servant à évaluer la pression de contact moyenne expérimentale est par conséquent admissible.

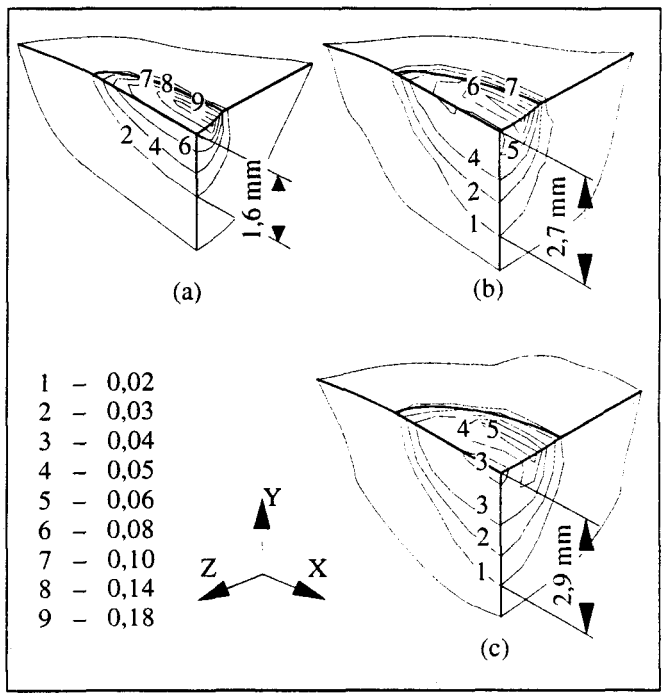
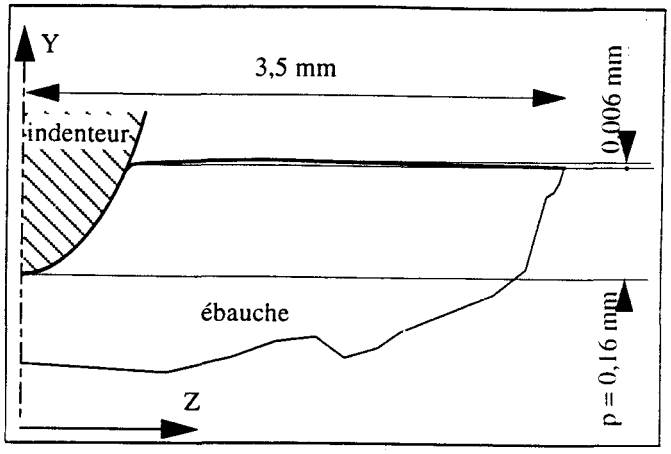


Fig 43 : loi volumique, approche par parties : répartition de la déformation plastique équivalente au voisinage de la zone de contact pour une pénétration égale à 0,16 mm et des rayons d'indenteur égaux à (a) 2 mm, (b) 5 mm et (c) 10 mm.

Fig 43: bulk behaviour, step-by-step approach: effective plastic strain distributions in the contact zone vicinity for indenter penetration equal to 0.16 mm and indenter radii equal to (a) 2 mm, (b) 5 mm and (c) 10 mm.

Fig 44 : loi volumique, approche par parties : évolution de la surface de contact pour un rayon d'indenteur égal à 2 mm et une pénétration égale à 0,16 mm dans le plan X = 0 (résultats éléments finis).

Fig 44: bulk behaviour, step-by-step approach: nodes of the contact surface displacements for an indenter radius equal to 2 mm and an indenter penetration equal to 0.16 mm in the X = 0 plane (f.e.m results).



3.2.3 Résultats des identifications

Les essais sont réalisés avec des indenteurs en carbure de tungstène G1 sur les ébauches en acier 1522 recuit décrites précédemment. Les propriétés élastiques et plastiques du carbure de tungstène G1 sont présentées au tableau 3 et la loi de comportement de l'acier 1522 est donnée en (19). Conformément aux résultats précédents, les essais sont conduits avec des rayons d'indenteur de 2, 5 et 10 mm et une pénétration de l'indenteur de 0,16 mm. Les résultats de ces tests sont présentés dans le tableau 6.

Tableau 6 : Loi volumique, identification par parties : résultats expérimentaux de la phase de compression des essais de compression-translation

Table 6: Bulk behaviour, step-by-step approach : rexperimental results of the upsetting phase of the upsetting-sliding test.

rayon d'indenteur R_o	effort normal F_n^e	pression de contact moyenne σ_n^e
2 mm	11513 N	1111 MPa
5 mm	15221 N	1177 MPa
10 mm	20408 N	1425 MPa

Une première identification est menée avec la loi de comportement (22). Le paramètre σ_L varie entre 0 et 1000 MPa et le coefficient a est pris égal à 3 pour les trois identifications intermédiaires. L'identification relative aux essais opérés avec un indenteur de rayon 10 mm converge vers $\sigma_0 = 387{,}14\ (1 + 3\varepsilon_p)$ MPa, la plage de déformations plastiques équivalentes

atteinte le long de la surface de contact indenteur–ébauche est 0,05–0,08. Pour les essais avec un rayon d'indenteur de 5 mm, la loi de comportement obtenue est $\sigma_0 = 371{,}25\ (1 + 3\varepsilon_p)$ MPa pour ε_p compris entre 0,07 et 0,11. Enfin, une loi définie par $\sigma_0 = 387{,}14\ (1 + 3\varepsilon_p)$ MPa pour des valeurs de déformations plastiques comprises entre 0,16 et 0,23 est identifiée pour les essais conduits avec un rayon R_0 de 2 mm. Il en résulte une loi de comportement volumique de l'acier 1522 valable pour le domaine de déformations plastiques équivalentes 0,05–0,23 :

$$\sigma_0 = 275{,}56\left(1 + 3{,}2\left(\varepsilon_p - 0{,}05\right)^{0{,}602}\right) \text{ MPa.} \tag{23}$$

L'écart entre cette loi de comportement, calculé dans sa zone de validité, et la loi de comportement (19) extraite de l'analyse des essais de compression atteint un maximum de 31 %. L'importance de cette erreur ne peut s'expliquer que par une mauvaise représentation de la relation contrainte locale d'écoulement–déformation plastique équivalente utilisée au cours des identifications intermédiaires. La minimisation de l'erreur E conduit à une convergence vers un état de contrainte proche de l'état réel — l'erreur étant évaluée sur les pressions de contact —, la convergence vers un état de déformation proche de l'état de déformation expérimental étant assurée par la loi de comportement. Si cette loi est trop éloignée de la loi réelle, l'état de déformation calculé n'est plus représentatif du procédé analysé : l'identification n'est plus fiable.

Les identifications intermédiaires sont alors effectuées avec une loi de type Ludwik où seul le coefficient de sensibilité à l'écrouissage n_L varie. Trois identifications complètes sont réalisées avec des jeux de paramètres initiaux différents. Le paramètre σ_L^f est choisi égal à 250 ou 300 MPa et le paramètre α_L^f égal à 2 ou 3 ; n_L évolue entre 0 et 1. Au cours des identificatons intermédiaires, les plages de déformations plastiques atteintes à l'interface indenteur–ébauche sont dans les trois cas comparables. Les déformations plastiques équivalentes sont comprisent entre 0,03 et 0,06 pour les essais conduits avec un indenteur de rayon 10 mm, entre 0,06 et 0,10 pour les essais conduits avec un indenteur de rayon 5 mm et enfin, entre 0,11 et 0,18 pour les essais conduits avec un indenteur de rayon 2 mm. Le domaine de validité des lois finales identifiées est alors 0,03–0,18. Les résultats de ces identifications sont repris dans le tableau 7. Une très bonne concordance est obtenue entre les trois lois identifiées et la loi (19), la différence entre celles–ci pour une déformation plastique donnée n'excédant jamais 5 % (Fig. 45). Ce résultat est d'autant plus acceptable que l'incertitude sur l'erreur E, donnée par

$$\Delta E \approx 100\,\Delta\sigma_n^e / \sigma_n^e \ \% \tag{24}$$

lorsqu'il y a convergence des résultats expérimentaux et numériques, est de l'ordre de 3 %. En effet, l'incertitude sur σ_n^e déduite de la relation (9) est de l'ordre de 45 MPa (imprécision de 0,04 mm sur la mesure de L et de 2 % sur la mesure de F_n^e).

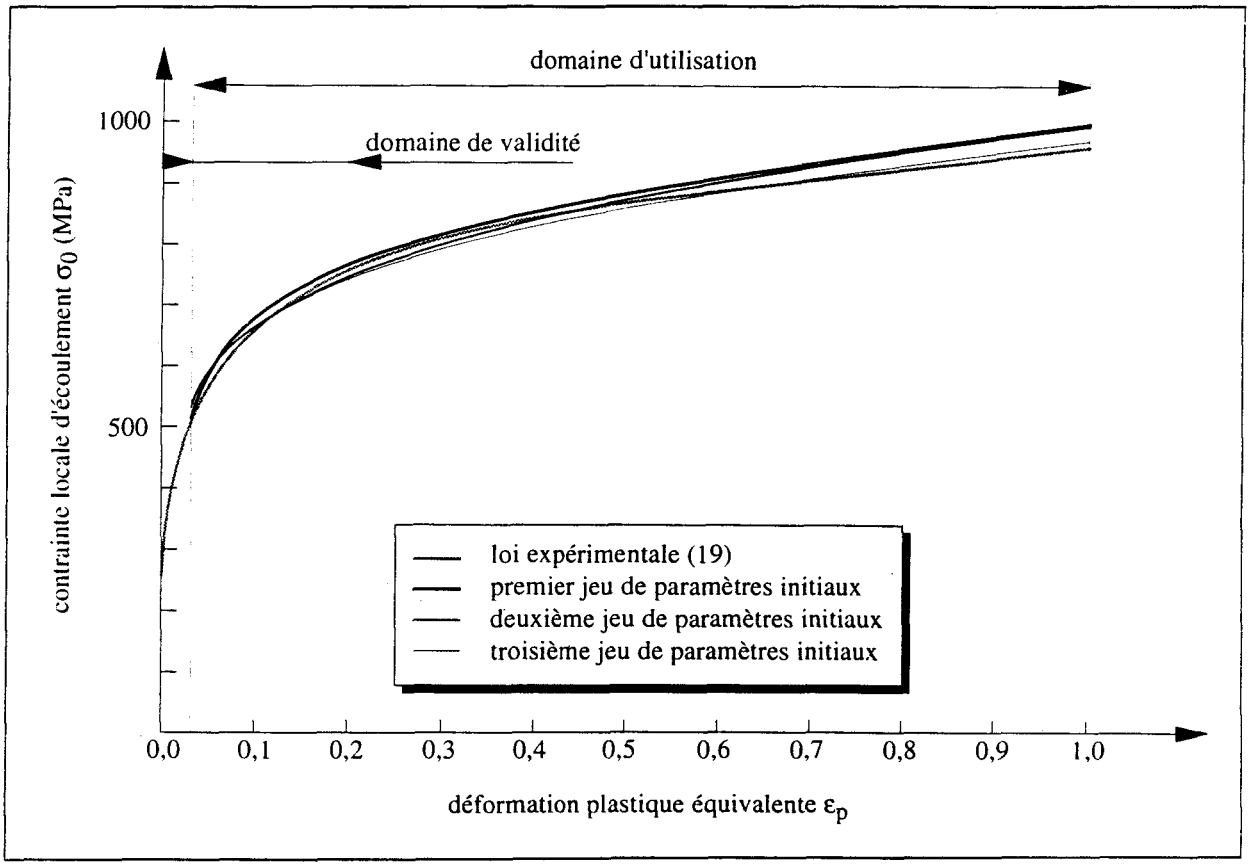


Fig 45 : loi volumique, approche par parties : comparaison entre les lois résultantes des identifications par parties et la loi de comportement volumique expérimentale (19).

Fig 45: bulk behaviour, step–by–step approach: comparison between the bulk behaviour laws identified from the step–by–step procedure and the experimental law (19).

Tableau 7 : Loi volumique, identification par parties : résultats des identifications par parties.
Table 7: Bulk behaviour, step–by–step approach : results of the step–by–step identification procedure.

paramètres initiaux			**coefficients n_L identifiés**			**lois de Ludwik finales**
fixes		variable	rayons d'indenteur			domaine de validité:
σ_L^f	α_L^f	n_L	10 mm	5 mm	2 mm	$0,03 \leq \varepsilon_p \leq 0,2$
250	3,00	0–1	0,25	0,24	0,23	$529,92\ (1 + 0,907\ (\varepsilon_p - 0,03)^{0,398})$
300	3,00	0–1	0,38	0,37	0,36	$536,43\ (1 + 0,936\ (\varepsilon_p - 0,03)^{0,443})$
250	2,00	0–1	0,15	0,12	0,10	$540,48\ (1 + 0,841\ (\varepsilon_p - 0,03)^{0,451})$

D'un autre côté, il apparaît que l'erreur entre les quatre lois demeure aussi inférieure à 5 % quelle que soit la valeur de ε_p comprise entre 0,2 et 1. Comme cela était attendu, l'intervalle de validité des lois identifiées peut être prolongé à un intervalle d'utilisation plus important.

Il est cependant à noter que si cette méthode donne des résultats très prometteurs, elle ne représente qu'une étape vers une méthode d'identification plus en rapport avec le test de compression–translation et l'identification de lois de comportement surfacique. En effet, l'identification de lois de comportement surfacique requiert la connaissance de la loi de comportement volumique au voisinage des zones de contact dans des gammes de contraintes locales d'écoulement et de pressions de contact données. La phase de compression du test menée dans les conditions d'essai définies précédemment conduisant à une déformation plastique localisée de l'ébauche, la loi de comportement identifiée correspond bien à la loi de comportement volumique du matériau en surface, ce qui autorise une identification précise des conditions de contact et de frottement. Cependant, dans l'état actuel, deux améliorations sont à apporter à cette méthode. Premièrement plusieurs essais sont requis pour l'identification de la loi. La précision de l'identification repose alors sur la reproductibilité des essais et des traitements de surfaces utilisés. Deuxièmement, si le choix d'une loi de type Ludwik s'est avéré indispensable pour converger vers des zones de déformation plastique représentatives de l'état de déformation réel de l'ébauche, en sera-t-il de même pour d'autres matériaux dont l'allure générale des courbes contrainte locale d'écoulement–déformation plastique équivalente n'est pas systématiquement connue ?

Pour résoudre ces deux problèmes, une troisième procédure d'identification est actuellement en cours de développement. Celle–ci est très proche de la procédure par parties décrite ci–dessus mais s'appuie sur des bases expérimentales légèrement différentes. Tout au long de la phase de compression, l'effort normal expérimental ainsi que le déplacement de l'indenteur dans la

direction normale à la surface de contact sont enregistrés. L'état de contrainte à l'interface indenteur–ébauche (pression de contact moyenne) est donc connu à chaque instant et non plus uniquement à la fin de la phase de compression. La pénétration variant de 0 à sa valeur finale p, l'état de plastification — lié à la pénétration — varie lui aussi et rend par conséquent inutile la réalisation d'essais supplémentaires avec des rayons d'indenteur différents. Plutôt que d'exploiter trois ou quatre essais, un seul essai est exploité pour trois ou quatre valeurs de pénétration différentes. D'un autre côté, les identifications intermédiaires ne sont plus réalisées en parallèle mais consécutivement, de la pénétration la plus faible — c'est–à–dire de l'état de déformation plastique le plus faible — à la pénétration finale. Ce choix permet l'utilisation des résultats d'une identification pour l'identification suivante. Les problèmes de "chemins" de déformation ayant aboutis à la convergence vers une solution erronnée lors des identifications avec des lois de comportement volumique intermédiaires linéaires sont ainsi évités. La courbe contrainte locale d'écoulement–déformation plastique localisée est construite au fur et à mesure de chaque identification, sans chercher à la mettre sous une quelconque forme paramétrée. Seule la loi obtenue lors de la dernière identification est formalisée permettant une interprétation, et éventuellement une exportation, simple des résultats.

4. CONCLUSION

La détermination rigoureuse des conditions de contact et de frottement entre deux corps passe par la connaissance de leur loi de comportement volumique à proximité de leurs surfaces de contact. Une procédure basée sur la minimisation de l'erreur commise entre les résultats expérimentaux et numériques de la phase de compression du test de compression–translation a été développée pour l'identification de ces lois volumiques.

La méthodologie mise en place se décompose en trois parties : réalisation d'essais avec différentes géométries d'indenteur conduisant à des états de déformation plastique déterminés ; simulations numériques par la méthode des éléments finis de chaque test et identification de la loi de comportement volumique propre à chaque essai pour une gamme de déformations plastiques équivalentes donnée ; regroupement des lois obtenues et identification d'une loi unique, valable sur un intervalle de déformations plastiques équivalentes significatif.

Cette méthode a été appliquée à des bagues de diamètre extérieur 70 mm, diamètre intérieur 58 mm et de hauteur 50 mm en acier 1522 recuit écrasées localement des indenteur en carbure de tungstène G1. Il a été montré que :

- l'identification menée à partir des résultats de plusieurs tests conduit à une détermination précise de la loi de comportement volumique de l'ébauche pour une gamme de déformations plastiques comprise entre 0,03 et 0,2 ;

- dans le cas d'ébauche en acier où l'allure de la courbe contrainte locale d'écoulement–déformation plastique équivalente suit l'allure des courbes de Ludwik, le domaine de validité de la loi identifiée peut être étendu à un domaine d'utilisation plus vaste — déformations plastiques équivalentes comprises entre 0,03 et 1 ;

- les résultats des identifications sont indépendants des valeurs initiales des paramètres requis par la procédure de minimisation ;

- les procédures décrites dans ce chapitre ne sont aucunement liées au test de compression–translation, elles sont applicables à n'importe quel procédé où une comparaison entre des résultats expérimentaux et numériques est possible ;

- dans le cas de la phase de compression du test de compression–translation, les déformations plastiques des ébauches restent localisées à la zone de contact : seul le comportement volumique en surface de l'ébauche est identifiée.

De par son aptitude à identifier des lois de comportement dans une zone limitée d'une cible déformable, l'association de la procédure d'identification par parties avec le test de compression–translation offre non seulement des possibilités très intéressantes quant à l'identification de lois surfaciques, mais autorise aussi la détermination de l'influence des traitements de surface réalisés sur la cible et permet, entre autre, la caractérisation des propriétés volumiques de cibles dont les propriétés mécaniques ne sont pas homogènes.

IDENTIFICATION DES LOIS SURFACIQUES

L'identification rigoureuse des lois surfaciques à partir d'un essai de laboratoire repose, premièrement, sur une simulation des conditions de contact représentative des conditions de contact réelles et, deuxièmement, sur une connaissance précise du comportement volumique des corps en contact — ou, au minimum, au voisinage de leur zone de contact. Les points forts d'un tel essai doivent être en premier lieu sa fiabilité — la précision des résultats étant naturellement le premier but recherché —, en second lieu sa flexibilité — il doit être facilement adaptable à tout type de procédés —, enfin , et dans la mesure du possible, son autonomie — les données requises pour l'identification des lois surfaciques doivent être obtenues exclusivement par l'analyse de l'essai. En effet, le recours à d'autres tests ne peut que compliquer l'exploitation de l'essai et, éventuellement, corrompre les résultats en y injectant des données qui peuvent être en désaccord avec celles de l'essai (notamment les données correspondantes à la loi volumique où les tests de tractions ou compressions généralement utilisés n'autorisent pas une détermination locale des caractéristiques volumiques des corps en contact).

