

République Algérienne Démocratique et Populaire
Ministère de l'enseignement supérieur et de la recherche scientifique
Université 8 mai 1945 Guelma
Faculté des Sciences et de la Technologie
Département de Génie Mécanique



Mémoire de magistère

Présenté en vue de l'obtention du diplôme de Magistère
Spécialité : Génie mécanique Option : mécanique des matériaux

Présenté et soutenu publiquement par :

FNIDES Mohamed

**Contribution à l'étude expérimentale et à la simulation
numérique de la loi de frottement entre deux matériaux
par des essais de torsion**

JURY

M. LAHMAR	Président	Professeur à l'Université de Guelma
K. BEY	Examineur	M/C à l'Université de Annaba
S. GUENFOUD	Examineur	Professeur à l'Université de Guelma
S. BOUTABBA	Rapporteur	M/C à l'Université de Guelma

2012

Remerciements

Je tiens à remercier vivement mon encadreur le Docteur S. Boutabba pour son appui scientifique et ses judicieux conseils.

Je remercie également Monsieur le Professeur M. Lahmar pour l'honneur qu'il me fait en acceptant de présider le jury.

Tous mes remerciements vont à Monsieur le Docteur K. Bey et à Monsieur le Professeur S. Guenfoud pour leur participation au jury.

Je remercie aussi tous ceux qui ont participé de près ou de loin à la réalisation expérimentale de mon travail et particulièrement M B. Fnides et M Aib. Mohamed

Ce travail n'aurait pu aboutir sans le soutien de toute ma famille que je remercie d'une façon exceptionnelle en particulier le soutien de ma femme qui a passé beaucoup de nuits blanches pour m'encourager.

Résumé

Ce travail est une contribution à l'étude du comportement surfacique des matériaux et la modélisation du contact avec ou sans frottement. Ceci afin de prédire avec précision la géométrie d'un lopin après déformation plastique en tenant compte de la loi de frottement dite de la vague plastique, introduite depuis plusieurs années pour améliorer les conditions de mise en forme.

La mise en œuvre de la loi de frottement dans un code de calcul impose l'identification expérimentale des paramètres de frottement par des essais adaptés : des essais de torsion et de traction pour déterminer les caractéristiques mécaniques des matériaux des différentes éprouvettes cylindriques en alliage d'Aluminium (AlSi8Cu3), des essais de dureté et une étude métallographique pour l'identification des propriétés mécaniques de ces éprouvettes.

Nous avons validé les essais de torsion des éprouvettes recuites en alliage d'aluminium à 1/3 de rupture, à 2/3 de rupture puis jusqu'à rupture. Ces essais nous ont permis de déterminer les modules de Young et de cisaillement ; d'effectuer des tests de dureté ; de procéder à l'étude métallographique et à la détermination du coefficient d'érouissage et du coefficient de résistance de cet alliage. Des essais de traction ont été effectués pour valider les valeurs trouvées dans l'essai de torsion.

Une étude comparative entre les modèles théoriques effectués par simulation par l'outil Abaqus et les essais expérimentaux est présentée.

Mots clés : Elasticité, Plasticité, Frottement, Vague plastique, Simulation numérique.

Summary

This work is a contribution to the study of the surface behavior of materials and the modeling of the contact with or without friction. This in order to predict with precision the geometry of a piece after plastic deformation by taking account of the law of friction known as of the plastic wave, introduced since several years to improve the conditions of working.

The implementation of the law of friction in a computer code imposes the experimental identification of the parameters of friction by adapted tests:

tests of torsion and tensile to determine the mechanical characteristics of materials of the various Aluminum cylindrical alloy test-tubes (AlSi8Cu3), hardness tests and a metallographic study for the identification of the mechanical properties of these test-tubes.

We validated the tests of torsion of the test-tubes reheated out of Aluminum alloy with 1/3 of rupture, to 2/3 of rupture then until rupture.

These tests enabled us to determine the shearing and Young modulus; to carry out tests of hardness; to proceed to the metallographic study and the determination of the coefficient of work hardening and the coefficient of resistance of this alloy.

Tensile tests were carried out to validate the values found in the test of torsion.

A comparative study between the ideal models carried out by simulation by the experimental Abaqus tool and tests is presented.

Key words : Elasticity, Plasticity, Friction, Plastic Wave, Digital simulation.

ملخص

هذا العمل هو مساهمة في دراسة سلوك المواد السطحية و وضع نماذج الاتصال مع أو بدون احتكاك. هذا هو التنبؤ بدقة هندسة قطعة بعد التشوه البلاستيكي مع مراعاة قانون الاحتكاك المعروف باسم التموجات البلاستيكية ، والتي عرضت لعدة سنوات لتحسين ظروف إعادة التشكيل.

في هذا التقرير نعرض تطوير اختبارات الالتواء، الشد، الصلابة، ودراسة فحص المعادن وتحديد الخواص الميكانيكية لعينات اسطوانية من سبائك الألومنيوم. (AlSi8Cu3).

تحققنا من صحة اختبار عينات التواء سبائك الألومنيوم 3 / 1 من التشوه، 2 / 3 التشوه من ثم حتى الكسر. سمحت لنا هذه الاختبارات تحديد معامل يونغ، معامل القص واختبار الصلابة، المضي قدما في دراسة فحص المعادن وتحديد معامل تصلب التوتر ومعامل المقاومة. وأجريت اختبارات الشد لتصحيح القيم الموجودة في اختبار الالتواء.

دراسة مقارنة بين النماذج النظرية التي قدمها أداة المحاكاة أباكيس والاختبارات التجريبية.

الكلمات الرئيسية : المرونة، الليونة، الاحتكاك، الموجة البلاستيكية، والمحاكاة العددية.

Nomenclature

D	Diamètre (mm).
E	Module d'Young (Mpa).
F	Effort (force) (N).
G	Module d'élasticité transversale (module de cisaillement) (Mpa).
H	Profondeur de pénétration (mm).
HB	Dureté Brinell.
HV	Dureté Vickers.
I_0	Moment quadratique
K	Coefficient de résistance (N/mm ²).
L_0	Longueur initiale (mm).
L_t	Longueur courante (mm).
M_t	Moment de torsion (Nm).
N	Coefficient d'érouissage
P	Puissance (Watt).
Rm	Résistance à la traction.
R^2	Coefficient de détermination.
Rm	Résistance à la traction.
S	Surface (mm ²).
T	Température (C ⁰).
α	Angle de torsion (degré).
γ	Angle de glissement (degré).

λ	Valeur propre ou coefficient de Lamé.
μ	Viscosité ou coefficient de Lamé.
ν	Rapport de coefficient de Poisson.
ρ	Masse volumique.
σ	Contrainte normale.
σ_e	Limite élastique.
σ_r	Contrainte de rupture.
σ_{ij}	Tenseur de contrainte.
$\sigma_I, \sigma_{II}, \sigma_{III}$	Contraintes principales.
τ	Contrainte tangentielle.
δ_{ij}	Symbole de Kronecker.
$\varepsilon (\Delta l/l)$	Déformation.
ε_e	Déformation élastique.
ε_p	Déformation plastique.
$\dot{\varepsilon}$	Vitesse de déformation.

Sommaire

Introduction générale	1
Chapitre I : Etude bibliographique	2
I.1. Introduction	3
I.2. Comportement mécanique des matériaux	3
I.3. Concept général de la loi de comportement	5
I.4. Modélisation du contact avec ou sans frottement	13
I.5. Analyse du frottement dans les essais de compression sur barres d'Hopkinson	21
I.6. Le modèle de frottement de la vague plastique	22
I.7. Recherche bibliographique	24
I.8. Conclusion	27
Chapitre II : Techniques de caractérisation des matériaux	28
II.1. Introduction	29
II.2. Essai mécaniques uniaxiaux	29
II.3. Essais multiaxiaux	36
II.4. Essais d'indentation	37
II.5. Essais de fatigue	39
II.6. Essais de résilience	39
II.7. Conclusion	40
Chapitre III. : Procédures expérimentales	41
III.1. Introduction	42
III.2. Equipements utilisés	42
III.3. Protocole d'essai	48
III.4. Conclusion	54
Chapitre. IV: Résultats expérimentales des essais	55
IV.1. Introduction	56
IV.2. Essais de torsion	56
IV.3. Essais de traction	73
IV.4. Test de dureté	74
IV 5. Etude métallographique	77
IV.6. Détermination du coefficient d'écroutissage et du coefficient de résistance	80
IV. 7. Conclusion	84
Chapitre V : Simulation numérique	85
V.1. Introduction et présentation de l'outil Abaqus	86
V.2. Simulation de l'essai de traction	86
V.3. Simulation de l'essai de torsion	93
V.4. Conclusion	100
Conclusion générale et perspectives	101
Références bibliographiques	105

Introduction générale

De part leurs natures et leurs modes de fabrication, tous les matériaux ne réagissent pas de la même façon aux sollicitations extérieures. Pour simuler le comportement de structures, il est donc nécessaire de définir l'évolution du comportement du matériau face à ces sollicitations (mécaniques et thermiques).

Actuellement, les essais mécaniques sont l'étape indispensable pour accéder aux grandeurs caractéristiques des matériaux, du module d'Young à la limite d'élasticité, en passant par le module de cisaillement, et ce dans des conditions variables.

Le premier chapitre est consacré à la recherche bibliographique sur le comportement des matériaux. Dans ce chapitre, nous avons besoin de connaître le comportement mécanique des matériaux utilisés dans diverses structures ; ce sont les essais mécaniques qui peuvent nous fournir ces données nécessaires. Les lois de comportement sont définies de manière générale et paramétrable en fonction du matériau étudié. Les paramètres qui pilotent la loi de comportement sont obtenus à partir d'essais mécaniques. Un milieu élastique est doué d'une « mémoire particulière » lui permettant de ne se « souvenir » que de la configuration initiale à laquelle il revient dès que les sollicitations auxquelles il a été soumis sont supprimées. Dans le domaine plastique le matériau ne reprend pas sa longueur initiale, si la sollicitation est supprimée, et une déformation résiduelle persiste. Nous passons ensuite à la modélisation du contact avec ou sans frottement : origines physiques, modèles statiques, Modèles dynamiques, modèle élasto-plastique. La loi de frottement dite de la vague plastique, étudiée depuis de nombreuses années, décrit précisément l'écoulement plastique de l'interface lopin-outil.

Dans le second chapitre nous exposons les techniques expérimentales couramment utilisées aussi bien dans les laboratoires universitaires qu'industriels : les essais uniaxiaux (quasi statiques et dynamiques) et les essais multiaxiaux.

Dans le troisième chapitre nous présentons les équipements indispensables aux essais, les protocoles et les conditions expérimentales retenues.

Le quatrième chapitre traite des résultats des essais de torsion et de traction ainsi que les tests de dureté et l'étude métallographique effectuée sur les éprouvettes.

Dans le cinquième chapitre nous proposons une introduction à la simulation numérique par le logiciel Abaqus : simulation d'un essai de torsion et d'un essai de traction.

En dernier lieu, nous terminons par une conclusion générale et une liste des références bibliographiques consultées dans le cadre de ce travail.

Chapitre I

Etude bibliographique

- I.1. Introduction
- I.2. Comportement mécanique des matériaux
 - I.2.1. Lois de comportement plastique
 - I.2.2. Critères de Von Mises et de Tresca
- I.3. Concept général de la loi de comportement
 - I.3.1. Intérêt et nécessité des essais mécaniques
 - I.3.2. Mécanique des milieux continus
 - I.3.2.1. Module d'Young et rapport de Poisson
 - I.3.2.2. Théorie de la plasticité
 - I.3.2.3. Modèle mathématique
- I.4. Modélisation du contact avec ou sans frottement
 - I.4.1. Frottement : origines physiques
 - I.4.1.1. Tribologie
 - I.4.1.2. Définitions et notations
 - I.4.1.3. Régime I : frottement statique
 - I.4.1.4. Régime II : lubrification limite
 - I.4.1.5. Régime III : lubrification partielle
 - I.4.1.6. Régime IV : Lubrification totale
 - I.4.2. Modèles statiques
 - I.4.2.1. Modèle de Coulomb
 - I.4.2.2. Modèle SVC : modèle statique+Coulomb+visqueux
 - I.4.2.3. Modèle de Stribeck
 - I.4.2.4. Modèle de Karnopp
 - I.4.3. Modèles dynamiques
 - I.4.3.1. Modélisation des pré-déplacements
 - I.4.3.2. Modèle de Dahl
 - I.4.3.3. Modèle de LuGre
 - I.4.3.4. Modèle élasto-plastique
 - I.4.3.5. Modèle de Leuven
- I.5. Analyse du frottement dans les essais de compression sur barres d'Hopkinson
- I.6. Le modèle de frottement de la vague plastique
 - I.6.1. Introduction
 - I.6.2. Résumé de la théorie
 - I.6.3. Rugosité réelle et théorique
- I.7. Recherche bibliographique
- I.8. Conclusion

I.1. Introduction

L'ingénieur mécanicien a besoin de connaître le comportement mécanique des matériaux utilisés pour fabriquer diverses structures. Les essais mécaniques fournissent les données nécessaires indispensables pour la mise au point des procédés de mise en forme. [1]

Les exigences accrues de qualité et de précision, les économies d'énergie à réaliser rendent nécessaires les calculs détaillés des diverses opérations de mise en forme et une connaissance précise des lois de comportement mécanique des matériaux faisant intervenir la vitesse de sollicitation et la température, ainsi que les interactions entre les propriétés mécaniques et les évolutions de la structure microscopique.

I.2. Comportement mécanique des matériaux

L'analyse de la rigidité des structures en termes de force et d'allongement ne permet pas de distinguer la contribution de la géométrie de celle, intrinsèque, du matériau. Il faut définir en tout point de la structure un état mécanique local indépendant de sa géométrie.

Au delà d'un chargement critique les matériaux ductiles (particulièrement les métaux) présentent un comportement fluide et s'écoulent sous contrainte. Cet écoulement s'arrête lorsque le chargement est réduit en dessous du seuil critique mais le matériau s'est déformé de manière permanente. Ce comportement plastique est exploité dans les procédés de mise en forme (laminage, emboutissage,...) imposant au matériau une déformation importante mais permanente. [2]

I.2.1. Lois de comportement plastique

L'essai de traction met habituellement en évidence trois stades principaux dans l'évolution du comportement du matériau. (Figure I.1)

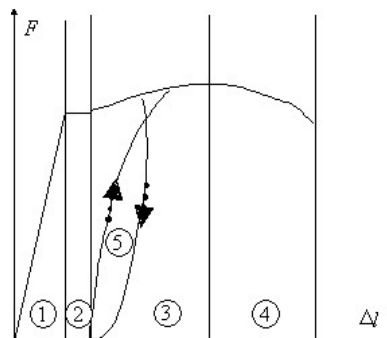


Fig. I.1 : Essai de traction : réponse typique

Un comportement élastique linéaire ou non (domaine1) pour lequel aucune déformation résiduelle ne se maintient après décharge.

Un stade de déformation plastique parfait (domaine2) et avec écrouissage (domaine3) caractérisé par une déformation résiduelle irréversible après décharge.