La considération des conditions de contact réelles correspond à la représentation fidèle des caractéristiques physiques, mécaniques et chimiques des corps en contact [25]. Lors des essais de compression–translation, l'ébauche sur laquelle l'essai est opérée est directement extraite des pièces ou lopins du procédé étudié — aucun recours à des éprouvettes de géométries spécifiques — et l'indenteur est usiné dans le même matériau et via les mêmes procédés d'obtention que le contacteur ; une correspondance parfaite des propriétés physiques et chimiques entre le couple ébauche–indenteur et le couple cible–contacteur est ainsi assurée. Le respect des caractéristiques mécaniques est pris en compte par la reproduction des déformations plastiques équivalents, pressions de contact et vitesses de glissement à l'interface ébauche–indenteur d'après les procédures décrites au chapitre 1. La loi volumique du matériau de l'ébauche est identifiée d'après l'analyse de la phase de compression de l'essai proposée dans le paragraphe 3.2.3 dans second chapitre (identification à partir des résultats d'un seul essai).

La stratégie proposée pour l'identification et la caractérisation des lois de surfaces à partir de l'essai de compression–translation se décompose en 3 étapes.

Dans un premier temps, un essai est effectué avec un indenteur cylindrique de rayon 2 mm et une pénétration de l'ordre de 0,2 mm. L'analyse de cette essai est réalisée d'après les résultats du chapitre précédent et conduit à l'identification de la loi volumique de l'ébauche au voisinage de sa surface.

Ensuite, deux séries de simulations numériques par la méthode des éléments finis sont menées à bien. La première est effectuée avec une pénétration de 0,05 mm et un angle d'attaque variant de 5 à 20°, ou un rayon d'indenteur variant de 2 à 20 mm. Les courbes déformation plastique équivalente–angle d'attaque ou déformation plastique équivalente–rayon d'indenteur sont construites et conduisent au choix de l'angle d'attaque ou du rayon optimum. La seconde série est réalisée avec l'angle ou le rayon ainsi déterminé et une pénétration variant de 0,02 à 0,1 mm. La courbe pression de contact–pénétration de l'indenteur est construite et conduit au choix de la pénétration optimale.

Finalement, un second essai est effectué avec les paramètres déterminés ci–dessus et mène aux pressions de contact et déformations plastiques équivalentes au voisinage de la zone de contact attendues. Les résultats expérimentaux fournis par cet essai conduisent à l'identification des coefficients et facteurs de frottement. Les paragraphes suivants traitent des procédures d'identifications développées, de leur précision sur les résultats obtenus et de leur utilisation pour la prédiction des régimes de lubrification rencontrés.

1. PROCÉDURES D'IDENTIFICATION DES LOIS SURFACIQUES.

Les lois surfaciques peuvent être regroupées en deux grandes familles : les lois linéaires, où le coefficient de frottement donne le rapport de proportionnalité entre la cission de frottement et le paramètre représentatif des conditions de frottement, et les lois non–linéaires, où le coefficient de frottement indique la façon dont la cission de frottement évolue avec le ou les paramètres de la loi (Annexe 1).

Pour l'identification de lois surfaciques linéaires, une première estimation des pressions de contact et cissions de frottement à l'interface indenteur–ébauche est obtenue par des valeurs moyennes. Une étude mécanique de la phase de translation du test de compression–translation est présentée avec les deux géométries d'indenteur étudiées précédemment.

La première analyse concerne les essais réalisés avec l'indenteur bi–plan. La figure 46 (a) présente une coupe dans le plan YZ de la zone de contact. Les conditions d'équilibre se traduisent par :

$$F_n^e = \sigma_n S_1 \cos\alpha - \sigma_t S_1 \sin\alpha + \sigma_n S_2 \tag{25}$$

et

$$F_t^e = \sigma_n S_1 \sin\alpha + \sigma_t S_1 \cos\alpha + \sigma_t S_2 \tag{26}$$

où S_1 est la surface de contact inclinée, S_2 la surface calibrante, α l'angle d'attaque de l'indenteur, F_n^e et F_t^e respectivement l'effort expérimental normal et l'effort expérimental tangent au déplacement de l'indenteur. L'étude par éléments finis du test montre que le bombé formé lors de la phase de translation face à l'indenteur est de taille négligeable pour de faibles pénétrations. Comme il a été montré au chapitre 1, les essais sont opérés avec des valeurs de pénétrations inférieures à 0,1 mm. En conséquence, les limites de la surface inclinée peuvent être approximées à l'intersection du plan incliné de l'indenteur avec la surface locale au contact initiale de l'ébauche. La surface S_1 s'exprime alors par

$$S_1 = \left\{\alpha_0 R^2 - L(R-p)/2\right\}/\sin\alpha, \tag{27}$$

R représentant le rayon de courbure de l'ébauche au voisinage de la zone de contact, p la pénétration de l'indenteur, L la largeur de la trace de contact et α_0 le demi angle de contact :

$$\alpha_0 = \arccos(1 - p/R). \tag{28}$$

La surface calibrante est donnée par

$$S_2 = s\,L, \tag{29}$$

où s est la longueur calibrante de l'indenteur (Fig. 46 (b)).

Le recours à une surface équivalente telle que celle présentée en figure 46 (c) — surface qui conserve la pénétration et l'angle d'attaque originaux de l'indenteur — facilite la résolution des équations (25) et (26). Les surfaces S_1 et S_2 s'expriment alors par

$$S_1 = pL_{eq}/\sin\alpha \tag{30}$$

et

$$S_2 = L_{eq}s_{eq} \tag{31}$$

où L_{eq} et s_{eq} sont respectivement la largeur de contact équivalente et la longueur calibrante équivalente dont les expressions se déduisent facilement des relations (27) à (31) :

$$L_{eq} = \left\{2\alpha_0 R^2 - L(R-p)\right\}/2p, \tag{32}$$

$$s_{eq} = (2psL)/\left\{2\alpha_0 R^2 - L(R-p)\right\}. \tag{33}$$

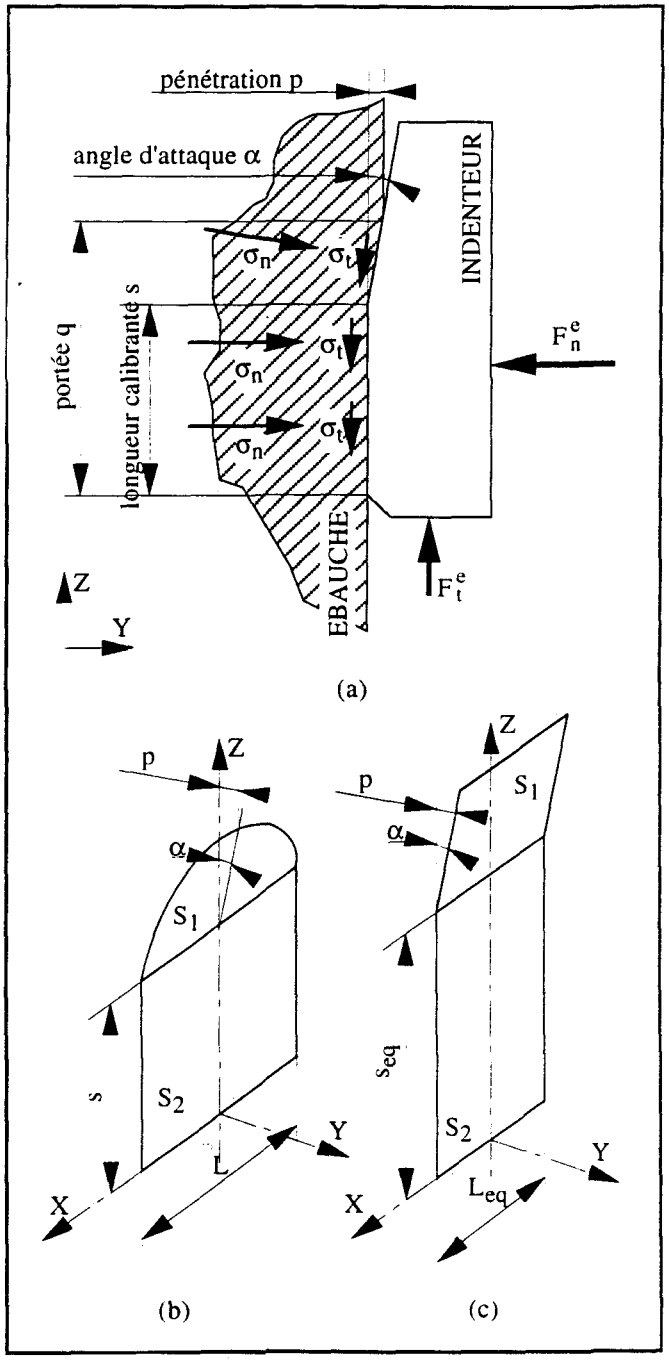


Fig 46 : analyse mécanique, indenteur bi-plan : (a) vue de la zone de contact dans le plan de coupe X = 0, (b) perspective de la surface de contact, (c) perspective de la surface de contact équivalente

Fig 46: mechanical analysis, biplane indenter: (a) cross section of the contact zone in the X = 0 plane, (b) perspective view of the contact surface, (c) perspective view of the equivalent contact surface

La combinaison des équations (32) et (33) avec (25) et (26) conduit aux expressions des valeurs de la pression de contact moyenne σ_n et de la cission de frottement moyenne σ_t :

$$\sigma_n = \frac{F_t^e p + F_n^e q_{eq}}{L_{eq}\left(p^2 + q^2\right)}, \tag{34}$$

$$\sigma_t = \frac{F_t^e q_{eq} - F_n^e p}{L_{eq}\left(p^2 + q^2\right)}, \tag{35}$$

dans lesquelles q_{eq} représente la portée équivalente :

$$q_{eq} = s_{eq} + p/\tan\alpha. \tag{36}$$

Une analyse semblable est menée avec l'indenteur cylindrique. L'équilibre de l'indenteur se traduit par (Fig. 47 (a)) :

$$F_n^e = \sigma_n \int_0^{\theta_0} \cos\theta L(\theta) R_o d\theta - \sigma_t \int_0^{\theta_0} \sin\theta L(\theta) R_o d\theta \tag{37}$$

et

$$F_t^e = \sigma_n \int_0^{\theta_0} \sin\theta L(\theta) R_o d\theta + \sigma_t \int_0^{\theta_0} \cos\theta L(\theta) R_o d\theta, \tag{38}$$

où θ_0 est l'angle de contact maximal, θ l'angle de contact courant, $L(\theta)$ la largeur de contact courante et R_o le rayon de l'indenteur (Fig. 47 (b)). Les pénétrations utilisées avec cette géométrie d'indenteur sont elles aussi faibles. La valeur de θ_0 est alors donnée par

$$\theta_0 = \arccos(1\text{-}p/R_o), \tag{39}$$

et la surface de contact approximée à l'intersection de deux cylindres, l'un de rayon R_o et l'autre de rayon R, rayon de courbure de l'ébauche au voisinage de la zone de contact. Dans ce cas la largeur de la trace de contact courante s'exprime par :

$$L(\theta) = 2\left\{R^2 - [R - p + R_o(1 - \cos\theta)]^2\right\}^{1/2}. \tag{40}$$

Le recours à une surface équivalente où la largeur de contact est constante facilite là encore la résolution des équations d'équilibre (Fig. 47 (c)). La pression de contact moyenne et la cission de frottement moyenne sont alors exprimées par :

$$\sigma_n = \frac{(1-\cos\theta_0)F_t^e + \sin\theta_0 F_n^e}{2R_o L_{eq}(1-\cos\theta_0)} \tag{41}$$

et

$$\sigma_t = \frac{\sin\theta_0 F_t^e - (1-\cos\theta_0)F_n^e}{2R_o L_{eq}(1-\cos\theta_0)} \tag{42}$$

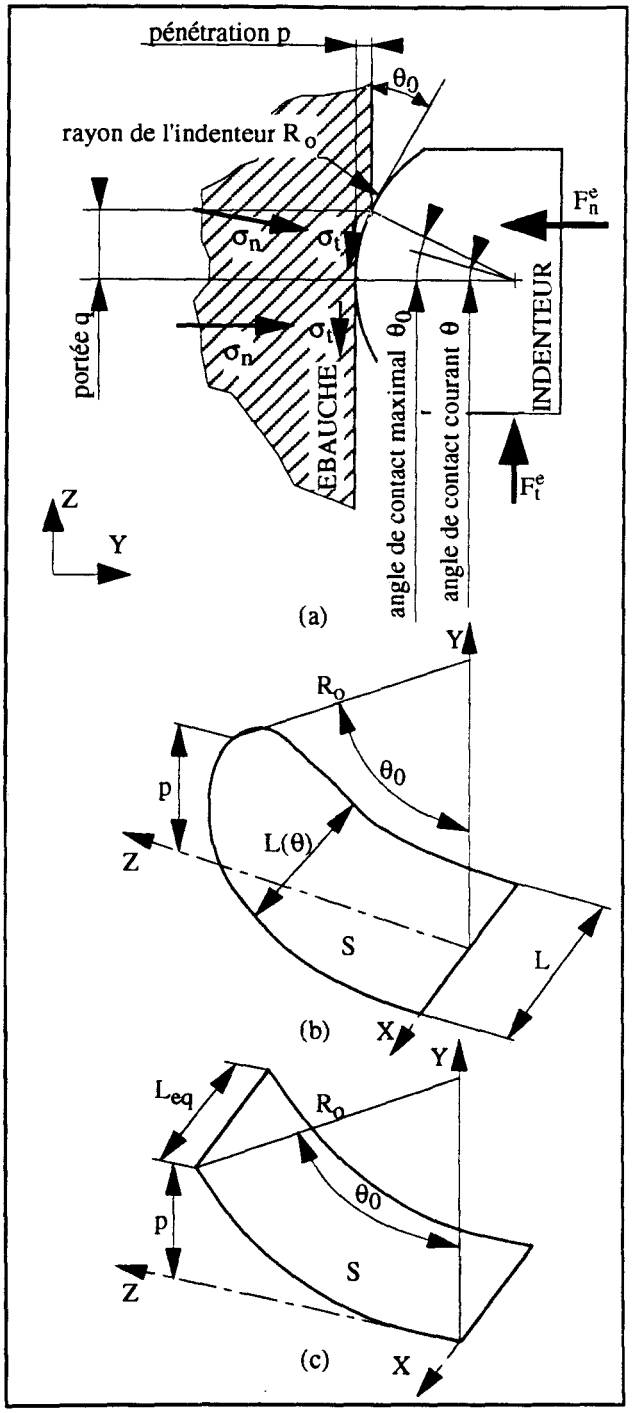


Fig 47 : analyse mécanique, indenteur cylindrique : (a) vue de la zone de contact dans le plan de coupe X = 0, (b) perspective de la surface de contact, (c) perspective de la surface de contact équivalente

Fig 47: mechanical analysis, cylindrical indenter: (a) cross section of the contact zone in the X = 0 plane, (b) perspective view of the contact surface, (c) perspective view of the equivalent contact surface

où la largeur équivalente L_{eq} est fonction de la surface de contact S :

$$L_{eq} = S / (\theta_0 R_o) \tag{43}$$

avec

$$S = \int_0^{\theta_0} R_o \sqrt{R^2 - (R - p + R_o(1-\cos\theta))^2}\, d\theta. \tag{44}$$

En considérant la portée q définie par :

$$q = R_o \sin\theta_0, \tag{45}$$

les relations (41) et (42) deviennent similaires aux relations (34) et (35) :

$$\sigma_n = \frac{F_t^e p + F_n^e q}{L_{eq}(p^2 + q^2)}, \tag{46}$$

$$\sigma_t = \frac{F_t^e q - F_n^e p}{L_{eq}(p^2 + q^2)}. \tag{47}$$

Le coefficient de frottement de Coulomb est facilement identifié à partir des relations (34) et (35) pour l'indenteur bi–plan et (46) et (47) pour l'indenteur cylindrique :

$$\mu = \frac{q' F_t^e / F_n^e - p}{q' + p F_t^e / F_n^e}, \tag{48}$$

où q' représente soit la portée équivalente de l'indenteur bi–plan, soit la portée de l'indenteur cylindrique. Les abaques en figure 48 fixent les évolutions du coefficient de frottement μ en fonction du rapport des efforts exercés sur l'indenteur pour des pénétrations de 0,1 à 0,3 mm sur une ébauche de rayon de courbure 35 mm ; cet abaque est valable quelque soit le matériau de celle–ci et son état de déformation.

La prise en compte du critère de plasticité dans le modèle de Coulomb–Orowan (Annexe 1.1) impose une condition supplémentaire sur l'effort tangent :

$$F_t^e \le \frac{1}{q'} L_{eq}(p^2 + q'^2)k - \frac{p}{q'} F_n^e, \tag{49}$$

l'égalité correspondant au cas où la cission de frottement est égale à la cission locale d'écoulement.

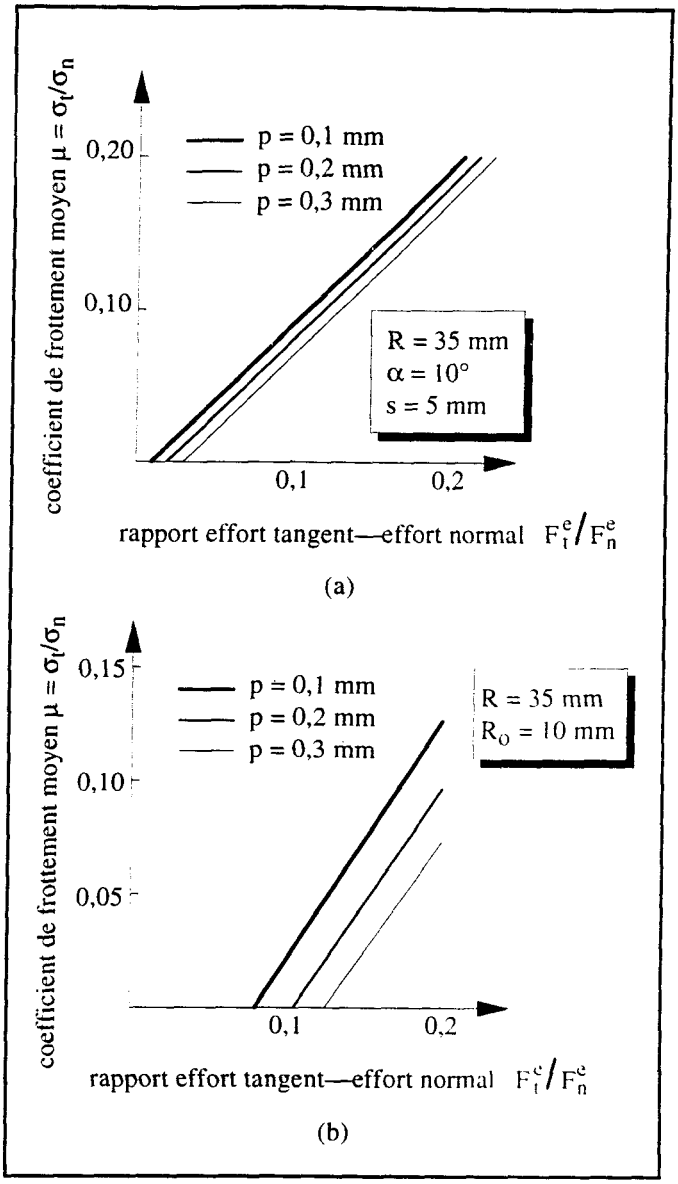


Fig 48 : lois surfaciques linéaires, modèle de Coulomb : abaques coefficient de frottement en fonction du rapport F_t^e/F_n^e pour l'indenteur bi–plan (a) et pour l'indenteur cylindrique (b).