Une étape d'endommagement (domaine4) conduisant à la rupture. L'endommagement se manifeste par l'altération progressive des propriétés mécaniques. Selon les matériaux, la rupture peut se produire plus ou moins tôt, notamment en stade élastique ou plastique avant endommagement.

Cependant, dans bien des cas le temps intervient et la courbe d'essai obtenue est une fonction de la vitesse de sollicitation (domaine 5). Ainsi un arrêt à contrainte constante s'accompagne d'une déformation de fluage, un arrêt à déformation constante s'accompagne d'une relaxation de la contrainte, une sollicitation cyclique d'hystérésis. C'est la manifestation de la viscosité du matériau visco-élasto-plasticité.

I.2.2. Critères de Von Mises et de Tresca

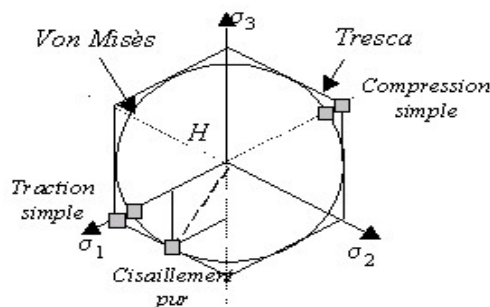


Fig. I.2 : Critères de Von Mises et Tresca

Ces deux critères sont voisins. En prenant comme référence la résistance en cisaillement pure k , l'hexagone de Tresca est circonscrit au cercle de Von Mises car les deux figures sont tangentes aux points représentatifs du cisaillement pur. Par symétrie les résistances en traction et compression sont égales dans chacun des critères, mais, à résistances au cisaillement k égales, la résistance à la traction est $\sigma_T = k\sqrt{3}$ pour Von Mises et $\sigma_T = 2k$ pour le critère de Tresca. L'écart relatif maximal entre les deux critères donne par $\frac{k\sqrt{3}-2k}{2k} = 13\%$ intervient pour une sollicitation de traction pure. L'expérience donne pour les métaux des résultats compris entre les deux, en général plus proches de Von Mises.

I.3. Concept général de la loi de comportement

Les variables d'état, appelées aussi variables thermodynamiques ou variables indépendantes sont composées de variables observables et de variables internes. Les variables observables sont imposées par le formalisme de la mécanique des milieux continus. Il s'agit de la température T et de la déformation totale $\boldsymbol{\varepsilon}$ pour les phénomènes dissipatifs. Pour la description de la plasticité, ces variables internes sont la déformation élastique $\boldsymbol{\varepsilon}_e$ et la déformation plastique $\boldsymbol{\varepsilon}_p$. Dans le cadre des petites transformations, la somme de ces deux variables permet d'obtenir la déformation totale.

Les lois de comportement sont définies de manière générale et paramétrable en fonction du matériau étudié. En pratique, ces paramètres qui pilotent la loi de comportement sont obtenus à partir d'essais mécaniques. [3]

L'essai de traction uni-axiale est l'essai le plus connu pour caractériser le comportement des matériaux en traction, que ce comportement soit linéaire ou non. Pour cela, une partie de l'éprouvette est soumise à un champ de contrainte supposé uniforme et uni-axial ; cette partie est appelée partie utile. Avec ce type de champ, on peut connaître l'état mécanique du matériau en tous points de la partie utile.

L'état de déformation est défini par la déformation conventionnelle e qui est calculée à partir de la longueur courante L_t et de la longueur initiale L_0 .

L'état de contrainte est défini par la contrainte conventionnelle σ obtenue en divisant l'effort mesuré par la section résistante de l'éprouvette.

Dans la pratique, certains paramètres de la loi de comportement conventionnelle sont utilisés comme par exemple l'allongement pourcent (Il s'agit de la déformation conventionnelle relevée à la rupture) [4]. Mais il est connu aujourd'hui que ce type de paramètre n'est pas intrinsèque au comportement du matériau.

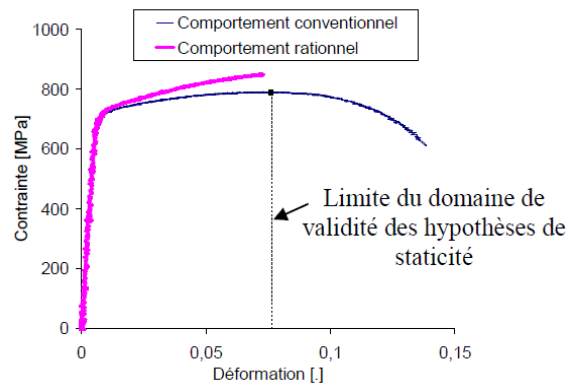


Fig. I.3: Evolution des réponses conventionnelle et rationnelle du matériau

L'essai de traction uni-axiale peut être utilisé pour déterminer des comportements plus complexes comme par exemple lorsque celui-ci est dépendant de la température ou de la vitesse de déformation. On obtient un faisceau de courbes représentant l'évolution du comportement pour des vitesses de déformation $\dot{\epsilon}$ particulières : (Figure I.4)

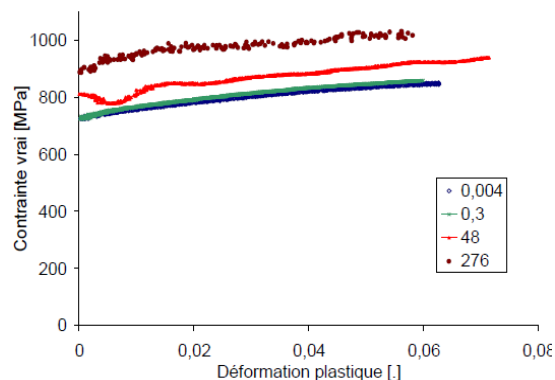


Fig. I.4: Comportement rationnel pour différentes vitesses de déformation

I.3.1. Intérêt et nécessité des essais mécaniques

Il faut déterminer les propriétés mécaniques des matériaux pour dimensionner les structures de façon à éviter divers modes de ruines : le flambage, la déformation plastique exagérée, la rupture brutale ou la rupture différée par fatigue, corrosion sous contrainte ou fluage. Il est indispensable de maîtriser de mieux en mieux ces questions en raison tant des exigences accrues de sécurité, dans l'énergie nucléaire et dans les transports notamment, que des économies de matière et d'énergie susceptibles d'être apportées par une meilleure durabilité. Les calculs nécessitent une évaluation correcte des champs de contraintes et de déformations qui existent dans les pièces. [1]

De plus, il est indispensable de déterminer les limites qu'il ne faut pas dépasser pour éviter la ruine : limite d'élasticité, charge de rupture, limite d'endurance en fatigue, etc.

Depuis quelques années, les progrès du calcul numérique grâce aux ordinateurs, en particulier par la méthode des éléments finis, donnent le moyen de déterminer très correctement la façon dont travaillent les pièces. Cette évolution exige parallèlement une approche plus élaborée des essais mécaniques pour fournir les données nécessaires aux mécaniciens.

Les calculs modernes fournissent d'ailleurs le moyen de mieux comprendre le comportement des éprouvettes. L'expérience et la théorie conduisent à une maîtrise de plus en plus grande de la résistance mécanique des structures.

Dans bien des cas, les essais traditionnels éprouvés et économiques sont tout à fait suffisants. De ce point de vue, il est important de distinguer les essais qui fournissent des grandeurs utilisables dans les calculs de pièces ou de procédés, et qui permettent un dimensionnement précis, de ceux qui ont une valeur purement comparative mais qui permettent de suivre une fabrication et de contrôler la qualité d'un matériau ou de suivre l'influence d'un facteur métallurgique. Dans la première catégorie, on trouvera par exemple les essais de traction, de mesure de la ténacité K_{Ic} , de fatigue oligocyclique, de mesure de la vitesse de fissuration ; dans la seconde, les essais de dureté, de résilience, etc.