Fig 48: linear friction laws, Coulomb friction law: friction coefficient versus friction force–normal load ratio curves for the biplane indenter (a) and the cylindrical indenter (b).

Cette inéquation pose le problème de la détermination de cission locale d'écoulement k, et par conséquent, de l'état de déformation plastique de l'ébauche à l'interface indenteur–ébauche. La déformation plastique moyenne peut être calculée par champ de vitesse licite [15]. Une vitesse de déformation plastique équivalente est déduite de la puissance de déformation plastique interne

$$\dot{\varepsilon}_p = P_i/\sigma_0 V_p\,, \tag{50}$$

P_i désignant la puissance de déformation plastique interne calculée par la méthode des lignes de glissement en état plan de déformation et V_p le volume plastique. La déformation équivalente est alors donnée par

$$\varepsilon_p = \dot{\varepsilon}_p \Delta t, \tag{51}$$

où Δt est le temps moyen de contact d'une particule de la pièce avec la surface de contact de l'indenteur. Ainsi, dans le cas d'une analyse avec un indenteur bi–plan, la déformation plastique équivalente moyenne est égale à :

$$\varepsilon_p = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{\sin 2\alpha(1+\pi/2-2\alpha+\cot g\Phi)}{\sin 2\Phi + 2\sin^2\Phi(1+\pi/4-\alpha+\Phi)}, \tag{52}$$

Φ représentant l'angle entre la surface de contact et l'angle β des lignes de glissement (Fig. 49). Cependant, l'analyse reposant sur une méthode de minimisation des puissances dissipées par déformation plastique et par frottement, la valeur de P_i, et par conséquent celle de ε_p, sont surestimées. Si cette remarque n'est pas d'une grande importance pour la détermination de l'effort tangent expérimental maximal — l'inéquation (52) étant toujours vérifiée puisqu'elle ne fait que traduire le critère de plasticité —, il n'en est pas de même pour l'identification du facteur de frottement. En effet, les relations (35) et (47) conduisent à l'expression de m suivante :

$$m = \frac{F_n^e}{k} \frac{q' F_t^e / F_n^e - p}{L_{eq}\left(p^2 + q'^2\right)}. \tag{53}$$

Une surestimation de la cission d'écoulement k se traduit alors par une sous–estimation de m qui ne peut aller qu'à l'encontre du but recherché par l'identification. Ainsi, l'écart entre les déformations plastiques évaluées d'une part par la méthode des lignes de glissement et, d'autre part, par la méthode des éléments finis pour un essai mené avec une pénétration de 0,2 mm, une longueur calibrante de 5 mm et un angle d'attaque de 20° est égale à 30 %, ce qui correspond à une erreur sur k de 7,7 % dans le cas de l'acier A516 utilisé au chapitre 1. Le facteur de frottement m est alors sous–estimé de 7,2 %.

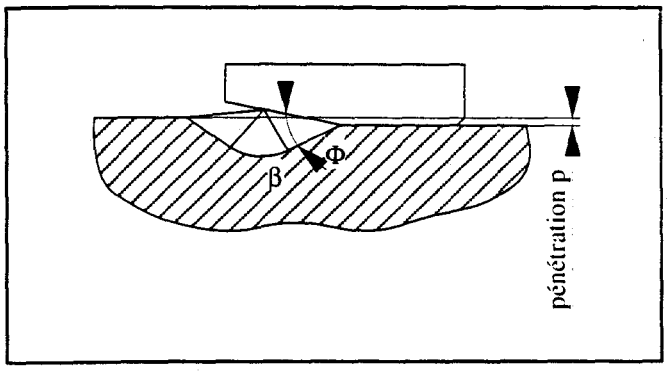


Fig 49 : analyse mécanique, indenteur bi–plan : modèle des lignes de glissement en d'après [15].

Fig 49: mechanical analysis, biplane indenter: slip line field model from [15].

Une seconde méthode consiste à déduire la contrainte locale d'écoulement d'une mesure de dureté réalisée sur la trace laissée sur l'ébauche par l'indenteur. Des essais de compression à différents taux de réduction sont réalisés sur des éprouvettes cylindriques de diamètre 6 mm et de hauteur 9 mm extraites des bagues utilisées pour les tests de compression–translation — ces essais sont en tous points identiques aux essais présentés au paragraphe 2.2 du second chapitre. La déformation plastique équivalente est déduite du taux de réduction de l'éprouvette et la contrainte locale d'écoulement est obtenue à partir de la relation (19). La dureté des éprouvettes est mesurée à chaque étape. La courbe contrainte moyenne d'écoulement–dureté ainsi obtenue est présentée en figure 50 et conduit à la relation suivante :

$$\sigma_0 = HB/0,28. \qquad (54)$$

Les mesures de dureté Brinell sont réalisées avec une bille en acier de diamètre 2,5 mm et une charge de 187,5 kg. Les duretés mesurées au cours des différents essais de compression sont comprises entre 190 et 230, ce qui correspond à des profondeurs d'empreinte comprises entre 0,05 à 0,06 mm — soit du même ordre de grandeur que les pénétrations mesurées lors des essais de compression–translation décrits au paragraphe 3. La relation (54) ne fournit ici qu'une valeur moyenne de l'état de contrainte à l'interface indenteur–ébauche. Les mesures de dureté sont prises après déformation plastique de l'ébauche, menant par conséquent à la sous–estimation de la cission locale d'écoulement. Dans ces conditions, le facteur de frottement m est surestimé.

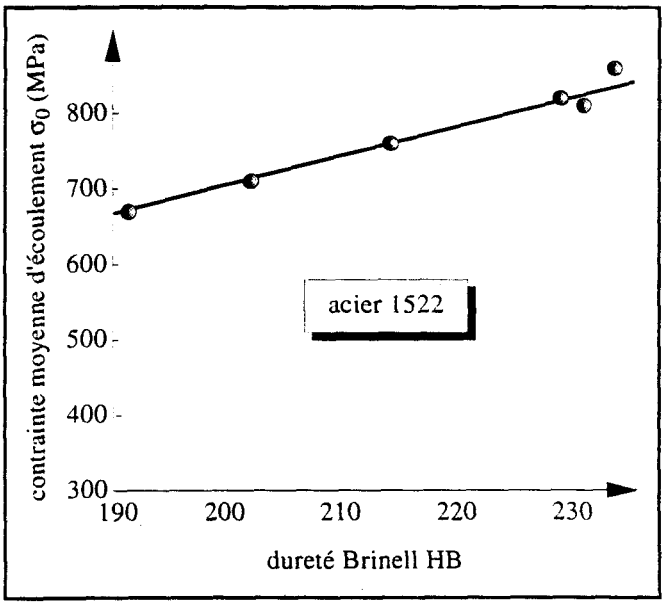


Fig 50 : lois surfaciques linéaires, modèle de Tresca : abaque contrainte moyenne d'écoulement en fonction de la dureté Brinell.

Fig 50: linear friction laws, Tresca friction law: mean bulk yield stress versus Brinell hardness measurements curve.

D'un autre côté, si l'on considère la figure 51 — qui montre les évolutions de m pour des pénétrations de 0,1 à 0,3 mm sur une ébauche de rayon extérieur égal à 35 mm, le contact étant défini par une contrainte locale d'écoulement égale 500 MPa pour un effort normal valant 10 kN —, il apparaît un effet dominant de la pénétration sur le facteur de frottement. En effet, pour un effort tangent égal à 2 kN (cas où F_t^e/F_n^e vaut 0,2), des diminutions de m de 55 % lors de l'utilisation de l'indenteur avec un angle d'attaque de 10° et de 80 % lors de l'utilisation de l'indenteur avec un rayon de 10 mm sont notées pour des pénétrations évoluant de 0,3 à 0,1 mm. Dans des conditions de contact identiques (Fig. 48), le coefficient de frottement μ ne diminue que de 11 % avec le premier type d'indenteur et de 41 % avec le second. Ceci souligne l'importance d'une détermination précise de la pénétration au cours des essais.

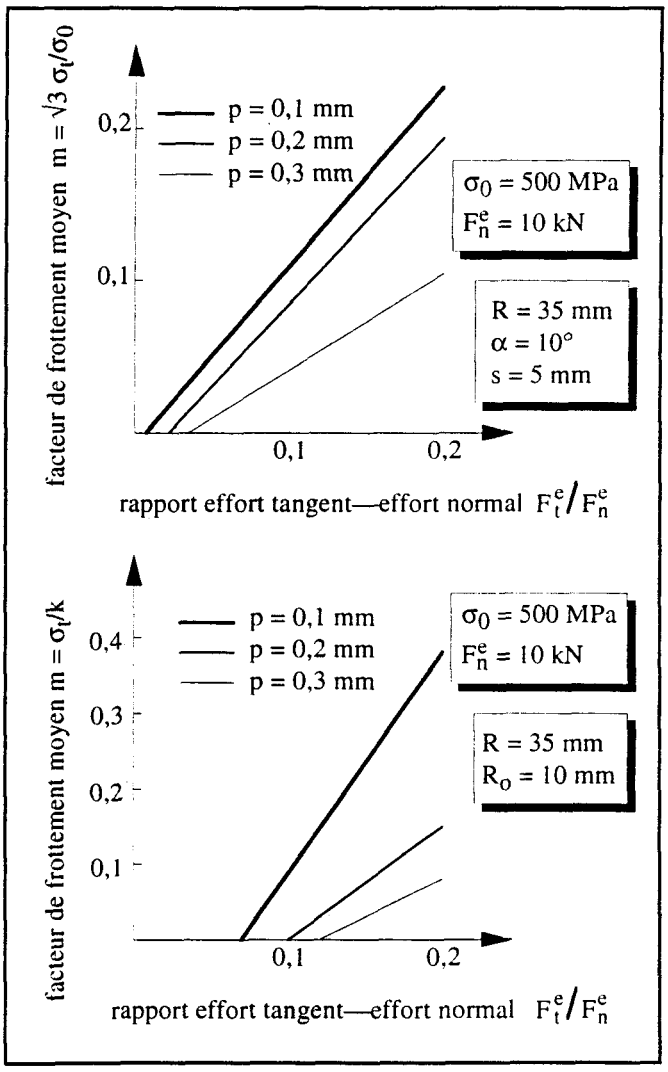


Fig 51 : lois surfaciques linéaires, modèle de Tresca : abaques facteur de frottement en fonction du rapport F_t^e/F_n^e pour l'indenteur bi-plan (a) et pour l'indenteur cylindrique (b).

Fig 51: linear friction laws, Tresca friction law: friction factor versus friction force-normal load ratio curves for the biplane indenter (a) and the cylindrical indenter (b).

Ainsi, du point de vue des résultats, il est important de discuter de la précision obtenue sur les valeurs du coefficient et du facteur de frottement. En ce qui concerne μ, deux erreurs de mesure peuvent entacher les résultats de l'identification : d'abord les erreurs commises sur l'évaluation du rapport F_t^e/F_n^e, et ensuite celles commises sur la pénétration p :

$$\Delta\mu\,|_{\Delta p=0} = \frac{q'\left(q'+F_t^e/F_n^e\,p\right)-p\left(F_t^e/F_n^e\,q'-p\right)}{\left(q'+F_t^e/F_n^e\,p\right)^2}\frac{1}{{F_n^e}^2}\left(F_n^e\Delta F_t^e - F_t^e\Delta F_n^e\right), \tag{55}$$

$$\Delta\mu\,|_{\Delta\left(F_t^e/F_n^e\right)=0} = \frac{1}{\left(q'+F_t^e/F_n^e\,p\right)^2}\left[\left(q'+F_t^e/F_n^e\,p\right)\left(F_t^e/F_n^e\,\Delta q'-\Delta p\right)- \left(F_t^e/F_n^e\,q'-p\right)\left(\Delta q'+F_t^e/F_n^e\,\Delta p\right)\right], \tag{56}$$

où ΔF_t^e, ΔF_n^e, $\Delta q'$ et Δp représentent respectivement l'incertitude sur la mesure de l'effort tangent, de l'effort normal, de la portée et de la pénétration. L'imprécision sur la portée est donnée par

$$\Delta q' = \frac{4sp}{\left[2\alpha_0 R^2 - L(R-p)\right]^2}\left\{\left[\frac{L}{2p}+2\left(\frac{R-p}{L}\right)\right]\left[2\alpha_0 R^2 - L(R-p)\right]-L^2\right\}\Delta p \tag{57}$$

pour l'indenteur bi–plan, et

$$\Delta q' = \frac{R_o - p}{q'}\Delta p, \tag{58}$$

pour l'indenteur cylindrique. De par la mise en oeuvre de l'essai, la pénétration ne peut être déterminée directement au cours du test ; elle est déduite de la mesure de la largeur de la trace de contact L. La trace est mesurée à l'aide d'un micromètre ce qui garantit une précision ΔL de l'ordre de 0,04 mm. L'incertitude sur la valeur de p, définie par

$$\Delta p = \frac{L}{4(R-p)}\Delta L, \tag{59}$$

demeure alors inférieure à 2 μm pour des pénétrations comprises entre 0 et 0,15 mm. Dans le cas des essais de références décrits au chapitre 1, l'imprécision sur la portée q' est alors égale à 0,011 mm pour l'indenteur bi–plan et de 0,014 mm pour l'indenteur cylindrique. D'après la relation (56), le coefficient de frottement de Coulomb est identifié avec une précision de 0,2 % lors de l'essai avec l'indenteur bi–plan et 0,9 % lors de l'essai avec l'indenteur cylindrique. L'erreur due aux imprécisions de mesure commises sur la pénétration sont par conséquent négligeables. D'un autre côté, l'incertitude sur l'effort tangent est égale à 30 N (précision de la

cellule de force) et de l'ordre de 2 % sur l'effort normal. Dans le même cadre que précédemment, la relation (55) conduit alors à une erreur sur le coefficient de frottement de Coulomb égale à 3,5 % pour l'indenteur bi–plan et 6 % pour l'indenteur cylindrique. En fait, il apparaît que la précision des identifications augmente avec la longueur de la portée. Ainsi, pour un essai réalisé avec une pénétration de 0,1 mm et un indenteur cylindrique, l'imprécision sur la détermination de m passe de 6 % pour un rayon d'indenteur de 10 mm à 5 % pour un rayon de 20 mm (dans ce cas la portée q évolue de 1,41 mm à 2,00 mm). Il est donc important, pour assurer la fiabilité de l'identification, que les essais soient opérés avec des longueurs de portée maximales. Il a été vu au paragraphe 1.3 du chapitre 1 que la longueur calibrante s n'intervenait pas dans la procédure d'ajustement des grandeurs mécaniques propres à une identification des lois surfaciques dans des conditions représentatives de procédés réels. Ce paramètre sera par conséquent choisi entre 3,5 et 5 mm garantissant une erreur sur μ toujours inférieure à 5 %. Par contre, la portée de l'indenteur cylindrique est directement liée à sa pénétration et à son rayon. En fonction des résultats énoncés au paragraphe 2.3 du premier chapitre, les essais seront opérés avec les pénétrations et rayons d'indenteur maximaux admissibles.

Tout comme pour le coefficient de frottement, les incertitudes de mesure sur la pénétration Δp et sur les efforts ΔF_t^e et ΔF_n^e impliquent des erreurs sur l'identification de m :

$$\Delta m\,\Big|_{\Delta p=0} = \frac{q'\,\Delta F_t^e - p\Delta F_n^e}{kL_{eq}\left(p^2+q'^2\right)}, \tag{60}$$

$$\Delta m\,\Big|_{\Delta\left(F_t^e/F_n^e\right)=0} = \frac{F_n^e}{kL_{eq}\left(p^2+q'^2\right)^2}\left\{\left[F_t^e/F_n^e\left(p^2+q'^2\right)\right]\Delta q' - \left[p^2+q'^2+2p\left(q'\,F_t^e/F_n^e - p\right)\right]\Delta p - \left(q'\,F_t^e/F_n^e - p\right)\left(p^2+q'^2\right)\frac{\Delta L_{eq}}{L_{eq}}\right\}, \tag{61}$$

où l'incertitude ΔL_{eq} est donnée par

$$\Delta L_{eq} = \left[\frac{L}{p} - \frac{2\alpha_0 R^2 - L(R-p)}{2p^2}\right]\Delta p \tag{62}$$

pour l'indenteur bi–plan, et par

$$\Delta L_{eq} = \frac{S}{\theta_0^2 R_0 p}\Delta p \tag{63}$$

pour l'indenteur cylindrique. Les incertitudes sur q' et p sont données par les équations (57), (58) et (59). Les imprécisions commises sur l'évaluation du facteur de frottement de Tresca m

sont dans l'ensemble très faibles. Dans le cadre des essais de référence du chapitre 1, l'erreur due à l'incertitude sur la pénétration varie de 0,92 % à 1,42 % suivant le type d'indenteur, et l'erreur due aux incertitudes sur les efforts varie de 1,27 % pour l'indenteur bi–plan à 1,55 % pour l'indenteur cylindrique. Ces résultats sont toutefois à considérer avec prudence puisqu'ils ne prennent pas en compte l'erreur commise sur la valeur de la cission moyenne d'écoulement k. Cette erreur est d'autant plus difficile à chiffrer qu'elle est directement liée au moyen choisi pour sa détermination. Dans la suite de ces travaux, k sera déterminé par essai de dureté et par la méthode des éléments finis.

Comme cela est précisé en annexe, hormis pour les contacts à faible pression de contact, à très forte pression de contact ou pour le régime de lubrification à film solide épais, les lois surfaciques sont essentiellement non–linéaires. La méthode actuelle pour identifier ce type de loi à partir de l'essai de compression–translation consiste à réaliser un certain nombre d'essais avec différentes pénétrations et géométries d'indenteur, d'en tirer les valeurs moyennes des pressions de contact et cissions de frottement d'après les relations (34), (35), (46) et (47), puis de tracer la courbe cission de frottement réduite–pression de contact réduite [16]. Cette méthodologie offre l'avantage de donner l'allure réelle de la fonction de frottement, sans hypothèse sur la géométrie des surfaces de contact, sur le régime de lubrification, sur l'état de plastification des corps, sur l'état de contrainte de la zone de contact. Par contre, elle nécessite la réalisation de plusieurs essais qui, pour garantir la fiabilité de la loi, doivent être réalisés dans les mêmes conditions. De plus, la loi surfacique obtenue ne peut être utilisée que de manière comparative.

La méthodologie proposée pour l'identification des lois surfaciques repose sur une toute autre analyse du problème. La loi surfacique est supposée connue, elle dérive par exemple de l'un des modèles présentés en figure A5 de l'annexe 1.2, et les résultats des essais sont exploités dans l'optique d'identifier le coefficient de frottement propre à cette loi. La procédure d'identification est basée sur la corrélation des valeurs moyennes résultantes de l'analyse mécanique du test avec des résultats numériques dérivées d'un calcul par la méthode des éléments finis.

Dans un premier temps, la pression de contact moyenne expérimentale σ_n^e, la cission de frottement moyenne expérimentale σ_t^e et le coefficient de Coulomb moyen μ sont déterminés à partir des relations (34), (35), (46), (47) et (48). Ensuite une simulation numérique de l'essai est réalisée avec les maillages décrits dans les paragraphes 1.2 et 2.2 du premier chapitre ; la pression de contact numérique est évaluée au point d'intégration de chaque élément de contact et la contrainte locale d'écoulement est calculée aux points d'intégration des éléments volumiques les plus proches de la surface de contact. Un ensemble de pressions de contact, égal au nombre d'éléments de contact actifs, est alors obtenu contre une seule valeur par l'analyse antérieure.

Comme cela a été vu précédemment (Fig. 17 et 31), la distribution de la pression de contact est indépendante du coefficient de frottement moyen tant que celui–ci reste compris entre 0 et 0,15, ce qui est le cas dans la plupart des procédés de mise en forme par déformation à température ambiante. Dans de telles conditions, la pression de contact est calculée avec précision lorsqu'un coefficient de frottement moyen μ est utilisé, même si le coefficient de frottement local $\sigma_t^{e*}/\sigma_n^{e*}$ varie le long de la surface de contact.

A la valeur de la pression de contact réduite $\sigma_n^{n^i}/\sigma_0$, où l'exposant n est relatif à la valeur numérique de la pression de contact et i au point d'intégration de l'élément de contact, est associée un ensemble de cissions de frottement numériques réduites $\sigma_{t_f}^{n^i}/k$, liée à la valeur du facteur de frottement f de la loi surfacique (Fig. 52). Pour chaque valeur de f, la cission de frottement numérique moyenne est calculée par

$$\sigma_{t_f}^{n} = \frac{1}{n_c}\sum_{i=1}^{n_c}\sigma_{t_f}^{n^i}, \tag{64}$$

où $\sigma_{t_f}^{n}$ est la cission de frottement numérique moyenne relative au facteur de frottement f et n_c le nombre total d'éléments de contact actifs. L'identification du facteur de frottement s'opère en comparant la cission de frottement moyenne expérimentale à la cission de frottement moyenne numérique. Le facteur f identifié est celui qui satisfait la condition

$$\sigma_t^e = \sigma_{t_f}^n. \tag{65}$$

Cette analyse permet l'identification d'un coefficient de frottement à partir des résultats expérimentaux et numériques d'un seul essai. Le coefficient obtenu dépend évidemment de la loi de frottement choisie pour l'identification et autorise une estimation quantitative des différents traitements et revêtements testés.

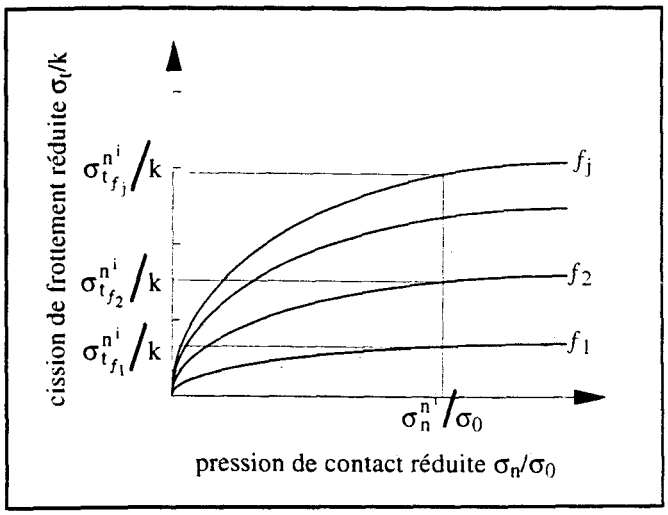


Fig 52 : lois surfaciques non-linéaires, détermination d'un ensemble de cissions de frottement réduites à l'élément de contact i pour différentes valeurs du coefficient de frottement f.

Fig 52: non linear friction laws, determination of the set of normalized friction stresses at the contact element i for different values of the friction coefficient f.

La figure 53 résume les différentes phases de l'identification. Les temps précisés représentent les valeurs moyennes relevées au cours des essais présentés dans le paragraphe suivant. Les temps relatifs aux analyses numériques sont basés sur des calculs effectués sur des stations HP 9000-715 et font intervenir le temps nécessaire à l'intervention sur la modélisation. En fait, les fichiers de données sont définis une fois pour toute dès que la géométrie de l'ébauche est connue. Les modifications à apporter à la modélisation sont les valeurs des couples contrainte locale d'écoulement–déformation plastique équivalente lors de l'étape 1, et la variation de la géométrie de l'indenteur (surface rigide) et ainsi que sa pénétration lors des phases 2 et 3. La durée totale de l'identification est principalement fonction des temps requis par les simulations numériques. Comme cela a été précisé lors du chapitre 1, le déplacement imposé à l'indenteur bi–plan pour atteindre un effort normal stationnaire doit être de 18 mm contre 7 mm pour l'indenteur cylindrique. La durée totale d'identification diminue ainsi de plus de 49 heures pour le premier type d'indenteur, à 22 heures pour le second type. Toutefois, il est important de rappeler que l'indenteur cylindrique implique une incertitude sur la détermination des coefficient et facteurs de frottement légèrement supérieure à celle obtenue avec l'indenteur bi–plan. L'indenteur bi–plan sera de préférence choisi pour des simulations impliquant de faibles valeurs de déformations plastiques équivalentes et requérant une grande précision des résultats, l'indenteur bi–plan sera préféré pour les identifications rapides, exigeant un peu moins de précision, ou pour les analyses où de fortes déformations doivent être reproduites.

Dans le cadre d'essais opérés avec l'indenteur cylindrique, une méthode dérivée de celle présentée ci–dessus est développée pour obtenir rapidement un ordre de grandeur du coefficient de frottement f. En effet, la pression de contact pouvant facilement être paramétrée par une parabole dans le plan YZ lorsqu'une distribution moyenne est prise en compte dans le plan XY, l'analyse numérique par la méthode des éléments finis n'est pas nécessaire pour une première estimation (Fig. 54). La procédure d'identification demeure identique à celle déjà décrite, la contrainte d'écoulement étant déterminée d'après les mesures de dureté effectuées sur la trace après essai (Eq. 54). Dans ce cas, la pression de contact paramétrée σ_n^p, exercée sur la surface de contact équivalente présentée en figure 47 (c), est déterminée en fonction de la pression de contact moyenne expérimentale (Eq. 46) et s'exprime en fonction de l'angle de contact courant θ par

$$\sigma_n^p(\theta) = 6\frac{\sigma_n^e}{\theta_0^2}\left(\theta\theta_0 - \theta^2\right). \tag{66}$$

Il est à noter que les procédures présentées ci–dessus autorisent l'identification simple d'autres types de lois. Par exemple, la considération du potentiel viscoplastique de Norton–Hoff conduit à l'expression suivante de la cission de frottement [3]:

$$\sigma_t = \alpha k\, v_s^{p+1} / \|v_s\| \tag{67}$$

où α est le facteur de frottement. L'identification des coefficients α et p derive des facteurs de frottement de Tresca m_1 et m_2 identifiés à des vitesses de glissement v_1 et v_2 différentes :

$$p = \mathrm{Log}_{v_1/v_2}\left(\frac{m_1}{m_2}\frac{\|v_2\|}{\|v_1\|}\right), \tag{68}$$

$$\alpha = m_1\left(v_1/\|v_1\|\right)^{-p}. \tag{69}$$

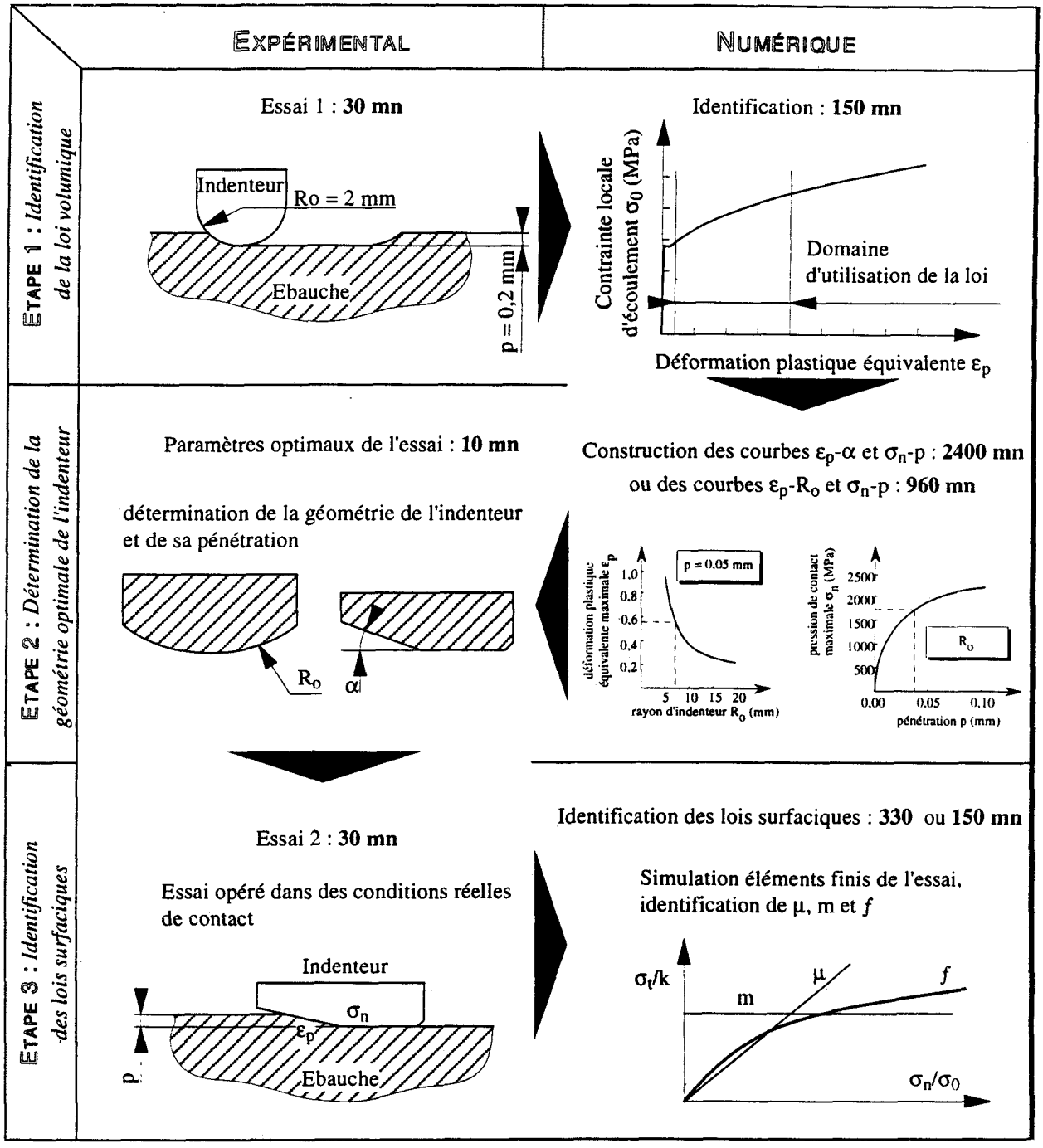


Fig. 53 : Identification des lois surfaciques : descriptif de l'identification, temps requis à chaque étapes.

Fig 53: Identification of surface behaviour laws: identification procedure and required time

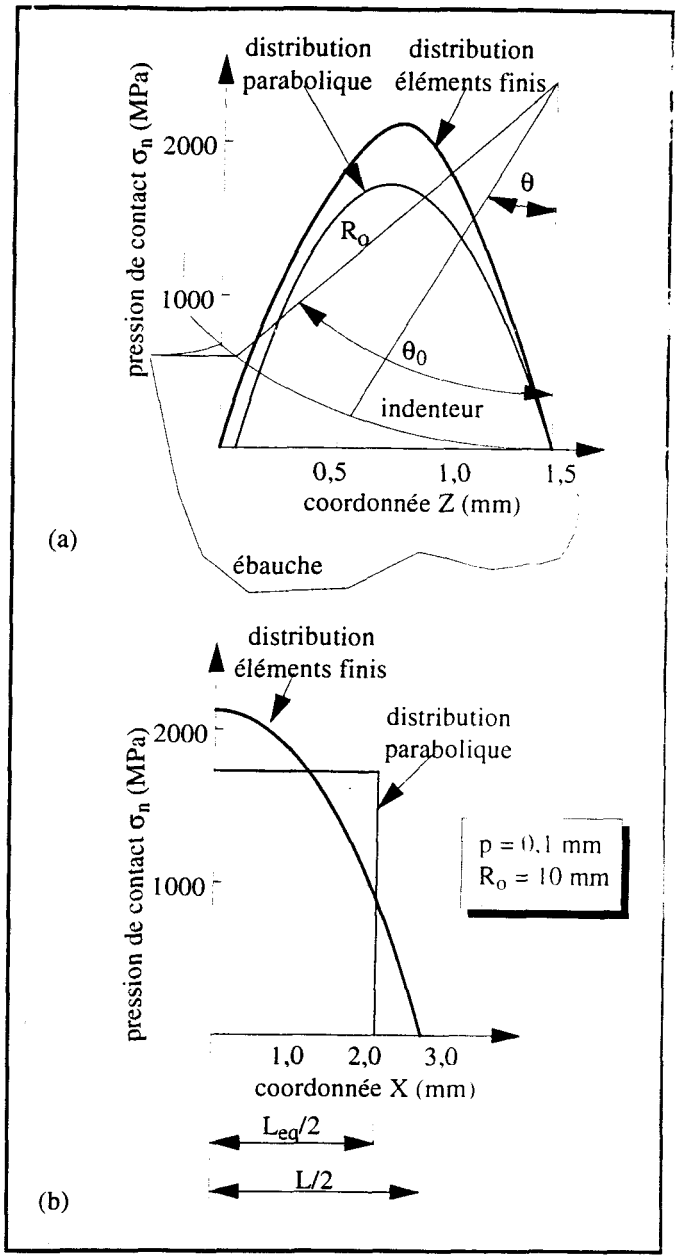


Fig 54 : lois surfaciques non-linéaires : paramétrage de la pression de contact à l'interface indenteur–ébauche dans le cas d'essais avec indenteur cylindrique.

Fig 54: non linear friction laws: contact pressure distribution at the indenter–specimen interface in the case tests operated with cylindrical indenter.

2. RÉSULTATS

Ce paragraphe présente les résultats des identifications des loi surfaciques linéaires ou non linéaires opérées sur quatre revêtements différents. Le premier est une phosphatation au zinc utilisant le savon réactif Bonderlub 231 de chez Parker, le second et le troisième sont des revêtements à base de dépot de sels minéraux (le TS 640 A de la société Condat) à des concentrations respectives de 150 et 250 g/l, enfin, le quatrième est du borax à une concentration de 200 g/l additionné du savon non réactif 8785b, lui aussi de la société Condat, à une concentration de 40 g/l (Tableau 8 à 11). Les traitements étudiés sont essentiellement

utilisés dans le domaines de la mise en forme par déformation à froid de produits longs (étirage de tube, extrusion...). Dans ce cadre d'utilisation, le régime de lubrification rencontré est souvent un régime de lubrification mixte ; l'identification des coefficients de frottement non linéaires se fera par conséquent en fonction de la loi de Bay–Wanheim dont la formulation est présentée en annexe.

Cinq géométries d'indenteur servent à la réalisation des essais : des indenteurs cylindriques de rayon 5, 10 et 20 mm pour les traitements 1, 2 et 3, des indenteurs bi–plan d'angle d'attaque égal à 10° et de portée calibrante égale à 3,5 et 5 mm pour les traitements 1 et 4. Dans tous les cas de figure, les pénétrations restent limitées à des valeurs minimales et maximales comprises entre 0,03 et 0,085 mm. Les essais sont opérés sur les bagues en acier 1522 recuit dont la géométrie est décrite en figure 4 (a).

Les identifications de coefficients de Coulomb et facteurs de Tresca sont effectuées pour chaque essai d'après les relations (48) et (53) ; la détermination de la cission moyenne d'écoulement k requise pour l'identification de m dérive de la mesure de la dureté Brinell réalisée sur la trace de contact de l'ébauche (Eq. 54). Huit simulations numériques, réalisées pour les essais ayant menés aux plus faibles et plus fortes pressions de contact calculées pour chaque revêtement, sont requises pour l'identification des facteur de frottement de Bay–Wanheim f. Les lois sont identifiées avec un nombre de couples cission de frottement numérique réduite–pression de contact numérique réduite compris entre 12 et 30 ce qui donne une très bonne estimation des cissions de frottement numériques moyennes (Eq. 64).

Tableau 8 : lois surfaciques non-linéaires, traitement 1 : phosphatation au zinc.

Table 8: non linear friction laws, 1st treatment zinc phosphate treatment.

Procédé	Spécifications	Température (°C)	Durée (mn)
Dégraissage	soude caustique	95	15
Rinçage	trois fois	20	1
Décapage	acide sulfurique à 10% en vol.	65	10
Rinçage	trois fois	20	1
Phosphatation		70	10
Rinçage	trois fois	20	1
Neutralisant		65	3
Savonnage	Bonderlub 231 à 2% en masse	80	4

Tableau 9 : lois surfaciques non-linéaires, traitement 2 : TS 640 A à 150 g/l.

Table 9: non linear friction laws, 2nd treatment: TS 640 A with a 150 g/l concentration.

Procédé	Spécifications	Température (°C)	Durée (mn)
Dégraissage	soude caustique	95	15
Rinçage	trois fois	20	1
Décapage	acide sulfurique à 10% en vol.	65	10
Rinçage	trois fois	20	1
Revêtement	TS 640 A à 150 g/l	85	5

Tableau 10 : lois surfaciques non-linéaires, traitement 3 : TS 640 A à 250 g/l.