Les essais mécaniques font naturellement l'objet de nombreuses normes (AFNOR, ASTM, DIN, BS, ISO, etc. [Doc. M 120]). Les pratiques qu'elles uniformisent s'appuient sur de nombreuses expérimentations. Mais les normes ne font que décrire des procédures sans expliquer les raisons de leur adoption. Les ingénieurs doivent connaître ces dernières et les comprendre aussi bien pour choisir convenablement les essais à effectuer que pour discuter les anomalies qui peuvent se rencontrer ou pour innover quand c'est nécessaire.

I.3.2. Mécanique des milieux continus

– *Milieu élastique linéaire*

Un milieu élastique est doué d'une « mémoire particulière » lui permettant de ne se « souvenir » que de la configuration initiale à laquelle il revient dès que les sollicitations auxquelles il a été soumis sont annulées.

L'essai de traction effectué sur une éprouvette permet la mesure de la caractéristique délimitant le domaine élastique (la limite élastique) ainsi que la charge de rupture.

En enregistrant les variations de la force de traction en fonction de l'allongement, on peut tracer la courbe liant la contrainte à l'allongement (figure I.5)

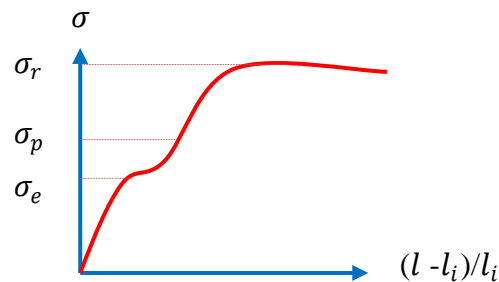


Fig. 1.5 : Variations de la contrainte en fonction de l'allongement relatif lors de l'essai de traction

Lorsque la contrainte est inférieure à la limite élastique σ_e , la relation contrainte-déformation est linéaire et est représentée par la loi :

$$\frac{F}{S} = E \frac{l-l_i}{l_i} \quad (1)$$

Où

E : est le module d'Young ou module d'élasticité longitudinal,

$\frac{l-l_i}{l_i}$: est l'allongement relatif.

L'équation (1) traduit un état de contrainte simple ou unidirectionnel. La représentation d'un milieu élastique soumis à un système de contraintes complexe nécessite l'utilisation d'une relation plus générale.

– ***Equation de constitution d'un milieu solide élastique***

Les équations de constitution décrivant l'état d'un milieu continu considéré doivent obéir à certains principes fondamentaux :

- Les principes fondamentaux de conservation de la masse, de la quantité de mouvement et de l'énergie.
- Le principe d'invariance des tenseurs par rapport aux changements de coordonnées et doivent donc être exprimées sous terme tensorielle.

- Le principe d'isotropie du milieu qui se traduit par leur invariance par rapport à toutes rotations du système de coordonnées.
- Le comportement du matériau doit être identique à tout observateur, ce principe étant le plus important de l'ensemble.

L'équation de constitution décrivant le comportement du milieu élastique linéaire, isotrope, et homogène et la signification qui la composent s'exprime:

$$\sigma_{ij} = \lambda \Delta \delta_{ij} + 2 \mu e_{ij} \quad (2)$$

- λ et μ sont les constantes de Lamé,
- $\Delta = \frac{\partial u_i}{\partial x_i}$ et la dilatation,
- e_{ij} est le tenseur de déformation.

- ***Problème de l'élasticité linéaire***

Les équations de l'élasticité classique sont basées sur les équations du mouvement continu qui s'expriment:

$$\frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} + \rho c_i = \rho a_i \quad (3)$$

$a_i = 0$ à l'équilibre

Ainsi que les équations déterminant le tenseur des déformations infinitésimales:

$$e_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (4)$$

Et les équations de constitution:

$$\sigma_{ij} = \lambda \Delta \delta_{ij} + 2 \mu e_{ij} \quad (5)$$

Sous cet aspect le problème d'élasticité peut se présenter essentiellement sous trois formes:

- **Forme 1:** Déterminer le champ des tenseurs de contraintes et celui des déplacements dans un corps élastique en équilibre lorsque les forces volumiques c_j sont données et les forces de contact \vec{T} sont connues en tout point de la surface du corps.

- Forme 2: Déterminer le champ des tenseurs de contraintes et celui des déplacements dans un corps élastique en équilibre lorsque les forces volumiques c_j sont données et le déplacement $\vec{u}(x)$ est connu en tout point de la surface du corps.
- Forme 3: Une forme hybride des deux formes précédentes.

1.3.2.1 Module d'Young et rapport de Poisson

Physiquement, le module d'Young représente la rigidité ou l'aptitude du milieu à résister et à la déformation, tandis que le coefficient de Poisson sa compressibilité.

En utilisant les définitions du module d'Young appelé aussi module d'élasticité longitudinal et du rapport de poisson:

$$E = \mu \frac{3\lambda + 2\mu}{\lambda + \mu} \quad \text{et} \quad \nu = \frac{\lambda}{2(\lambda + \mu)} \quad (6)$$

L'expression des éléments du tenseur des déformations:

$$\begin{aligned} e_{11} &= \frac{1}{E} [\sigma_{11} - \nu(\sigma_{22} + \sigma_{33})] \\ e_{22} &= \frac{1}{E} [\sigma_{22} - \nu(\sigma_{11} + \sigma_{33})] \\ e_{33} &= \frac{1}{E} [\sigma_{33} - \nu(\sigma_{11} + \sigma_{22})] \end{aligned} \quad (7)$$

Les équations (06) permettent ainsi d'exprimer les coefficients de Lamé ainsi que le module d'Young:

$$\begin{aligned} \lambda &= \frac{2\mu\nu}{1 - 2\nu} \\ E &= 2\mu(1 + \nu) \end{aligned} \quad (8)$$

On peut aussi définir un module d'élasticité transversal, généralement noté G. E et G ont les dimensions d'une pression, et ν est sans dimension.

Ces trois coefficients sont liés par la relation: $G = \frac{E}{2(1+\nu)}$

1.3.2.2. Théorie de la plasticité

La loi de Hooke présentée n'est valable que dans le domaine élastique c'est -à-dire pour $\sigma < \sigma_e$ et elle correspond à la partie rectiligne OA de la figure I.6. C'est la phase où les allongements petits, sont directement proportionnels aux charges appliquées.

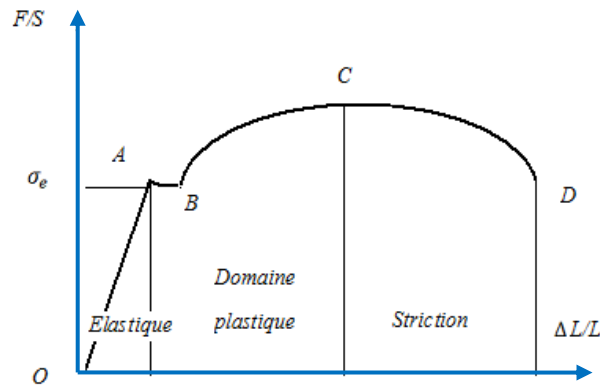


Fig. I.6 : Diagramme de l'essai de traction

La partie ABC du diagramme représenté en figure I.6 dont la forme varie suivant la nature et l'état du matériau, correspondant à la période plastique des grands allongements. Au cours de cette période, si la charge est supprimée, le matériau ne reprend pas sa longueur initiale et une déformation appelée résiduelle persiste.

Au point C, la striction (diminution de l'aire de la section droite du matériau) commence et s'accroît jusqu'à rupture qui correspond au point D. La charge correspondant au point C est la charge maximale que peut supporter le matériau et la contrainte en ce point est appelée la contrainte de rupture σ_r .