Table 10: non linear friction laws, 3rd treatment: TS 640 with a 250 g/l concentration.

Procédé	Spécifications	Température (°C)	Durée (mn)
Dégraissage	soude caustique	95	15
Rinçage	trois fois	20	1
Décapage	acide sulfurique à 10% en vol.	65	10
Rinçage	trois fois	20	1
Revêtement	TS 640 A à 250 g/l	85	5

Tableau 11 : lois surfaciques non-linéaires, traitement 4 : borax à 200 g/l additionné de savon 3785b à 40 g/l.

Table 11: non linear friction laws, 4th treatment: 8785b soap with a 40 g/l concentration added to borax with a 200 g/l concentration.

Procédé	Spécifications	Température (°C)	Durée (mn)
Dégraissage	soude caustique	95	15
Rinçage	trois fois	20	1
Décapage	acide sulfurique à 10% en vol.	65	10
Rinçage	trois fois	20	1
Revêtement	borax à 200 g/l 3785b à 40 g/l	85	5

La figure 55 présente les évolutions des coefficients de frottement de Coulomb ainsi que les facteurs de frottement de Tresca et de Bay–Wanheim pour les différents essais réalisés.

Les résultats dérivant des analyses opérés sur le borax sont difficilement exploitables et comparables aux autres identifications puisqu'ils ne mettent en jeu que de faibles valeurs de pressions de contact réduites moyennes, ceci étant dû à l'utilisation exclusive d'indenteurs bi–plan (rapport σ_n/σ_0 compris entre 0,9 et 1,2). Toutefois, les analyses par la méthode des éléments finis mettent en évidence des pressions de contact réduites locales comprises entre 0,7 et 2,5 ; les facteurs de frottement de Bay–Wanheim sont alors identifiés sur un éventail de pressions de contact réduites suffisamment large pour autoriser une comparaison entre les différents traitements.

Il apparaît de façon très nette que les moins bons résultats sur des quatre traitements analysés sont obtenus par le traitement 4. Le coefficient de Coulomb est proche de 0,08 pour des pressions de contact réduites moyennes assez faibles, le facteur de Tresca est voisin de 0,15 alors que le coefficient de Bay–Wanheim f évolue de 0,30 à 0,36 pour des rapports σ_n/σ_0 moyens égaux à 0,9 à 1,2. Le second traitement présente de meilleurs résultats — avec notamment un coefficient de Coulomb variant de 0,07 à 0,056 et un facteur de Tresca augmentant de 0,14 à 0,23 pour des pressions de contact réduites moyennes comprises entre 1,3 et 2,4. L'identification du facteur de Bay–Wanheim autorise pour ce traitement la détermination du régime de lubrification. En effet, le régime de lubrification est un régime de lubrification mixte. Le facteur de Bay–Wanheim f, dont le modèle est basé sur l'analyse de

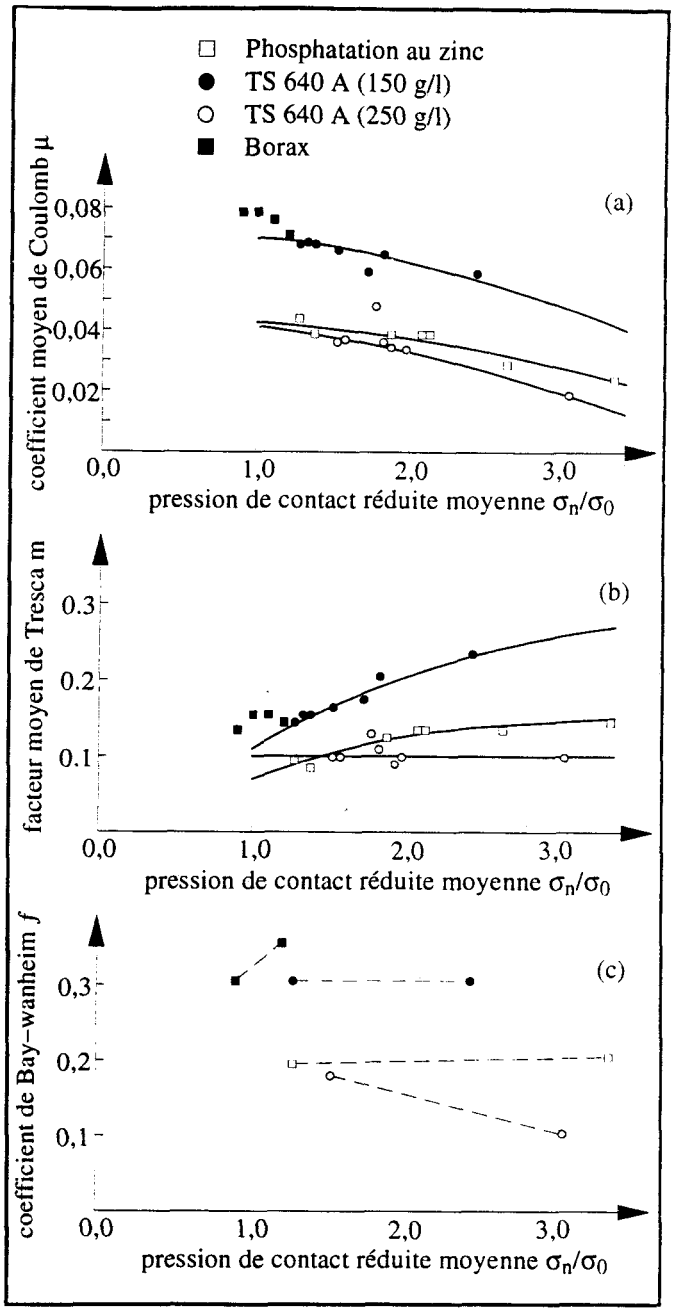


Fig 55 : identification des lois surfaciques : (a) coefficient de Coulomb, (b) facteur de Tresca, (c) coefficient de Bay–Wanheim.

Fig 55: friction coefficient and factor identifications: (a) Coulomb's friction coefficient, (b) Tresca's friction factor, (c) Bay–Wanheim's friction coefficient.

ce type de régime de lubrification [26–27], reste ici constant et égal à 0,31. Cette remarque s'applique aussi au traitement 1 pour lequel le facteur de Bay–Wanheim identifié à des pressions de contact réduites moyennes égales à 1,25 et 3,3 demeure égal à 0,2. Les cissions de frottement sont alors entre 35 et 40 % inférieures à celles obtenues avec le traitement 2. Une superposition parfaite des résultats expérimentaux et des courbes de Bay–Wanheim est obtenue (Fig. 56).

Le comportement surfacique des ébauches traitées au TS 640 A à 250 g/l (traitement 3) est tout à fait différent du comportement surfacique relatif aux traitements 1, 2 et 4. Bien que les conditions de contact demeurent en tout point similaires aux essais réalisés sur les traitements 1 et 2, le facteur de Tresca demeure égal à 0,1 quelque soit la valeur de la pression de contact réduite moyenne comprise entre 1,5 et 3,1. Le régime de lubrification est un régime à film solide épais. Dans ce cas, le facteur de Bay–Wanheim f n'est plus constant mais diminue de 0,19 à 0,11.

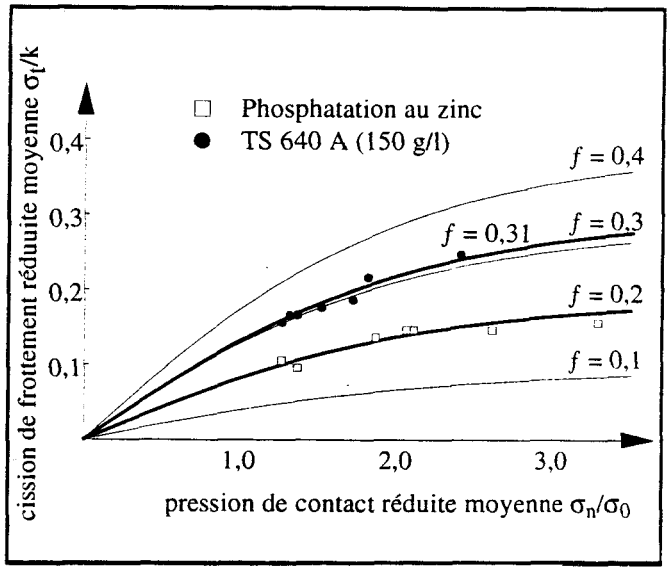


Fig 56 : lois surfaciques non-linéaires : comparaison entre le modèle de Bay–Wanheim et les résultats expérimentaux relatifs aux traitements 1 et 2.

Fig 56: non linear friction laws: comparison between the Bay–Wanheim model and experimental results in the case of the 1st and 2nd treatments.

Conformément à la stratégie présentée en [11], la mise au point des préparations 1 à 4 a fait l'objet d'essais d'indentation–rotation. Au cours de ces essais, un contacteur rigide de section hémicylindrique exerce un effort constant de 20 N normal à la surface de contact, l'ébauche est entraînée en rotation à une vitesse angulaire de 31,4 rd.s^{-1}, la vitesse de glissement à l'interface contacteur–ébauche étant alors de 1,1 m.s^{-1} (Fig. 57). Les résultats de ces essais sont présentés en figure 58. L'apparition du grippage — identifié par une augmentation rapide du couple de frottement due à une dégradation importante de la surface de contact de l'ébauche — est nettement marquée et fait ressortir de très grandes différences de comportement entre les traitements 2 et 4, où le grippage survient après environ 1500 révolutions, et les traitements 1 et 3, où le grippage apparaît respectivement après 3500 et 4000 révolutions (à titre de comparaison, sur une ébauche nue, polie au papier abrasif de grain 400 puis 800 — la Ra étant alors de 0,25 µm —, le grippage survient après moins de 15 tours, le couple de frottement étant alors supérieur à 0,4 mN).

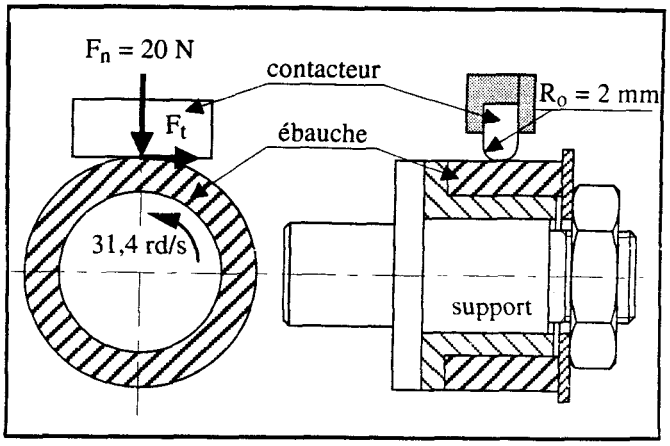


Fig 57 : essai d'indentation–rotation : schéma du test.

Fig 57: indentation–rotation test schematic view .

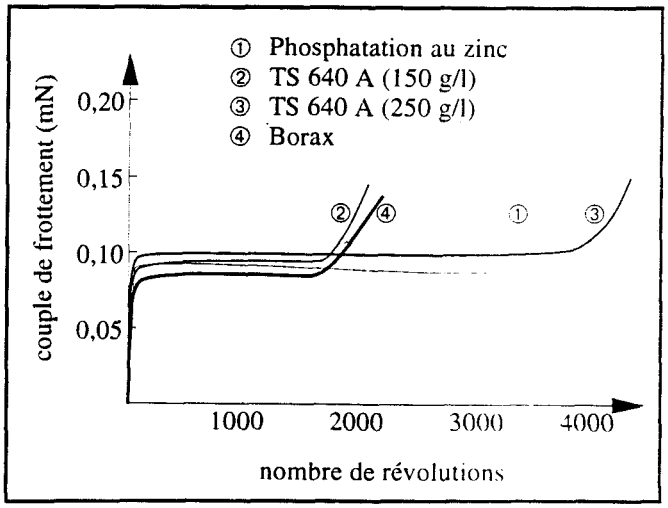


Fig 58 : essai d'indentation–rotation : courbes couple de frottement en fonction du nombre de révolutions de l'ébauche pour les quatre traitements.

Fig 58: indentation–rotation test: friction torque versus specimen revolutions curves for the four treatments.

D'un autre côté, les couples relevés pour les quatre revêtements étudiés varient entre 0,08 mN pour le traitement 1 et 0,1 mN pour le traitement 3. Toutefois, d'après la figure 55, à pression de contact égale, le premier traitement induit des cissions de frottement en moyenne deux fois plus élevées que le troisième traitement. Ainsi, l'essai d'indentation–rotation donne de mauvaises indications sur la capacité du revêtement à réduire la cission de frottement. Les courbes couple de frottement–nombre de révolutions résultantes des tests d'indentation–rotation offre une très bonne représentativité de la résistance du traitement au grippage mais nécessite l'utilisation de l'essai de compression–translation pour l'obtention de données objectives sur les caractéristiques propre au frottement du revêtement.

En résumé, sur les quatre traitements de surface analysés, ce sont les traitements 1 et 3 qui offrent les meilleurs résultats en terme de réduction de la cission de frottement — le premier conduisant à un régime de lubrification mixte caractérisé par un coefficient de Bay–Wanheim

égal à 0,2, l'autre à un régime de lubrification à film solide épais caractérisé par un facteur de frottement égal à 0,1 — ainsi qu'en terme de ténacité du revêtement et de prévention du grippage. D'un point de vue mécanique, les deux traitements sont de qualité comparable ; le choix de l'un de ces traitements se portera sur la phosphatation au zinc pour des pressions de contact réduites inférieures à 1,5 et sur le TS 640 A à une concentration de 250 g/l pour des pressions de contact réduites supérieures, la cission de frottement réduite étant dans ces cas minimale. Toutefois, d'autres aspects, notamment le côté industriel, peuvent être pris en considération pour le choix d'un de ces revêtements. Ainsi, le traitement par phosphatation au zinc est un traitement couramment utilisé dans l'industrie pour la mise en forme à froid, des procédures fiables autorisant une parfaite maîtrise et répétabilité de ces traitements ayant été mises au point. D'un autre côté, le TS 640 A est un produit non polluant, il ne nécessite pas de recyclage de bains ; de plus, le coût de revient ceux–ci est inférieur à celui des bains nécessaires à la phosphatation.

A la suite de ces observations, deux remarques s'imposent quant à la fiabilité des résultats. La première concerne l'évolution du coefficient de frottement moyen de Coulomb. Il apparaît nettement que celui diminue lorsque la pression de contact réduite moyenne augmente (Fig. 55 (a)). Ce phénomène traduit l'inaptitude de ce modèle à prédire la cission de frottement lorsque des pressions de contact importantes sont atteintes — résultat mis en évidence par Shaw [3]. Néanmoins, ce modèle étant implémenté dans la plupart des codes de calculs numériques, son utilisation est encore courante. Il est alors intéressant de chiffrer l'erreur qui peut être commise lors de la détermination de la cission de frottement à l'aide de ce modèle. Ce calcul est réalisé sur la base d'un essai opéré avec un indenteur de rayon 20 mm avec une pénétration égale à 0,05 mm sur une bague en acier 1522 recuit traitée au TS 640 A à une concentration de 150 g/l. Cet essai conduit à un coefficient de Coulomb moyen égal à 0,058 et un facteur de Bay–Wanheim égal à 0,31. Comme cela a été montré au chapitre 1, la répartition de la pression de contact σ_n est calculée avec précision par la méthode des éléments finis avec un coefficient de frottement moyen bien que le coefficient de frottement local varie le long de la surface de contact. De plus, la figure 32 montre que la déformation plastique équivalente est peu sensible au variation de m lorsque celui–ci atteint de faibles valeurs. Le champ de déformation plastique, et par conséquent la répartition de la contrainte locale d'écoulement, sont eux aussi supposés obtenus de façon correcte par le calcul numérique avec un coefficient de frottement moyen. La comparaison entre les distributions de la cission de frottement relatives aux deux modèles de frottement est présentée en figure 59. Malgré des distributions de contrainte comparables, il est à noter que le modèle de Coulomb surestime la cission de frottement de près de 13 %.

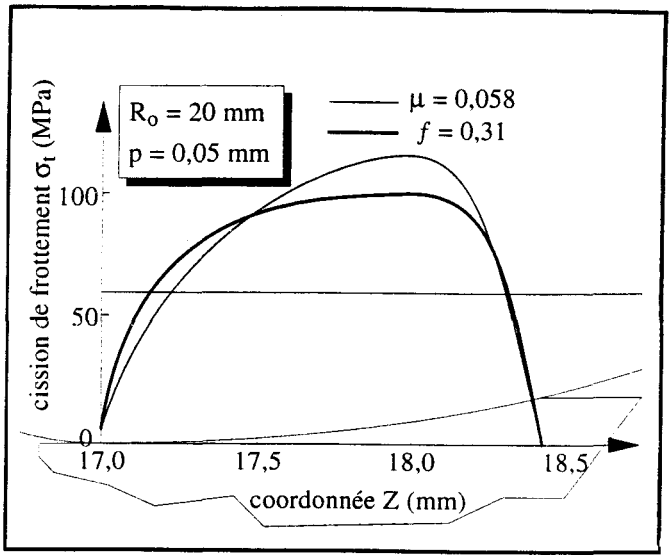


Fig 59 : identification des lois surfaciques : distributions de la cission de frottement dans le plan X = 0, comparaison entre les modèles de Couiomb et Bay–Wanheim.

Fig 59: identification of friction laws: friction stress distribution in the X = 0 plane, comparison between the Coulomb's and Bay–Wanheim's models.

La deuxième remarque concerne la précision obtenue sur l'estimation de la cission d'écoulement moyenne par la mesure de dureté. L'estimation de la cission locale d'écoulement moyenne à partir des mesures de dureté correspondante à l'essai présenté ci–dessus est de 385,6 MPa (HB = 187). Les résultats de l'analyse par éléments finis donnent des valeurs de déformation plastique équivalente comprises entre 0,019 et 0,112, la valeur moyenne étant égale à 0,097. Ainsi, la différence entre le calcul de la cission d'écoulement moyenne par mesure de dureté et par éléments finis est de 2,2 % ce qui donne une très bonne estimation de la valeur moyenne de k, l'erreur locale maximale atteint 19 % (Fig. 60). Ce résultat se traduit par une bonne identification des coefficients non linéaires f par la seconde méthode d'identification — distribution parabolique de la pression de contact — où la précision de l'identification est essentiellement due à l'erreur commise sur le calcul de la contrainte d'écoulement. Les coefficients de Bay–Wanheim identifiés sont en moyenne de 5 % supérieurs au coefficients résultants de l'identification basée sur l'analyse par éléments finis.

Toutefois la précision des résultats obtenus est à considérer avec prudence. La détermination de la relation contrainte moyenne d'écoulement–dureté nécessite la réalisation d'essais de compression sur des éprouvettes extraites des ébauches à analyser ce qui va à l'encontre de la méthodologie mise en place pour l'exploitation du test de compression–translation, le test se voulant autonome. De plus, la relation contrainte moyenne d'écoulement–dureté obtenue n'est valable que pour des matériaux isotropes, les essais de compressions réalisés ne permettant pas de prendre en compte un comportement volumique en surface différent du comportement en coeur. Une identification fiable du facteur de Tresca et des coefficients de frottement non linéaires passe obligatoirement par un calcul de la cission d'écoulement par éléments finis.