La relation contrainte-déformation pour un métal donné, dépend essentiellement de sa composition chimique ainsi que de la méthode de fabrication. Pour une compression et une traction, elle est représentée sur la figure I.7

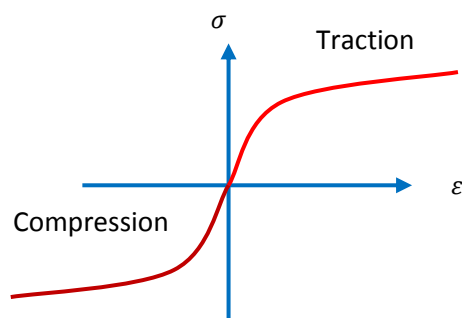


Fig. I.7 : Relation entre contrainte-déformation en compression et en traction

1.3.2.3. Modèle mathématique

La courbe représentant la relation contrainte- déformation est approchée par la courbe définissant la limite d'écoulement noté l et représentée sur la figure I.8

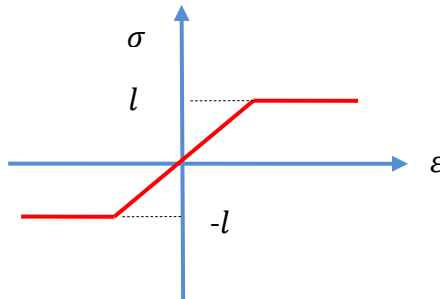


Fig. 1.8 : Courbe approchant celle liant la contrainte à la déformation en traction et en compression

Il arrive parfois qu'on ignore la partie élastique : c'est le modèle parfaitement plastique représenté sur la figure I.9.

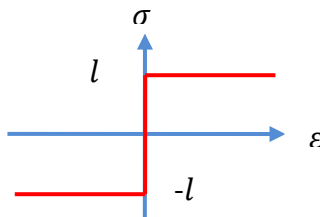


Fig. I.9: Courbe représentant le milieu parfaitement plastique

Ces courbes représentent les déformations (allongement ou rétrécissement) dans une direction (direction de l'exercice de la contrainte).

– *Limite élastique et fonction de fluage*

La limite élastique est définie par la contrainte unidimensionnelle noté l , tel que si :

$\sigma < l$, La déformation est élastique

$\sigma > l$, La déformation est plastique

Pour une combinaison tridimensionnelle des contraintes, la génération de ce concept se traduit par l'existence d'une fonction scalaire qu'on notera f liée à la limite élastique de telle sorte que pour :

$f < 1$, Le comportement est élastique

$f = 1$, La déformation est plastique

➤ ***Critère d'écoulement de Von-Mises et de Tresca***

L'expérience montre que, vu la structure cristalline des matériaux le mécanisme réel de la déformation plastique est essentiellement dû aux dislocations représentées par des discontinuités des lignes atomique des matériaux. Ces dislocations sont dues principalement aux contraintes tangentiels.

Un état de contrainte donné est complètement spécifié si les contraintes principales et leurs orientations sont connues. Sous l'hypothèse d'un milieu isotrope, la connaissance de l'orientation n'est plus nécessaire et les contraintes principales suffisent. [5]

I.4. Modélisation du contact avec ou sans frottement

I.4.1. Frottement : origines physiques

I.4.1.1. Tribologie

Le mot "tribologie", construit à partir des racines grecques "tribein" (frotter) et "logos" (discours, étude), a été proposé en 1968 par G. Salomon pour désigner la science qui étudie les phénomènes susceptibles de se produire entre deux systèmes matériels en contact, immobiles ou animés de mouvements relatifs. Il recouvre, entre autres, tous les domaines du frottement, de l'usure et de la lubrification. [6]

I.4.1.2. Définitions et notations

Pour présenter les différents phénomènes de frottements ainsi que leurs différents modèles, on s'intéresse à un mobile de masse m sur un plan horizontal. Il est soumis à son propre poids suivant l'axe (Oy) et subit une force u suivant l'axe (Ox) .

Quel que soit le matériau d'un solide, sa surface n'est pas parfaitement lisse, elle est rugueuse, comportant des irrégularités dues à l'usinage de la pièce ou même à sa nature. Lorsque deux pièces mécaniques en contact se déplacent l'une par rapport à l'autre, ces aspérités se déforment et s'entrechoquent, dissipant ainsi de l'énergie. Cette énergie est représentée de façon macroscopique par les frottements.

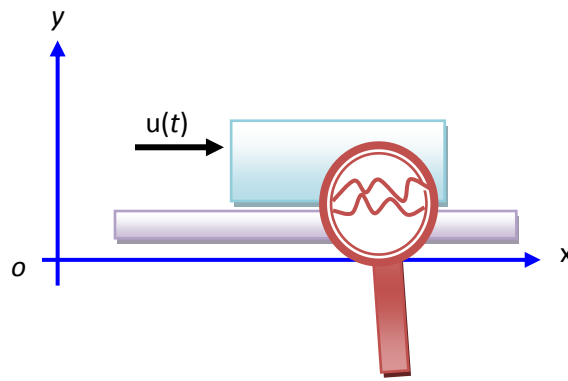


Fig. I.10 : Solide sur un support horizontal

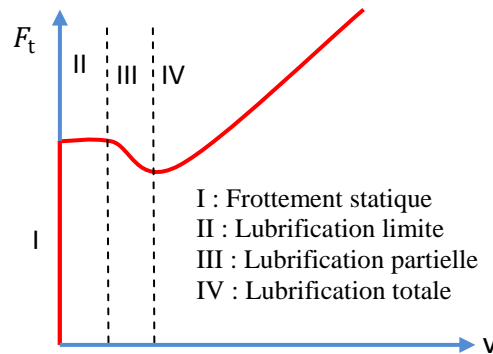


Fig. I.11 : Evolution des frottements en fonction de la vitesse

Pour limiter les frottements secs, on lubrifie les systèmes mécaniques. Ainsi, une pellicule de liquide s'interpose entre les deux pièces en mouvement (figure I.11). La lubrification peut engendrer 4 régimes de fonctionnement. [7], [8]

I.4.1.3. Régime I : frottement statique

Lorsque la vitesse du solide est nulle, sa surface est "collée" à celle du support. En réalité, elles ne sont en contact qu'en un nombre fini de points, on parle de striction. Si on applique une faible force de cisaillement u , chaque point de contact se déforme sans qu'il y ait rupture. Le solide retourne à sa position d'origine si on annule la force extérieure. Dans la littérature anglophone, ce comportement est connu sous le terme de « presliding displacement ».

Au fur et à mesure qu'on augmente u , les déformations deviennent de plus en plus importantes. Certaines adhérences cassent, d'autres continuent à se déformer. Lorsque l'écart entre le solide et sa position d'origine atteint une limite Z_{\max} , toutes les adhérences sont cassées, il y a glissement. Cette limite est atteinte lorsque la force u est égale F_s , la force de rupture (breakaway force).

Il est à noter que plus la phase de collage est longue, plus la force de rupture augmente jusqu'à atteindre un maximum. Ce temps d'immobilité et ce phénomène sont appelés respectivement « dwell time » et « rising static friction ».

Lors d'un pré-déplacement, un phénomène d'hystérésis apparaît entre la position et la force résultante du frottement. De plus, le centre de l'hystérésis varie en fonction de la trajectoire suivie par le système. Ce phénomène est connu sous le terme anglophone de « hysteresis behavior with nonlocal memory ».

1.4.1.4. Régime II : lubrification limite

Pour ce régime, la vitesse du solide est trop faible pour qu'un film de lubrifiant se forme à l'interface des deux surfaces. Les aspérités de celles-ci vont donc s'entrechoquer, provoquant des déformations et/ou de l'arrachement de matière. On a affaire à un frottement quasiment sec (i.e. sans lubrifiant). D'après Coulomb [9], ce type de frottement est indépendant de la vitesse, comme le montre la figure I.11 durant ce régime.

1.4.1.5. Régime III : lubrification partielle

Si la vitesse de glissement augmente encore, le lubrifiant commence à être entraîné par les deux surfaces. Cependant, le solide ne glisse pas encore totalement sur le fluide et il reste quelques points de contacts provoquant des frottements secs ponctuels. Ainsi, plus la vitesse augmente, plus le film de lubrifiant devient important, diminuant ainsi les frottements secs. Lorsque les surfaces ne sont plus en contact direct, un minimum est atteint. Cet effet est appelé effet « Stribeck », son allure dépend des propriétés du fluide. [10]

Le lubrifiant possède sa propre dynamique, liée entre autre à sa viscosité. Ainsi les variations de vitesse ne vont pas être répercutées directement sur la qualité de la lubrification et donc sur les frottements. Ce retard est appelé « frictional memory ».

1.4.1.6. Régime IV : Lubrification totale

Il y a lubrification totale à partir du moment où la vitesse est suffisante pour que le fluide entre les deux surfaces soit le seul support portant le solide. Dans ce cas, le frottement dépend de l'épaisseur du film, on parle de frottement visqueux. En général, les frottements augmentent avec la vitesse comme l'illustre la figure I.11.

I.4.2. Modèles statiques

I.4.2.1. Modèle de Coulomb

Le modèle simplifié de Coulomb, [7] [9], suppose un frottement constant quelle que soit la vitesse, (9).

$$\begin{aligned} F_f &= \text{sign}(u) \min(|u|, F_c) \text{ si } v = 0 \\ &= F_c \text{sign}(v) \text{ si } v \neq 0 \end{aligned} \quad (9)$$

Où F_f et F_c sont respectivement la force du frottement et la force du frottement de Coulomb proportionnelle à la force normale appliquée au solide.

I.4.2.2. Modèle SVC : modèle Statique+Visqueux +Coulomb

En modifiant le modèle de Coulomb, on peut facilement y intégrer les phénomènes de frottement statique et visqueux donnant le modèle SVC représenté par les équations (10).

$$\begin{aligned} F_f &= \text{sign}(u) \min(|u|, F_s) \text{ si } v = 0 \\ &= F_c \text{sign}(v) + \sigma_0 v \text{ si } v \neq 0 \end{aligned} \quad (10)$$

F_s est le coefficient de proportionnalité liant la vitesse au frottement visqueux. En pratique on définit une vitesse dv très petite telle que :

$$\begin{aligned} F_f &= \text{sign}(u) \min(|u|, F_s) \text{ si } v \in [-dv, dv] \\ &= F_c \text{sign}(v) + \sigma_0 v \text{ si } v \notin [-dv, dv] \end{aligned} \quad (11)$$

I.4.2.3. Modèle de Stribeck

Le modèle SVC modélise déjà les frottements statiques, de Coulomb et visqueux. Cependant, à faible vitesse, les études de Stribeck ont montré une continuité entre la force de rupture F_s et la force F_f pour $v \neq 0$ comme le modélise (12).

$$\begin{aligned} F_f &= \text{sign}(u) \min(|u|, F_s) \text{ si } v = 0 \\ &= F(v) \text{ si } v \neq 0 \end{aligned} \quad (12)$$

La fonction continue $F(v)$ dépend des matériaux en contact. Habituellement on choisit $F(v)$ suivant l'équation (13).

$$F(v) = (F_c + (F_s - F_c)e^{-|v/v_s|^{\delta_s}}) \text{sign}(v) + \sigma_0 v \quad (13)$$

Le paramètre δ_s permet de contrôler la courbure de $F(v)$ au voisinage de $v = 0$.

Le paramètre v_s , appelé vitesse de Stribeck, permet de maîtriser la vitesse de décroissance de F_s vers F_c .

1.4.2.4. Modèle de Karnopp

Le modèle de Dean Karnopp [11] suppose que lorsque la vitesse est comprise dans un intervalle $[-dv, dv]$, elle devient négligeable et donc nulle.

$$\begin{aligned} \begin{pmatrix} F_f \\ v_m \end{pmatrix} &= \begin{pmatrix} \text{sign}(u) \min(|u|, F_s) \\ 0 \end{pmatrix} \text{ si } v \in [-dv, dv] \\ &= \begin{pmatrix} F_c \text{sign}(v) + \sigma_0 v \\ v \end{pmatrix} \text{ si } v \notin [-dv, dv] \end{aligned} \quad (14)$$

Ce modèle est également très proche du modèle (11).

Avec ce modèle, les mouvements de « stick-slip » (collage-décollage) sont bien modélisés. Il ne présente pas de dérive pour des petites variations de u , cependant l'effet Stribeck n'est pas représenté.

Lorsque $v \in [-dv; dv]$, même si v_m est nulle, v continue à être intégrée suivant l'équation (15).

$$\begin{aligned} m\dot{v} &= u - \text{sign}(u) \min(|u|, F_s) \text{ si } v \in [-dv, dv] \\ &= u - F_c \text{Sign}(v) + \sigma_0 v \text{ si } v \notin [-dv, dv] \end{aligned} \quad (15)$$

I.4.3. Modèles dynamiques

I.4.3.1. Modélisation des pré-déplacements

Lorsqu'un solide est immobile sur un plan, les adhérences entre lui et son support ne sont pas rigides mais élastiques. De plus, les caractéristiques du collage ne sont pas uniformes sur l'ensemble de la surface. L'allongement z de celui-ci est maximal lorsque qu'il vaut z_{max} . Il y a alors rupture des adhérences et glissement du mobile.

Le solide peut se déplacer soit en glissant, soit, lors des phases de collage, en déformant les liaisons. Sa position est donc la somme de ces deux déplacements relatifs. De cette relation on en déduit la figure I.12.

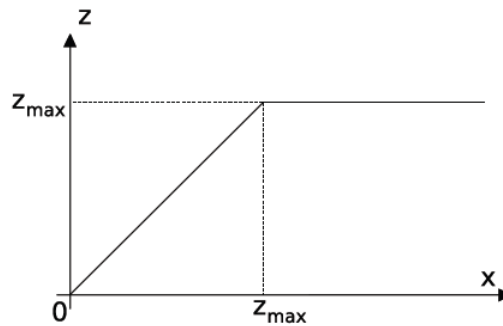


Fig. I.12 : Pré-déplacement z en fonction de la position x

Au lieu de présenter une liste exhaustive des modèles disponibles, on s'intéresse dans la suite aux plus récents et aux plus utilisés par la communauté (modèle de Dahl) [12] (Modèle généralisé de Maxwell [13])... L'ensemble de ces modèles sont des modèles empiriques où l'objectif est de faire correspondre une ou des équation(s) différentielle(s) à la réalité observée, avec plus ou moins de succès. C'est aussi la démarche entreprise par Bliman et Sorine [14], et par le modèle « reset integrator » [15].

I.4.3.2. Modèle de Dahl

Dans [12], Dahl utilise un état supplémentaire pour modéliser les pré-déplacements. Il approche le comportement élastique des adhérences en lissant la discontinuité lors de la rupture de celles-ci. Ainsi la force de frottement est modélisée par l'équation (16).

$$\frac{dF_f}{dx} = \sigma \left| 1 - \frac{F_f}{F_c} \operatorname{sign}(v) \right|^i \operatorname{sign}(1 - \operatorname{sign}(v)) \quad (16)$$

Où σ est homogène à une raideur, et i est un paramètre de réglage de l'allure globale de $F_f(x)$: plus $i \in \mathbb{R}^+$ est élevé, plus la réponse $z(x)$ est proche de la réalité. En général, on utilise un modèle de premier ordre ($i = 1$) où la force de frottement est proportionnelle au pré-déplacement ($F_f = \sigma Z$). En multipliant l'équation (17) par v et avec $i = 1$, on obtient l'équation différentielle :

$$\frac{dz}{dt} = v \left(1 - \frac{\sigma Z}{F_c} \text{sign}(v) \right)$$

$$F_f = \sigma Z \quad (17)$$

En régime permanent de glissement ce modèle est équivalent au modèle de Coulomb.