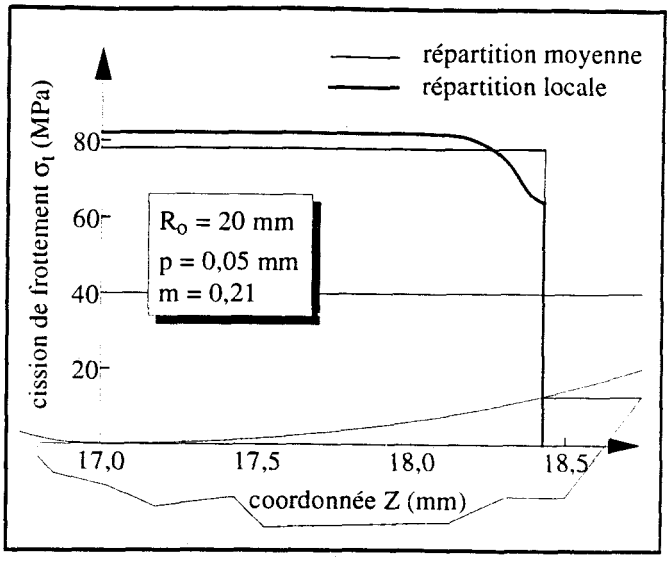


Fig 60 : identification des lois surfaciques : distributions de la cission de frottement dans le plan X = 0, comparaison entre les distributions moyenne et locale de Tresca.

Fig 60: identification of friction laws: friction stress distribution in the X = 0 plane, comparison between the mean Tresca's and local Tresca's distributions.

3. CONCLUSION

La stratégie à conduire pour identifier de façon fiable et objective le comportement surfacique d'un revêtement à l'aide des procédures développées au cours des deux chapitres précédents a été clairement présentée : un premier essai de compression–translation est réalisé avec un indenteur cylindrique de faible rayon et conduit à l'identification de la loi volumique de l'ébauche ; ensuite, en accord avec les conclusions du premier chapitre, la géométrie de l'indenteur et sa pénétration sont choisies pour induire des pressions de contact et déformations plastiques équivalentes au voisinage de la zone de contact proches de celles souhaitées ; enfin, les lois surfaciques sont identifiées via une simulation de l'essai par la méthode des éléments finis.

Deux procédures ont été développées pour l'identifications des lois de comportement surfaciques linéaires et non linéaires. La première repose sur une analyse mécanique du test et utilise une répartition moyenne des contraintes à l'interface indenteur–ébauche. La seconde est basée sur la comparaison de résultats expérimentaux et de résultats numériques (méthode des éléments finis). La cission locale d'écoulement, requise pour la normalisation des contraintes et l'identification du facteur de frottement de Tresca, a été obtenue soit par une mesure de dureté opérée sur la trace laissée par l'indenteur sur l'ébauche (cission d'écoulement moyenne), soit par calcul numérique (cission d'écoulement locale). L'influence des imprécisions de mesure relatives aux efforts et à la détermination de la pénétration a été étudiée.

L'application de ces deux méthodes aux essais réalisés sur des bagues cylindriques en acier 1522 recuit revêtues de revêtements à base de phosphate de zinc, de borax additionné de savon réactif et de dépôts de sels minéraux ont mis en évidence que :

- les deux méthodes d'identification proposées donnent des résultats fiables aussi bien pour les lois surfaciques linéaires que non linéaires. L'identification du coefficient de frottement non linéaire de Bay–Wanheim et du facteur de frottement de Tresca autorise une prédiction simple de la capacité des revêtements à réduire la cission de frottement.

- L'imprécision commise sur les identifications des coefficients de Coulomb et facteurs de Tresca — due aux erreurs de mesure des efforts et de la pénétration — est inférieure à 3,5 % pour l'indenteur bi–plan et 6 % pour l'indenteur cylindrique ; celle–ci étant lié à la longueur de la portée de l'indenteur, une nouvelle géométrie de l'indenteur cylindrique (avec longueur calibrante) est à étudier pour améliorer la précision des identifications ;

- le calcul de la cission de frottement moyenne basé sur les mesures de dureté donne des résultats fiables ; néanmoins, cette méthode est liée à la réalisation de test de compression — indépendant de l'essai — et ne peut être utilisée que dans le cas particulier de matériaux isotropes. Un calcul par éléments finis est préférable pour une identification précise du facteur de frottement m et des lois non–linéaires, l'essai de compression–translation conserve ainsi son autonomie ;

- la simulation numérique d'essai avec un coefficient de frottement de Coulomb lorsque les pression de contact réduites sont importantes conduit à une surestimation de la cission de frottement pouvant atteindre 20 % (limite de validité du modèle de Coulomb).

Dans la stratégie proposée deux essais suffisent à l'identification de la loi de comportement volumique et surfacique. Bien que seuls les résultats expérimentaux d'un seul essai soient requis pour l'identification de la loi de comportement surfacique, l'analyse des deux essais facilite la caractérisation du régime de lubrification. D'un autre côté, l'utilisation des deux essais menés avec des vitesses de glissement différentes conduit à une identification simple de lois surfaciques viscoplastiques telle que la loi dérivée du potentiel de Norton–Hoff.

L'utilisation du test de compression–translation associé au test d'indentation–rotation permet l'amélioration des préparations et traitements de surfaces des ébauches, la prédiction de l'apparition de grippage et de l'usure, la détermination de la capacité du revêtement à diminuer la cission de frottement.

CONCLUSION

Le test de compression–translation intervient dans une stratégie d'optimisation des préparations et traitements de surfaces en qualité de quantificateur des aptitudes que possède un revêtement à réduire les cissions de frottement, et par conséquent, à réduire l'usure et retarder l'apparition du grippage. La méthode proposée pour assurer une identification fiable et rapide des lois de frottement repose sur deux observations : la valeur des coefficients et facteurs de frottement dépend premièrement des conditions de contact — pression de contact, déformation plastique, vitesse de glissement —, et deuxièmement du comportement volumique des corps en contact.

Au cours de la stratégie proposée, deux essais sont réalisés. Pour le premier essai, une étude de la phase de compression du test est mise en place. Une procédure itérative est développée pour minimiser l'erreur mesurée entre la pression de contact dérivée des mesures expérimentales et celle calculée numériquement par la méthode des éléments finis. Elle est basée sur une méthode dichotomique dans laquelle la loi de comportement volumique de l'ébauche est prise comme variable. L'algorithme proposé permet de déterminer la loi de comportement volumique au voisinage de la zone de contact, pour une plage de déformation plastique définie, à partir des résultats de plusieurs essais. Il est montré que cet algorithme peut être appliqué à n'importe quel procédé, mais que dans l'état actuel, il est essentiellement destiné à l'identification de lois de comportement volumique de pièces en acier. Les principes d'une seconde analyse sont énoncés pour l'identification d'autres matériaux. Les influences de la géométrie de l'indenteur et de sa pénétration dans l'ébauche sur la pression de contact et la déformation plastique équivalente au voisinage de la zone de contact sont ensuite analysées par des modèles numériques (éléments finis). La géométrie de l'indenteur est alors déterminée de façon à reproduire à l'interface indenteur–ébauche les grandeurs mécaniques représentatives du contact réel. Il s'avère que la pression de contact est essentiellement fonction de la pénétration et que la déformation plastique dépend soit de l'angle d'attaque de l'indenteur bi–plan, soit de la pénétration et du rayon de l'indenteur cylindrique.

Les caractéristiques volumiques de l'ébauche ainsi que la géométrie et la pénétration optimales de l'indenteur étant connues, le second essai est réalisés dans des conditions de contact

Erratum

Page 99, troisième point parmi les perspectives et développements, lire :

« identification de lois *surfaciques* viscoplastiques et élastoplastiques »

et non

« identification de lois *volumiques* viscoplastiques et élastoplastiques »

représentatives du procédé à analyser. Une étude mécanique basée sur une répartition moyenne des pressions de contact et cissions de frottement est développée et conduit à l'identification des lois de frottement linéaires de Coulomb, Coulomb–Orowan et de Tresca. La précision des identifications face aux incertitudes de mesure des efforts et de la pénétration est étudiée. Enfin une comparaison résultats expérimentaux–résultats numériques permet l'identification de lois de frottement non linéaires. Ces deux méthodes sont appliquées au cas d'éprouvettes en acier 1522 recuit, revêtues de phosphate de zinc et de dépôts de sels minéraux. Les coefficients et facteurs de frottement identifiés à partir des résultats d'un seul essai permettent facilement de prédire le revêtement conduisant aux cissions de frottement les plus faibles ; de plus, l'utilisation combinée des résultats dérivés des deux essais opérés à des pressions de contact différentes donne des renseignements importants sur le régime de lubrification rencontré lors des essais.

Le mode opératoire du test étant défini, les suites à donner à ces travaux sont nombreuses. Nous pouvons citer parmi les plus intéressantes :

- l'étude de frottement lors de contacts multilatéraux par la prise en compte d'un indenteur déformable ; application au domaine du crash, où des contacts acier–acier, aluminium–aluminium ou encore acier–composite sont communément rencontrés, ou à la mécanique pour les études de contact liées aux engrenages et aux roulements ;

- l'analyse de l'influence de la température sur la tenue des revêtements et la modification de leurs caractéristiques, identification de lois de frottement thermiques ;

- identification de lois volumiques viscoplastiques et élastoplastiques ;

- l'identification du comportement volumique de matériaux non isotropes tels que les tubes étirés à froid écrouis en surface, les tôles minces, ainsi que l'évolution du comportement volumique en fonction de la température.

RÉFÉRENCES

[1] **Cabezon J., Oudin J. et Rigaut J.M.** Le traitement par phosphatation au zinc des pièces en acier destinées à la mise en forme à froid. La Revue de la Métallurgie - CIT (1988) 175-182

[2] **Schey J.A.** Tribology in Metal Working, Lubrication and Wear. American Society for Metals, Ohio (1983)

[3] **Oudin J., Rigaut J.M., Gélin J.C., Lochegnies D. et Bricout J.P.** Approches expérimentales et numériques des conditions de contact et de frottement. Physique et Mécanique de la Mise en Forme des Métaux, Moussy F. et Franciosi P. (Eds), Presses du CNRS, Paris (1990) 406-435

[4] **Raous M.** Numerical methods in mechanics involving friction. J. Mécanique Théorique et Appliquée, special issue 1/7 (1988) 1-276

[5] **Cescotto S., Charlier R., Bricout J.P., Oudin J. and Ravalard Y.** Experimental and numerical approaches of contact with friction and wear in large deformation. European J. of Mech. Eng., 36/2 (1991) 105-114

[6] **Lochegnies D., Oudin J., Picart P., Ravalard Y. and Gélin J.C.** Frictional contact modelling in viscoplasticity and large strain by finite element. Proc. of the 5th Int. Symp. on Num. Methods in Engineering, R. Grunth, J. Periaux and R.P. Shaw Eds, Springer Verlag, Lausanne, Suisse (1989) 389-394

[7] **Liénard C., Saillard P., Oudin J., Lochegnies D. and Ravalard Y.** Augmented Lagrangian approach of non–standard contact friction conditions and typical finite element models for elasto–plastic materials and structures. Proc. First European Conf. on New Advanced in Computational Structures Mecanics, P. Cadeveze and O.C. Zienckiewicz Eds, ENS Cachan, France (1991) 429-436

[8] **Habraken A.M., Radu J.P. and Charlier R.** Numerical approach of contact with friction between two bodies in large deformations. Proc. Mechanics International Symposium, Lausanne, Suisse, 7-9 (1992)

[9] **Oden J.T. and Martins J.A.C.** Models and computational methods for dynamic friction phenomena. Comp. Meth. in Applied Mech. and Engineering, 52 (1985) 527-634

[10] **Baillet L. and Boyer J.C.** A friction model for closed–die forging F.E.M. simulation. Proc. of Metal Forming Process, Simulation in Industry, 1 (1994) 132-145

[11] **Bricout J.P., Oudin J., Rigaut J.M., Cabezon J. et Ravalard Y.** Méthodologie d'optimisation des traitements de surface avant déformation à froid par étirage. La Revue de la Métallurgie - CIT (1990) 393-404

[12] **Bricout J.P., Hivart P. and Oudin J.** Seizure test improvement for phosphate–stearate coatings in cold forging of cylindrical billet. J. of Matérials Processing Technology, 24 (1990) 3-12

[13] **Hivart P., Bricout J.P. and Oudin J.** New real-time test for prediction of zinc phosphate/stearate coatings breakdown: optimal stearate settling parameters for steel billets in cold forging. Tribology International, 25/1 (1992) 45-51

[14] **Wierre C., Guérin J.D., Oudin J. and Bricout J.P.** Finite-element analysis of the initial stage of the indentation–rotation test for phosphate and stearate coatings. J. of Materials Proceesing Technology, 41 (1994) 171-185

[15] **Rigaut J.M., Oudin J., Bricout J.P., Cabezon J. and Ravalard Y.** A new friction test procedure for the improvement of drawing and similar processes. J. of Materials Processing Technology, 3 (1990) 3-28

[16] **Rigaut J.M., Oudin J. et Bricout J.P.** Caractérisation du frottement au cours de la mise en forme à la température ambiante. Matériaux et Techniques, 1-2-3 (1993) 37-43

[17] **Kaiping L., Habraken A.M. and Bruneel H.** Simulation of square cup deep drawing with different finite elements. Proc. of Numisheet 93, 31/8 (1993)

[18] **Kaipling L., Cescotto S. and Jetteur P.** An element with hourglass control for the large deformation analysis in three–dimension. Proc. of the 3rd Int. Conf. on Computational Plasticity, Fundamentals and Applications, Barcelone, Espagne (1992)

[19] **Charlier R. et Cescotto S.** Modélisation du phénomène de contact unilatéral avec frottement dans un contexte de grandes déformations. J. Mécanique Théorique et Appliquée, special issue 1/7 (1988) 177-192

[20] **Wilson W.R.D. and Sheu S.** Real area of contact and boundary friction in metal forming, Int. J. Mech. Sci., 30/7 (1988) 475-489

[21] **Wilson W.R.D.** Mixed lubrication in metal forming processes. Proc. Advanced Technology of Plasticity 1990,vol IV (1990) 1667-1676

[22] **Mizuno T.** Present issue of lubrification mechanism. Proc. Advanced Technology of Plasticity 1990,vol IV (1990) 1703-1710

[23] **Bellet M., Montmitonnet P., Massoni E. et Chenot J.L.** Séminaire de plasticité et mise en forme des métaux, ENSM Paris, Sophia Antipolis, 1-4 (1990) 17

[24] **Guérin J.D., Oudin J. and Bricout J.P.** Analytical and finite element analysis of in–situ solidified specimen upsetting. J. of Materials Proceesing Technology, 49/3-4 (1995) 399-423

[25] **Kihara J.** Tribological problems relating to physical and chemical interaction among the tool, the workpiece and the lubricant. Proc. Advanced Technology of Plasticity 1990,vol IV (1990) 1693-1702

[26] **Wanheim T. and Bay N.** A model for friction in metal forming processes, Ann. of CIRP (1978) 189

[27] **Bay N.** Friction stress and normal stress in bulk forming processes. J. Mech. Work. Tech., 14 (1987) 203

[28] **Tabor D.** Friction—The present state of our understanding. J. of Lubrication Technology, 103 (1981) 169-179

[29] **Mizumo T.** Present issue of lubrication mechanism. Proc. Advanced Technology of Plasticity 1990,vol IV (1990) 1703-1710

[30] **Montmitonnet P.** Lois de frottement et déformation plastique. Matériaux et Techniques, 1-2-3 (1993) 9-21

[31] **Bay N. and Wanheim T.** Contact phenomena under bulk plastic deformation conditions. Proc. Advanced Technology of Plasticity 1990,vol IV (1990) 1677-1691

[32] **Lemaitre J. et Chaboche J.L.** Mécanique des matériaux solides. Bordas, Paris (1985)

[33] **Avitzur B. and Nakamura Y.** Analytical determination of friction resistance as a function of normal load and geometry of surface irregularities, Wear, 107 (1986) 367-383

ANNEXES

1. LOIS SURFACIQUES LINÉAIRES ET NON LINÉAIRES.

L'influence des conditions de contact dans les procédés de mise en forme par déformation ou, d'une façon plus générale, dans les analyses de structures à comportement non linéaire où les surfaces de contact sont importantes vis–à–vis des surfaces libres, a fait l'objet de nombreuses recherches [2–3,28–30]. Les conditions de contact sont extrêmement variées d'un procédé à l'autre et font intervenir un nombre important de paramètres physiques, mécaniques et chimiques [25]. La complexité des phénomènes mis en cause est telle qu'à l'heure actuelle aucune loi définissant le frottement de manière exhaustive n'a pu être établie [31].

La caractérisation des conditions de contact avec glissement, ou frottement, fait appel soit à des lois surfaciques

$$\sigma_t = \sigma_t(\sigma_n, \sigma_0, v_s, S_r, K, K_s, \kappa) \tag{A1}$$

soit à des fonctions de frottement

$$\varphi(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{D}, v_s, S_r, K, K_s, \kappa) = 0 \tag{A2}$$

où σ_t représente la cission de frottement, σ_n la pression de contact, σ_0 la contrainte d'écoulement, v_s la vitesse de glissement, S_r la surface de contact réduite — définie comme le rapport de la surface réelle de contact sur la surface apparente —, K la dureté du matériau, K_s sa rigidité, κ des paramètres propres au cas étudié — température, viscosité, état de surface —, $\boldsymbol{\sigma}$ le tenseur des contraintes de Cauchy et $\mathbf{D}$ le tenseur des taux de déformation. Dans la plupart des applications, seule l'évolution de quelques paramètres a une influence notable sur les conditions de contact et de frottement. Aussi les lois surfaciques et fonctions de frottement disponibles n'utilisent-elles qu'un maximum de deux à trois grandeurs physiques, mécaniques ou chimiques pour caractériser les phénomènes de contact avec glissement. Les paramètres dont l'influence des variations n'est pas estimée essentielle — paramètres cachés — sont intégrés

dans des constantes sans dimensions : les coefficients de frottement. Le chapitre 3 traite de la détermination de ces coefficients à partir de l'essai de compression–translation.

1.1 Lois surfaciques linéaires

Les lois surfaciques peuvent être regroupées en deux grandes familles : les lois linéaires, où le coefficient de frottement donne le rapport de proportionnalité entre la cission de frottement et le paramètre représentatif des conditions de frottement, et les lois non–linéaires, où le coefficient de frottement indique la façon dont la cission de frottement évolue avec le ou les paramètres de la loi.