1.4.3.3. Modèle de LuGre

Le modèle de LuGre est issu d'une collaboration entre les laboratoires des universités de Lund et de Grenoble, [16]. Cette extension du modèle de Dahl permet d'intégrer l'effet Stribeck, le frottement visqueux et l'effet « frictional memory ». Le frottement de Coulomb du modèle de Dahl est remplacé par une fonction $g(v)$ décrivant la courbe de Stribeck (18) est communément utilisée :

$$g(v) = F_c + (F_s - F_c) e^{-\left(\frac{v}{v_s}\right)^{\delta_s}} \quad (18)$$

Pour prendre en compte le frottement visqueux, un terme proportionnel à la vitesse est simplement ajouté à F_f . On obtient ainsi le modèle décrit par le système d'équations (19-21).

$$\frac{dz}{dt} = v - \sigma_0 \frac{|u|}{g(v)} z \quad (19)$$

$$g(v) = F_c + (F_s - F_c) e^{-\left(\frac{v}{v_s}\right)^{\delta_s}} \quad (20)$$

$$F_f = \sigma_0 Z + \sigma_1 \dot{Z} + \sigma_v v \quad (21)$$

Ce modèle est équivalent au modèle de Stribeck lorsqu'il y a glissement.

En choisissant $\sigma_1 < 4g(v)/v$, on peut montrer que le modèle est dissipatif. [7]

Le modèle de Lugre est très connu et est très utilisé par la communauté. Même s'il ne prend pas en compte la liste exhaustive des phénomènes physiques observables, son faible nombre de paramètres ainsi que sa relative simplicité lui ont permis d'être l'objet de nombreux travaux autant en identification qu'en contrôle-commande. [17] [18]

1.4.3.4. Modèle élasto-plastique

Un des inconvénients majeurs des modèles de Dahl et de Lugre est qu'ils ne possèdent pas la propriété de non-dérive. Pour la combler, il a été proposé dans [19] une extension du modèle de Lugre baptisée modèle élasto-plastique. Avec ce modèle, lorsque le mobile glisse, $\dot{Z} = 0$, et lorsque qu'il y a adhérence (pré-déplacement), sa vitesse v est égale à Z . Ce comportement est obtenu en modifiant (19) pour obtenir l'équation (22).

$$\frac{dZ}{dt} = v \left(1 - \alpha(Z) \frac{\sigma_0}{g(v)} \text{sign}(v)Z \right) \quad (22)$$

La fonction $\alpha(Z)$ est nulle lorsqu'il y a adhérence et est égale à 1 lorsqu'il y a glissement. Dans ce cas là, Z converge vers 0. Une allure candidate pour cette fonction est représentée par la figure I.13.

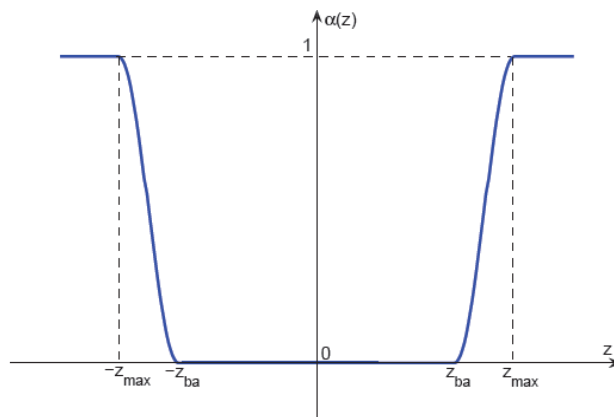


Fig. I.13 : Allure de la fonction $\alpha(z)$

Pour assurer que la force de frottement s'oppose toujours au glissement, la fonction α n'est introduite que lorsque $\text{sign}(v) = \text{sign}(z)$. En effet, si la vitesse change brutalement de signe, il y a alors relaxation brutale des déformations élastiques. [19]

1.4.3.5. Modèle de Leuven

Le modèle élasto-plastique résout le problème de dérive lors de pré-déplacements.

Le modèle de Leuven, [20], en modifiant le modèle de LuGre, permet de délivrer le phénomène "hysteresis with nonlocal memory".

La première modification porte sur l'équation de la force de frottement F_f . Le terme $s_0 z$ est remplacé par une fonction $F_h(z)$ qui modélise le phénomène d'hystérésis des frottements lors de pré-déplacements. Suivant [21], l'équation non-linéaire régissant la variable de pré-déplacement z devient égale à (23). L'ensemble du modèle de Leuven est donné par les équations (24) à (25).

$$\frac{dz}{dt} = v \left(1 - \text{sign}\left(\frac{F_h(z)}{g(v)}\right) \left| \frac{F_h(z)}{g(v)} \right|^i \right) \quad (23)$$

$$g(v) = F_c + (F_s - F_c) e^{-\left(\frac{v}{v_s}\right)^{\delta_s}} \quad (24)$$

$$F_f = F_h(z) + \sigma_1 \dot{z} + \sigma_v v \quad (25)$$

Le paramètre i a le même objectif que l'exposant du modèle de Dahl explicité par l'équation (16). La fonction $F_h(z)$ n'est pas explicitée ici. Une autre manière consiste à utiliser le modèle de collage de Maxwell comme dans [21]. Enfin, il est à noter que le modèle de Preisach pourrait aussi convenir. [22]

On peut remarquer que Le modèle de Leuven est très proche du modèle de LuGre, avec un degré de simplicité apparemment équivalent.

I.5. Analyse du frottement dans les essais de compression sur barres d'Hopkinson

Une étude a été menée sur l'influence du frottement sur les résultats d'essais de compressions statique et dynamique. Un relevé du profil après déformation plastique d'éprouvettes cylindriques a été effectué afin d'évaluer l'importance du frottement dans les essais. Une simulation numérique de cet essai permet avec un coefficient de frottement adapté de retrouver la forme de l'échantillon déformé. Par ailleurs, le coefficient de frottement a été déterminé à partir d'essais de compressions d'anneaux. Dans ces essais la position de la ligne neutre d'écoulement plastique dépend du coefficient de frottement qui a une influence directe sur la géométrie de l'échantillon déformé.

Cette méthode utilisée jusqu'à présent par Burgdorf, dans le domaine statique, a été transposée dans le domaine dynamique pour les essais sur barres d'Hopkinson.

Les résultats expérimentaux montrent que le coefficient de frottement est relativement faible et diminue en présence de lubrifiant et lorsque la vitesse de déformation croît.

Lors des essais de compression sur des éprouvettes cylindriques, [23] a constaté, sur le contour extérieur, un bourrelet plus ou moins important selon le taux de déformation plastique. Cet effet est dû aux conditions d'essais et en particulier au frottement aux interfaces [24]. [23] Ainsi que le frottement a une influence directe sur la réponse du matériau en compression.

I.6. Le modèle de frottement de la vague plastique

I.6.1. Introduction

L'écrasement de lopin par des poinçons coniques de rugosités de surface connues et d'angle approprié est proposé comme nouvel essai de frottement pour l'identification du comportement de l'interface lopin-outil pendant les procédés de mise en forme. Les analyses numérique et expérimentale de cette opération de forgeage [25] ont montré l'existence d'un écoulement plastique de la couche de matériau immédiatement sous la surface du lopin qui conduit à une géométrie déformée impossible à prévoir avec les lois de frottement classique.