Parmi les lois linéaires, deux sont couramment utilisées et implémentées dans les codes de calculs par la méthode des éléments finis. La première est le modèle de Coulomb, aussi appelé modèle de Amonton :

$$\sigma_t = -\mu\sigma_n v_s/\|v_s\|, \tag{A3}$$

μ étant le coefficient de frottement de Coulomb. Cette loi traduit la proportionnalité entre la cission de frottement et la pression de contact. Dans ce modèle, la cission de frottement peut excéder la cission locale d'écoulement lorsque des pressions de contact élevées sont atteintes, par conséquent le modèle de Coulomb n'est valable que pour un domaine de pression de contact donné. Pour des valeurs de σ_n plus importantes, le principe de la plasticité est pris en compte dans la loi de Coulomb–Orowan par

$$\sigma_t = -\min(\mu\sigma_n, k) v_s/\|v_s\|, \tag{A4}$$

où la cission de frottement croît de façon linéaire avec la pression de contact jusqu'à la valeur k, puis reste constante. Ces modèles n'offrent des résultats probants que lors de contacts secs à faible pression de contact ($\sigma_n/\sigma_0 \leq 1$).

Le second modèle de frottement est le modèle de Tresca — aussi appelé modèle de frottement constant ou modèle de frottement de couche limite. Il est fondé sur la proportionnalité entre la cission de frottement et la cission locale d'écoulement :

$$\sigma_t = -mk\, v_s/\|v_s\|. \tag{A5}$$

Le facteur de frottement m étant compris entre 0 et 1. Il est à noter que contrairement à ce qui est parfois rencontré dans la littérature, le cas m = 1 traduit un frottement maximal et non pas un contact collant. Le contact collant correspond à une vitesse de glissement v_s nulle. L'allure

générale de ces modèles est présentée en figure A1. Le tableau A1, qui présente quelques valeurs de μ et de m pour différents cas de contacts entre deux mêmes matériaux d'après [32], met en évidence la sensibilité du coefficient de frottement de Coulomb et du facteur de frottement de Tresca aux matériaux en contact, à la température et à la nature du lubrifiant utilisé.

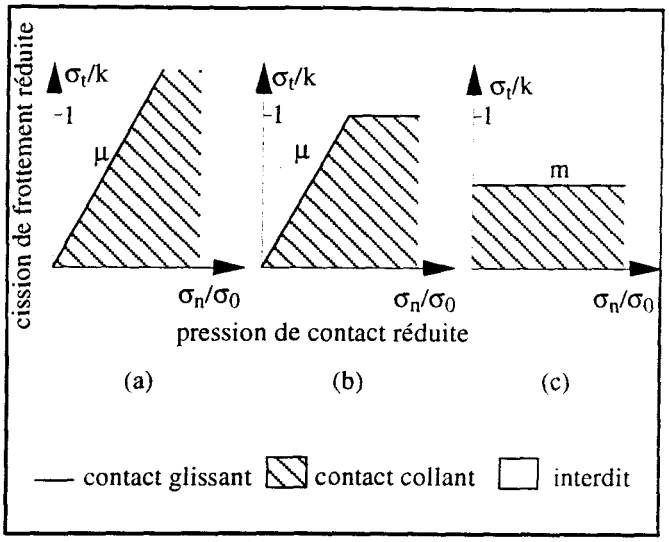


Fig A1 : lois surfaciques linéaires : représentation monodimensionnelle du modèle de Coulomb (a), du modèle de Coulomb–Orowan (b) et du modèle de Tresca (c).

Fig A1: linear friction laws: one dimensional representation of the Coulomb friction law (a), of the Coulomb–Orowan friction law and of the Tresca friction law (c).

Tableau A1 : lois surfaciques linéaires, valeurs approximatives du coefficient de frottement de Coulomb et du facteur de frottement de Tresca d'après [30].

Table A1: linear friction laws, Coulomb's friction coefficient and Tresca's friction factor approximated values from [30]

Métal	Température	Lubrification	μ	m
Acier doux	20°	Sec	0,25	0,5
Acier doux	950°	Sec	0,45	0,3 à 1
Acier doux	20°	Huile	0,03	0,05
Aciers	20°	Savons	0,05	0,07
Aluminium	20°	Huile	0,05	0,15
Cuivre	20°	Sec	0,1	0,9
Cuivre	850°	Graphite	0,25	0,2

1.2 Lois surfaciques non linéaires

Les lois surfaciques linéaires sont très intéressantes de par leur simplicité d'utilisation et leur facilité relative à être implémentées dans les codes de calcul tels que ceux par la méthode des éléments finis. Toutefois, les trois lois décrites ci–dessus sont fréquemment employées bien qu'elles demeurent limitées à des conditions de frottement et des régimes de lubrification bien définis.

Ainsi, les conditions de contact sont régies par quatre régimes de lubrification principaux (Fig. A2) :

- lubrification hydrodynamique,
- lubrification limite ou à film solide mince,
- lubrification mixte,
- lubrification à film solide épais.

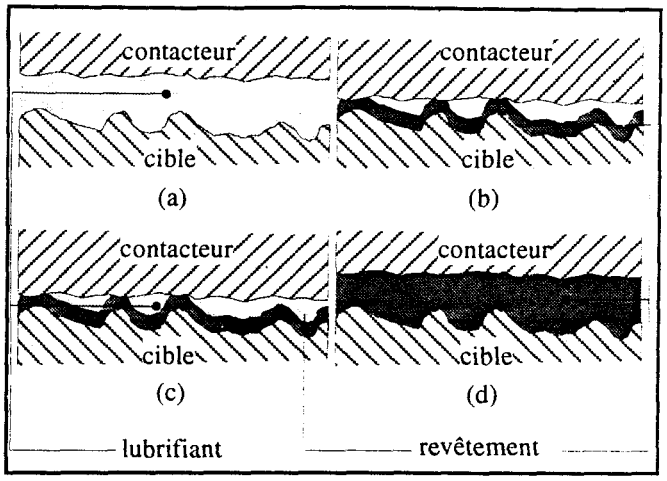


Fig A2 : lois surfaciques non-linéaires, régimes de lubrification : (a) lubrification hydrodynamique, (b) lubrification limite, (c) lubrification mixte, (d) lubrification à film solide épais.

Fig A2: non linear friction laws, lubrication regimes: (a) hydrodynamic lubrication, (b) boundary lubrication, (c) mixed lubrication, (d) thick solid film lubrication.

Le régime hydrodynamique se caractérise par une couche de lubrifiant liquide assez épaisse pour empêcher tout contact entre les aspérités des surfaces du contacteur et de la cible. Le frottement est alors caractérisé par les propriétés du lubrifiant. Pour ce régime de lubrification particulier, la cission de frottement peut être calculée par les lois de la mécanique des fluides [30] ; en général, ni le modèle de Coulomb, ni le modèle de Tresca ne décrivent de façon correcte l'évolution de la cission de frottement. Bien que ce régime conduise à des valeurs de cission de frottement faibles, il nuit à la qualité des états de surface et est, par conséquent, à éviter pour les procédés de mise en forme par déformation [31].

Dans le cas de lubrification limite, ou de lubrification à film solide mince, la pression de contact à l'interface contacteur–cible est entièrement portée par les aspérités en contact et seul un fin film de lubrifiant empêche le contact métal–métal. L'analyse de ce type de lubrification repose sur l'étude de l'évolution de la surface de contact réelle en fonction d'un profil simplifié de l'état de surface. Ainsi la loi proposée par Bay et Wanheim (loi qui servira de base aux identifications du chapitre suivant) s'exprime sous la forme

$$\sigma_t = -f S_r k \, v_s / \|v_s\|, \qquad \text{(A6)}$$

où f est facteur de frottement de Bay–Wanheim [26–27]. La surface de contact réduite S_r est déduite une étude par la méthode des lignes de glissement (Fig. A3) et conduit à l'expression suivante de la cission de frottement :

$$\frac{\sigma_t}{k} = \frac{\sigma_n}{\sigma_n'}\frac{\sigma_t'}{k} \text{ pour } \sigma_n \le \sigma_n', \tag{A7}$$

$$\frac{\sigma_t}{k} = \frac{\sigma_t'}{k} + \left(f - \frac{\sigma_t'}{k}\right)\left[1 - \exp\left[\frac{(\sigma_n' - \sigma_n)\sigma_t'}{(kf - \sigma_t')\sigma_n'}\right]\right] \text{ pour } \sigma_n \ge \sigma_n', \tag{A8}$$

où σ_t' et σ_n' représentent respectivement la cission de frottement limite et la pression de contact limite à partir desquelles le rapport cission de frottement réduite sur pression de contact réduite n'est plus constant (loi non linéaire) :

$$\frac{\sigma_t'}{k} = \frac{f}{1 + \sqrt{1-f}\left(\cos\gamma_R + \sin\gamma_R \cot g\gamma_0\right)}, \tag{A9}$$

$$\frac{\sigma_n'}{\sigma_0} = \frac{1 + \pi/2 + \arccos f - 2\gamma_R + \sqrt{1-f^2}}{\sqrt{3}\left[1 + \sqrt{1-f}\left(\cos\gamma_R + \sin\gamma_R \cot g\gamma_0\right)\right]}. \tag{A10}$$

Dans cette formulation, γ_0 et γ_R représentent l'angle initial et l'angle déformé des aspérités (Fig. A4) ; la valeur de γ_R est déduite des valeurs de γ_0 et f par la prise en compte de la conservation de volume des aspérités :

$$1 - \frac{2\sqrt{1-f}\sin\gamma_R\left[2 + \sqrt{1-f}\left(\cos\gamma_R + \sin\gamma_R \tan\gamma_0\right)\right]}{\tan\gamma_0\left[1 + \sqrt{1-f}\left(\cos\gamma_R + \sin\gamma_R \tan\gamma_0\right)\right]^2} = 0. \tag{A11}$$

Ce modèle de frottement est présenté en figure A5 (a) pour un angle des aspérités initiale de 15°.

Le régime de lubrification mixte ne diffère du régime limite que par la présence de poches de lubrifiant au niveau de la surface de contact. La pression de contact est alors portée en partie par les aspérités, en partie par le fluide. Les lois décrivant ce type de régime sont similaires à celles développées pour le régime limite, la pression de contact prise en compte pour l'analyse représentant en fait la différence de pression supportée par les aspérités et les poches de lubrifiant [20]. Les figures A5 (b) et (c) présentent deux lois décrévant ce régime.

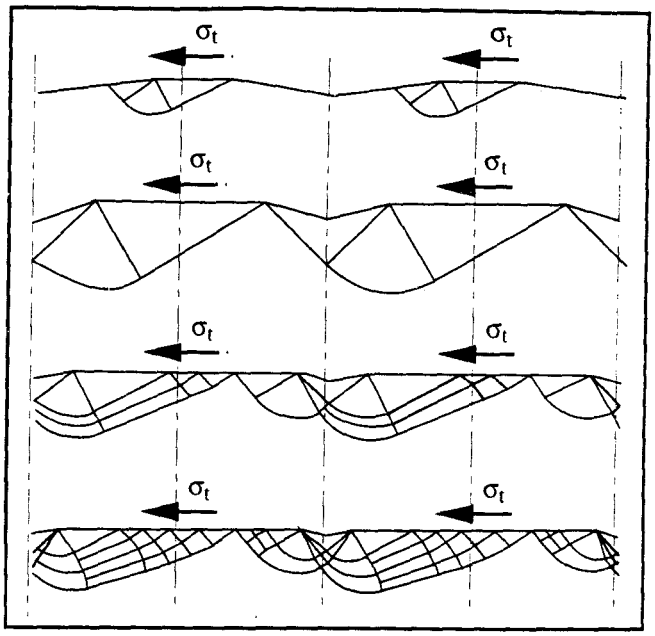


Fig A3 : lois surfaciques non-linéaires, progression des lignes de glissement avec l'augmentation de la pression de contact d'après [32].

Fig A3: non linear friction laws, development of the slip line field with increasing normal pressure from [32].

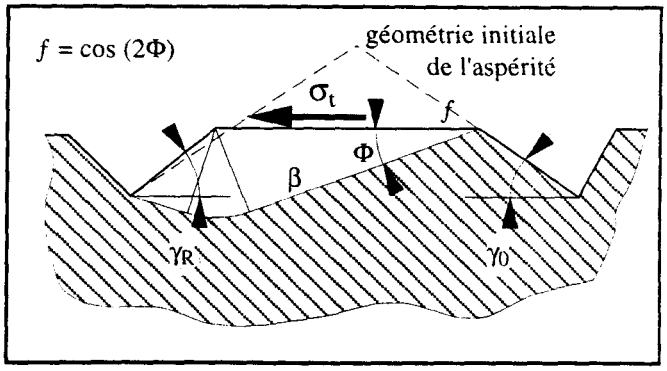


Fig A4 : lois surfaciques non-linéaires, lignes de glissement : notations principales.

Fig A4: non linear friction laws, slip line field: main notations.

Au cours d'une lubrification à film solide épais, aucun contact entre le contacteur et la cible n'a lieu, la pression de contact étant entièrement portée par le revêtement (troisième corps). Celui–ci s'oppose seul au déplacement relatif des deux corps, la cission de frottement est alors supposée égale à la cission locale d'écoulement du troisième corps [31]. Ce type de régime entre dans le domaine de validité du modèle de Tresca où le facteur m correspond au rapport de proportionnalité entre la cission locale d'écoulement du revêtement et celle de la cible.

Ainsi, à l'exception des contacts à faible pression de contact, à très forte pression de contact et du régime de lubrification à film solide épais, les lois surfaciques sont essentiellement non linéaires. Par conséquent, les valeurs présentées dans le tableau A1 ne représente qu'une

estimation des coefficients et facteurs de frottement difficilement exploitable, aucune information sur le régime de lubrification n'étant fournie.

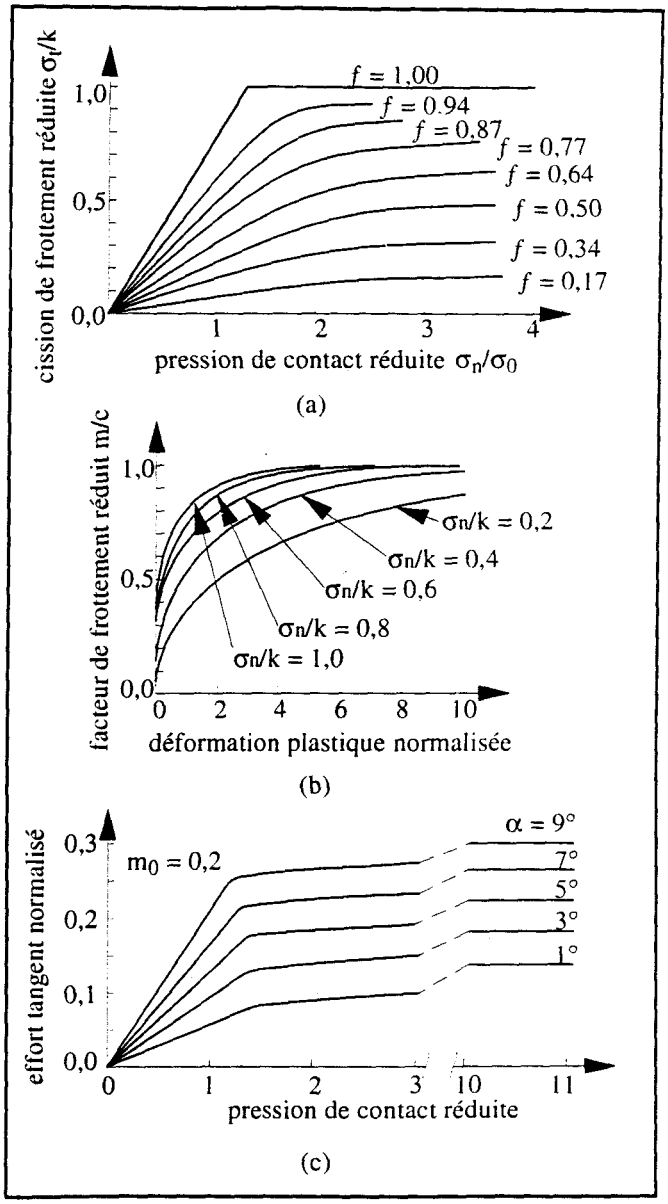


Fig A5 : lois surfaciques non-linéaires, lubrification limite et lubrification mixte : (a) modèle de Bay–Wanheim d'après [26–27], (b) modèle de Wilson–Sheu d'après [20], (c) modèle de Avitzur d'après [33]

Fig A5: non linear friction laws, boundary and mixed lubrications regimes: (a) Bay–Wanheim's model from [26–27], (b) Wilson–Sheu's model from [20], (c) Avitzur's model from [33].

2. MISES EN DONNÉES DES MODÈLES NUMÉRIQUES

Le fichier de données suivant correspond à la mise en données sous le code de calcul ABAQUS version 5.3–1. L'astérisque * en début de ligne indique une commande de niveau 1 (mot clé) ; les lignes commençant par quatre astérisques **** sont des lignes de commentaires.

2.1 Phase de translation : maillage de référence avec indenteur cylindrique

```
**** Les conditions de frottement conduisant à une matrice de rigidité non symétrique,
**** l'option UNSYMM est utilisée pour prendre en compte la matrice de rigidité complète au
**** cours des calculs (modification des algorithmes de stockage et de résolution).
*HEADING,UNSYMM
TEST DE COMPRESSION–TRANSLATION, ANALYSE DE REFERENCE
*PREPRINT,ECHO=NO,MODEL=NO,HISTORY=NO
****                                définition de la géométrie
****                                noeuds
**** noeud de référence de l'indenteur
*NODE,NSET=INDENT
9999, 0.00, 44.90, 10.00
**** noeuds appartenant au plan Z = 0
*NODE,NSET=NSUP
 1, 0.000,35.000
 5, 0.882,34.989
 9, 1.764,34.956
13, 2.644,34.900
17,24.749,24.749
21,35.000, 0.000
*NODE,NSET=NINF
 4, 0.000,29.000
 8, 0.731,28.991
12, 1.461,28.963
16, 2.191,28.917
20,20.506,20.506
24,29.000, 0.000
*NFILL,NSET=COUCHE1,BIAS=0.3
NSUP,NINF,3,1
**** noeuds appartenant au plan Z = 10 mm
```

```
*NCOPY,CHANGE NUMBER=200,OLDSET=COUCHE1,NEWSET=COUCHE3,SHIFT
0.,0.,10.

**** noeuds appartenant au plan Z = 13 mm
*NCOPY,CHANGE NUMBER=300,OLDSET=COUCHE3,NEWSET=COUCHE6,SHIFT
0.,0., 3.

**** noeuds appartenant au plan Z = 18 mm
*NCOPY,CHANGE
NUMBER=1000,OLDSET=COUCHE6,NEWSET=COUCHE16,SHIFT
0.,0., 5.

**** noeuds appartenant au plan Z = 50 mm
*NCOPY,CHANGE
NUMBER=300,OLDSET=COUCHE16,NEWSET=COUCHE19,SHIFT
0.,0.,32.

**** rangées de noeuds entre les plans Z = 0 et 10 mm
*NFILL
COUCHE1,COUCHE3,2,100
**** rangées de noeuds entre les plans Z = 10 et 13 mm
*NFILL
COUCHE3,COUCHE6,3,100
**** rangées de noeuds entre les plans Z = 13 et 18 mm
*NFILL
COUCHE6,COUCHE16,10,100
**** rangées de noeuds entre les plans Z = 18 et 50 mm
*NFILL,BIAS=0.6
COUCHE16,COUCHE19,3,100
**** la position initiale de l'indenteur étant Z = 10 mm, les noeuds modélisant la surface de
**** l'ébauche compris entre Z = 0 et Z = 10 mm sont ramenés à l'altitude Y = 34,9 mm
*NODE
  1, 0.000,34.900, 0.00
101, 0.000,34.900, 6.00
201, 0.000,34.900,10.00
  5, 0.882,34.900, 0.00
105, 0.882,34.900, 6.00
```

205, 0.882,34.900,10.00
9, 1.764,34.900, 0.00
109, 1.764,34.900, 6.00
209, 1.764,34.900,10.00
**** *groupement de noeuds pour l'application des conditions aux limites*
*NSET,NSET=SYMX,GENERATE
1,1801,100
2,1802,100
3,1803,100
4,1804,100
*NSET,NSET=SYMY,GENERATE
21,1821,100
22,1822,100
23,1823,100
24,1824,100
*NSET,NSET=SUPP,GENERATE
4,1804,100
8,1808,100
12,1812,100
16,1816,100
**** *groupement de noeuds pour la sauvegarde des résultats*
*NSET,NSET=SURFACE,GENERATE
201,1701,100
205,1705,100
209,1709,100
213,1713,100
**** *éléments 3D*
**** *définition du premier élément*
*ELEMENT,TYPE=C3D8
1,5,6,2,1,105,106,102,101
**** *gébération du quart de structure (nommé STRUCTUR)*
*ELGEN,ELSET=STRUCTUR
1,3,1,1,5,4,3,18,100,100
**** *éléments de contact*
**** *définition du premier élément de contact*
*ELEMENT,TYPE=IRS13
281,201,9999

**** *géneration des 72 éléments de contact*
*ELGEN,ELSET=FROT
281,4,4,4,18,100,100
**** *les éléments de contact étant défini par un seul noeud, une surface doit leur être attribuée*
**** *de manière à autoriser le calcul des pressions de contact et cissions de frottement. La*
**** *valeur de ces surfaces dépendant de la taille des éléments 3D auxquels sont attachés les*
**** *éléments de contact, différents groupements d'éléments correspondant à diifférentes*
**** *valeurs de surface de contact sont réalisés*
*ELSET,ELSET=SURF1,GENERATE
581,1581,100
*ELSET,ELSET=SURF2,GENERATE
281,481,100
585,1582,100
589,1589,100
593,1593,100
*ELSET,ELSET=SURF3,GENERATE
285,485,100
289,489,100
293,493,100
**** *PROPRIETES VOLUMIQUES DU MATERIAU*
**** *attribution du materiau A516 au groupe d'éléments STRUCTUR*
*SOLID SECTION,ELSET=STRUCTUR,MATERIAL=A516
**** *définition des propriétés de l'acier A516*
*MATERIAL,NAME=A516
**** *comportement élastique (module d'Young, coefficient de Poisson)*
*ELASTIC
210000,0.28
**** *comportement plastique (contrainte d'écoulement, déformation plastique équivalente)*
*PLASTIC
237.100, 0.000
336.126, 0.010
360.888, 0.020
378.153, 0.030
391.844, 0.040
403.371, 0.050
413.425, 0.060
422.398, 0.070

430.539, 0.080
438.016, 0.090
444.950, 0.100
473.938, 0.150
496.925, 0.200
516.281, 0.250
533.168, 0.300
548.228, 0.350
561.890, 0.400
574.452, 0.450
586.094, 0.500
596.970, 0.550
607.196, 0.600
616.858, 0.650
626.029, 0.700
634.766, 0.750
643.117, 0.800
651.121, 0.850
658.811, 0.900
666.218, 0.950
673.364, 1.000
**** *PROPRIETES SURFACIQUES DU MATERIAU*
**** *attribution aux éléments de contact de la valeur de la surface de contact et du coefficient*
**** *de frottement moyen*
* ELSET,ELSET=FROT1
0.22032
*FRICTION
0.10
* ELSET,ELSET=FROT2
0.44064
*FRICTION
0.10
* ELSET,ELSET=FROT3
0.88128
*FRICTION
0.10
**** *MAILLAGE DE L'INDENTEUR*

```
*RIGID SURFACE,ELSET=FROT,TYPE=CYLINDER
**** définition d'un repère local ayant comme axe Z l'axe de l'indenteur
0.,0.,0.,0.,0.,1.
1.,0.,0.
**** définition de la surface candidate au contact dans le plan XY du repère local
START, 15.000,36.240, 0.00
CIRCL,  5.000, 36.240, 10.00, 44.9
****                                   OPTIONS DE CALCUL
**** définition du nombre maximal d'itérations et des options de calcul pour les analyses non
**** linéaires (grandes déformations, grands déplacements, grandes rotations)
*STEP,INC=1000,NLGEOM,MONOTONIC
*STATIC
0.10,7.00
**** conditions aux limites
****          COUCHE1, COUCHE2      : plans Z = 0 et Z = 50 mm
****          SYMX,  SYMY           : conditions de symétrie
****          SUPP                  : support d'ébauche
****          INDENTER              : déplacement de l'indenteur
*BOUNDARY
COUCHE1 ,1,3,0.0
COUCHE19,1,3,0.0
SYMY,1,,0.0
SYMX,2,,0.0
SUPP,1,,0.0
INDENT,1, , 0.00
INDENT,2, ,-7.00
INDENT,3,6,0.00
****                                   COMMANDES POUR LE POST-TRAITEMENT
**** écritures des résultats dans un fichier texte
**** S       : contraintes de Cauchy
**** SINV    : contraintes de Von Mises, de Tresca stresses et pression hydrostatique
**** PE      : déformations
**** U       : déplacements nodaux
**** RF      : forces nodales
*EL PRINT,ELSET=ETUDE,FREQUENCY=5
S,SINV
PE
```

```
*EL PRINT,ELSET=FROT,FREQUENCY=5
S
*NODE PRINT,NSET=INDENT,FREQUENCY=5
RF
*NODE PRINT,NSET=SURFACE,FREQUENCY=1000
U
*END STEP
```

2.2 Phase de compression : maillage avec indenteur cylindrique de rayon 10 mm.

```
**** Le coefficient de frottement μ ayant peu d'influence sur les répartitions de pressions de
**** contact et de déformation plastique, les simulations sont réalisées avec un coefficient de
**** frottement nul, la commande UNSYMM n'est plus nécessaire.
*HEADING
UPSETTING PHASE OF THE UPSETTING--SLIDING TEST
*PREPRINT,ECHO=NO,MODEL=NO,HISTORY=NO
*RESTART,WRITE,FREQ=10
****                                    définition de la géométrie
****                                    noeuds
**** noeud de référence de l'indenteur
*NODE,NSET=INDENT
999, 0.00000,36.00000,0.00000
**** noeud de référence de support d'ébauche
*NODE,NSET=SUPPORT
998, 0.000, 4.000,25.000
**** noeuds à R = 35 mm appartenant au plan Z = 0
*NODE,NSET=NSUP
 1, 0.000, 35.000,0.000
 2, 0.510, 34.996,0.000
 3, 1.020, 34.985,0.000
 4, 1.530, 34.967,0.000
 5, 2.040, 34.940,0.000
 6, 2.550, 34.907,0.000
 7, 3.060, 34.866,0.000
 8, 3.570, 34.817,0.000
 9, 4.000, 34.771,0.000
```

10, 5.000, 34.641,0.000
11, 6.500, 34.391,0.000
12, 9.000, 33.823,0.000
13,17.500, 30.311,0.000
14,30.311, 17.500,0.000
15,35.000, 0.000,0.000
16,30.311,-17.500,0.000
17,17.500,-30.311,0.000
18, 0.000,-35.000,0.000
**** *noeuds à R = 29 mm appartenant au plan Z = 0*
*NODE,NSET=NINF
73, 0.000, 29.000,0.000
74, 0.423, 28.997,0.000
75, 0.845, 28.988,0.000
76, 1.268, 28.972,0.000
77, 1.690, 28.951,0.000
78, 2.113, 28.923,0.000
79, 2.535, 28.889,0.000
80, 2.958, 28.849,0.000
81, 3.314, 28.810,0.000
82, 4.140, 28.703,0.000
83, 5.383, 28.496,0.000
84, 7.456, 28.025,0.000
85,14.500, 25.115,0.000
86,25.115, 14.500,0.000
87,29.000, 0.000,0.000
88,25.115,-14.500,0.000
89,14.500,-25.115,0.000
90, 0.000,-29.000,0.000
**** *noeuds appartenant au plan Z = 0*
*NFILL,NSET=SURF0,BIAS=0.7
NSUP,NINF,4,18
**** *noeuds appartenant au plan Z = 0,502 mm*
*NCOPY,CHANGE NUMBER=100,OLDSET=SURF0,NEWSET=SURF1,SHIFT
0.00,0.00, 0.502

**** *noeuds appartenant au plan Z = 1,003 mm*

```
*NCOPY,CHANGE NUMBER=200,OLDSET=SURF0,NEWSET=SURF2,SHIFT
0.00,0.00, 1.003

**** noeuds appartenant au plan Z = 1,501 mm
*NCOPY,CHANGE NUMBER=300,OLDSET=SURF0,NEWSET=SURF3,SHIFT
0.00,0.00, 1.501

**** noeuds appartenant au plan Z = 2,000 mm
*NCOPY,CHANGE NUMBER=400,OLDSET=SURF0,NEWSET=SURF4,SHIFT
0.00,0.00, 2.000

**** noeuds appartenant au plan Z = 2,500 mm
*NCOPY,CHANGE NUMBER=500,OLDSET=SURF0,NEWSET=SURF5,SHIFT
0.00,0.00, 2.500


**** noeuds appartenant au plan Z = 3,500 mm
*NCOPY,CHANGE NUMBER=600,OLDSET=SURF0,NEWSET=SURF6,SHIFT
0.00,0.00, 3.500

**** noeuds appartenant au plan Z = 5,000 mm
*NCOPY,CHANGE NUMBER=700,OLDSET=SURF0,NEWSET=SURF7,SHIFT
0.00,0.00, 5.000

**** noeuds appartenant au plan Z = 7,5 mm
*NCOPY,CHANGE NUMBER=800,OLDSET=SURF0,NEWSET=SURF8,SHIFT
0.00,0.00, 7.500

**** groupement de noeuds pour l'application des conditions aux limites
*NSET,NSET=SYMY,GENERATE
 1,801,100
18,818,100
19,819,100
36,836,100
37,837,100
54,854,100
55,855,100
```

```
72,872,100
73,873,100
90,890,100
****                                    éléments 3D
**** définition du premier élément
*ELEMENT,TYPE=C3D8
 1, 19, 20,  2,  1,119,120,102,101
**** gébération du quart de structure (nommé STRUCT)
*ELGEN,ELSET=STRUC
1,17,1,1,4,18,17,8,100,100
****                                    éléments de contact
**** définition du premier élément de contact relatif à l'indenteur
*ELEMENT,TYPE=IRS13
 71,  1, 999
**** géneration des 28 éléments de contact ébauche–indenteur
*ELGEN,ELSET=FROT
 71,  7,  1,  1,  4,100,100
**** les éléments de contact étant défini par un seul noeud, une surface doit leur être attribuée
**** de manière à autoriser le calcul des pressions de contact et cissions de frottement. La
**** valeur de ces surfaces dépendant de la taille des éléments 3D auxquels sont attachés les
**** éléments de contact, différents groupements d'éléments correspondant à diifférentes
**** valeurs de surface de contact sont réalisés
*ELSET,ELSET=FROT0
 71
*ELSET,ELSET=FROT1,GENERATE
 72, 77,  1
171,371,100
*ELSET,ELSET=FROT2,GENERATE
172,372,100
173,373,100
174,374,100
175,375,100
176,376,100
177,377,100
**** définition du premier élément de contact relatif au support d'indenteur
*ELEMENT,TYPE=IRS13
 81, 73,998
```

**** *géneration des 40 éléments de contact ébauche–support*
*ELGEN,ELSET=SUPP
81, 5, 1, 1, 8,100,100
**** *groupes d'éléments de contact pour l'attribution des valeurs de surface de contact*
*ELSET,ELSET=SUPP1,GENERATE
81,881,100
*ELSET,ELSET=SUPP2,GENERATE
82,882,100
83,883,100
84,884,100
85,885,100
**** *PROPRIETES VOLUMIQUES DU MATERIAU*
**** *attribution du materiau A516 au groupe d'éléments STRUC*
*SOLID SECTION,ELSET=STRUC,MATERIAL=S00
**** *définition des propriétés du matériau S00*
*MATERIAL,NAME=S00
**** *comportement élastique (module d'Young, coefficient de Poisson)*
*ELASTIC
210000,0.28
**** *comportement plastique (contrainte d'écoulement, déformation plastique équivalente)*
*PLASTIC
248.938,0.00
500.785,0.01
543.270,0.02
571.372,0.03
592.923,0.04
610.627,0.05
625.765,0.06
639.059,0.07
650.952,0.08
661.744,0.09
671.642,0.10
712.000,0.15
742.951,0.20
790.117,0.30
826.289,0.40
856.002,0.50

```
958.412,1.00
****                                MAILLAGE DE L'INDENTEUR
*RIGID SURFACE,ELSET=FROT,TYPE=CYLINDER
**** définition d'un repère local ayant comme axe Z l'axe de l'indenteur
0.,0.,0.,0.,0.,1.
1.,0.,0.
**** définition de la surface candidate au contact dans le plan XY du repère local
START,10.0000,45.00000,0.00000
CIRCL,0.00000,35.00000,0.00000,45.00000
****                                PROPRIETES SURFACIQUES DU MATERIAU
**** attribution aux éléments de contact de la valeur de la surface de contact et du coefficient
**** de frottement moyen
*INTERFACE,ELSET=FROT0
0.0646363478
*FRICTION
0.00
*INTERFACE,ELSET=FROT1
0.1292726956
*FRICTION
0.00
*INTERFACE,ELSET=FROT2
0.2585453911
*FRICTION
0.00
****                                MAILLAGE DU SUPPORT D'EBAUCHE
*RIGID SURFACE,ELSET=SUPP,TYPE=CYLINDER
0.,0.,0.,1.,0.,0.
0.,0.,1.
**** définition d'un repère local ayant comme axe Z l'axe de l'indenteur
START,  8.5505,-27.4923
CIRCL,  0.0000,-29.0000,  0.0000, -4.0000
****                                PROPRIETES SURFACIQUES DU MATERIAU
**** attribution aux éléments de contact de la valeur de la surface de contact et du coefficient
**** de frottement moyen
*INTERFACE,ELSET=SUPP1
0.10595
*FRICTION
```

```
0.00
*INTERFACE,ELSET=SUPP2
0.2119
*FRICTION
0.00
****                                   OPTIONS DE CALCUL
**** définition du nombre maximal d'itérations et des options de calcul pour les analyses
 **** linéaires (grandes déformations, grands déplacements, grandes rotations)
*STEP,INC=1000,NLGEOM,MONOTONIC
*STATIC
0.025,0.157
**** conditions aux limites
****        SURF0, SURF8          : plans Z = 0 et Z = 7,5 mm
****        SYMY                  : conditions de symétrie
****        INDENT                : déplacement de l'indenteur
****        SUPPORT               : support d'ébauche
*BOUNDARY
SURF0  ,3, , 0.0
SURF8  ,3, , 0.0
SYMY   ,1, , 0.0
INDENT ,1, , 0.000
INDENT ,2, ,-0.157
INDENT  ,3,6, 0.000
SUPPORT,1,6, 0.000
****                                   COMMANDES POUR LE POST-TRAITEMENT
**** écritures des résultats dans un fichier texte
**** S       : contraintes de Cauchy
**** PE      : déformations
**** RF      : forces nodales
*NODE PRINT,NSET=INDENT,FREQUENCY=1000
RF
*EL PRINT,ELSET=FROT,FREQUENCY=1000
S
*EL PRINT, ELSET=STRUC,FREQUENCY=1000
PE,S
*END STEP
```

La caractérisation du comportement surfacique des pièces en acier revêtues est étudiée à l'aide du test de compression–translation. Au cours du test un indenteur vient en contact avec l'ébauche jusqu'à une pénétration donnée (phase de compression), puis crée une zone plastique localisée à la surface de contact en glissant le long de celle–ci (phase de translation). L'identification fiable des lois de frottement repose sur une reproduction fidèle des conditions de contact et de frottement ainsi que sur une connaissance précise du comportement volumique au voisinage de la zone de contact. Une première étude par la méthode des éléments finis du test est alors menée et conduit à la détermination optimale de la géométrie et de la pénétration de l'indenteur ; l'essai reproduit alors des pressions de contact et des déformations plastiques équivalentes représentatives des conditions de contact réelles. Une seconde étude est ensuite proposée confrontant résultats expérimentaux et numériques de la phase de compression. Une procédure itérative minimisant l'erreur commise entre ces différents résultats conduit à la détermination du comportement volumique au voisinage de la surface de l'ébauche. Enfin, une analyse mécanique associée à des modèles numériques de la phase de translation autorise l'identification des lois de frottement linéaires et non linéaires. Cette stratégie est appliquée à des ébauches cylindriques en acier 1522 recuit revêtues de phosphate de zinc et de produits non polluants à base de dépôts de sels minéraux.

Mots clés : acier au carbone, phosphatation, revêtements, elastoplasticité, contact unilatéral, frottement, éléments finis.

Surface behaviour of coated steel workpieces is analysed via the upsetting–sliding test. The test involves an indenter which comes in contact with the specimen until a given penetration is reached (upsetting phase), then it creates a plastic zone localized to the specimen surface vicinity by sliding along one of its generator line (sliding phase). The identification of reliable friction laws relies on the simulation of realistic contact and friction conditions first, and determination of the accurate bulk behaviour law in the vicinity of the contact zone second. Then an analysis of the test involving the finite element mothed is carried out and lead to the determination of an optimum indenteur geometry and penetration ; the test reproduces contact pressures and effective plastic strains in agreement with true contact conditions. A analysis of the upsetting phase of the test based on the minimisation of the error between experimental and numerical results is then achieved to identify the bulk behaviour in the contact surface vicinity. Finally a mechanical analysis coupled to a finite element model of the sliding phase of the test lead to the identification of linear and non linear friction laws. The proposed strategy is applied to cylindrical 1522 annealed steel specimen coated with zinc phosphate stearate and mineral salt settlings.

Keywords *: carbon steel, phosphatation, coatings, elastoplasticity, unilateral contact, friction, finite element analysis.*

Bibliotheque..Universitaire..de..Valenciennes

00904773