I.6.2. Résumé de la théorie

Pour le contact rugueux, Challen et Oxley [26] ont proposé un modèle de frottement utilisant la déformation plastique du matériau du lopin dans les aspérités locales de la surface d'un outil rigide. Le modèle est basé sur une géométrie 2D de la surface de l'outil. Pour cette théorie, la rugosité réelle est supposée être équivalente à une série de triangles dont la hauteur et la longueur d'onde sont respectivement égales à la hauteur moyenne R et la longueur d'onde moyenne AR du profil de la rugosité réelle. Voir figure I.14.

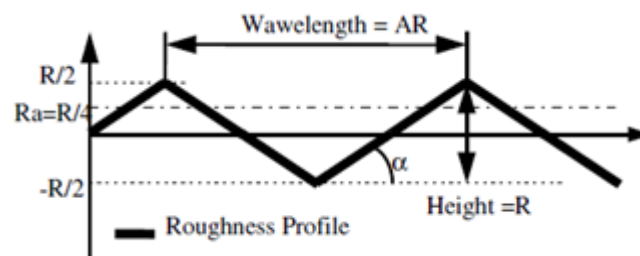


Fig. I.14 : Aspérité triangulaire

En supposant un matériau parfaitement plastique, la valeur de la contrainte de frottement est donnée par l'équilibre des actions des surfaces externes, voir l'équation 1, la contrainte de frottement τ_f est une fonction de deux angles caractéristiques Φ et η de la

géométrie de la vague plastique, de la contrainte d'écoulement du matériau du lopin, de l'angle de l'aspérité et de m_0 le coefficient de frottement constant entre l'aspérité de l'outil et la surface du lopin :

$$\tau_f = \frac{\sigma_y}{2\sqrt{3}\cos\alpha} \left[\left\{ 1 + 2\left(\frac{\pi}{4} + \Phi + \eta\right) \right\} \sin\alpha + \cos(\alpha + 2\Phi) \right]$$

$$\text{Avec } \alpha + 2\Phi = \frac{\cos^{-1}m_0}{2} \quad \text{et} \quad \eta = \sin^{-1}\left\{\frac{\sin\alpha}{\sqrt{1-m_0}}\right\}$$

Avec cette approche théorique, la loi de frottement proposée pour des contacts rugueux est une combinaison des lois de Coulomb et de Tresca, voir la figure I.15 où l'axe des abscisses est le rapport de la contrainte normale et de la contrainte d'écoulement en traction du lopin, et l'axe des ordonnées, le rapport de la contrainte de frottement et de la contrainte d'écoulement en cisaillement :

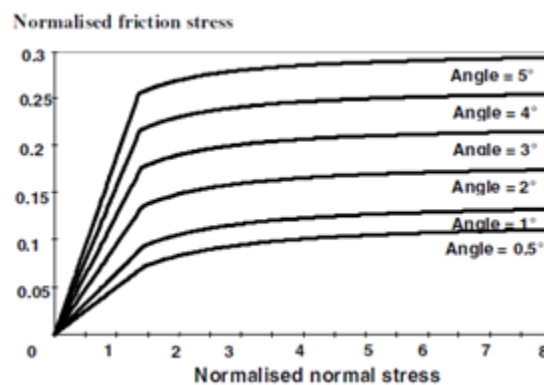


Fig. I.15 : Loi de frottement de la vague plastique

Pour une contrainte normale inférieure à 1,5 fois la contrainte d'écoulement en traction du matériau du lopin, la contrainte du frottement respecte la loi du Coulomb avec un coefficient de frottement fonction de l'angle de l'aspérité d'outil. Pour des contraintes normales élevées, la contrainte de frottement est quasiment constante comme proposé par le modèle de Tresca avec un coefficient de frottement constant.

Le paramètre principale inconnu est le coefficient constant M_0 qui est évalué actuellement avec le test de compression de l'anneau proposé par Kunogi [27] pour la comparaison de lubrifiant de forge à froid pour laminage ou deux écoulements plastiques opposés sont séparés par une zone neutre sous des pressions de contact élevées. D'autres acteurs comme Petersen et al [28] ont proposé des géométries différentes d'anneaux afin d'adapter cet essai au cas des pressions de contacts faibles. Dans tous les cas la répartition de

la vitesse de glissement et celle de la pression de contact à l'interface outil-anneau ne sont pas du tout uniforme, voir Vidal-Sallé et autres [29], et l'influence de l'écoulement n'est pas négligeable.

I.6.3. Rugosité réelle et théorique

Pour des géométries axisymétriques, les poinçons sont usinés par tournage et l'écoulement plastique du matériau du lopin est purement radial ainsi le modèle bidimensionnel de la vague plastique est pertinent, actuellement les pièces sont usinées avec des inserts de géométrie circulaire connue. Les surfaces tournées des poinçons ont été analysées avec un profilomètre et les profils de rugosité des surfaces sont similaires à l'enregistrement de la figure I.16 :

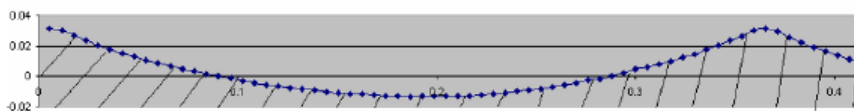


Fig. I.16 : Profil réel d'une surface tournée

Pour ce poinçon conique, la longueur d'onde d'aspérité de l'arc circulaire est proche de $360\mu\text{m}$ et sa hauteur est proche de $38\mu\text{m}$ mais il est nécessaire de transformer cet arc de géométrie circulaire en un profil triangulaire pour évaluer l'angle d'aspérité. La solution la plus simple est une aspérité triangulaire de même hauteur et de même longueur d'onde mais le volume de la vague plastique emprisonnée par la rugosité de l'outil sera légèrement sous-estimé. Si le bilan de matière doit être respecté, l'aspérité triangulaire doit avoir une aire égale à celle de l'arc circulaire.

I.7. Recherche bibliographique

En plus de la recherche bibliographique citée :

E. Vidal-Sallé et al [25] montrent que dans le cas d'un contact rugueux sans frottement entre un lopin et des poinçons axisymétriques, des preuves expérimentales ainsi que des modélisations numériques très précises montrent que le matériau du lopin s'écoule comme un lubrifiant visqueux dans le voisinage immédiat de la surface de contact. Comme aucune loi de frottement existante mise en œuvre pour la modélisation des procédés de mise en forme ne peut prendre en compte ce comportement de surface caractéristique, une amélioration de la loi de frottement dite de la vague plastique est proposée pour décrire plus précisément

l'écoulement plastique de l'interface lopin-outil. Ils ont conclu que l'analyse numérique d'un contact rugueux axisymétrique avec la méthode des éléments finis est un schéma d'intégration explicite couplé à un maillage fin prenant en compte la géométrie des rugosités des outils donne des résultats similaires à l'expérience. L'écoulement plastique réel du matériau du lopin à proximité immédiate de la surface de l'outil doit être introduit dans les lois de frottement.

E. Vidal-Sallé et al. [30] ont trouvés que, deux modèles éléments finis de déformation plane d'un même procédé de matriçage sont comparés avec le logiciel Abacus. Le sujet de cette comparaison est la mise en forme thermomécanique d'une aube de turbine en Inconel avec une presse à vis à partir d'une température initiale de 1230 degré Celsius entre deux matrices tièdes. La première simulation utilise un algorithme explicite sans masse artificielle avec les conditions cinématiques réelles, et la deuxième utilise l'algorithme implicite quasi statique. D'importantes écarts dans la forme finale de l'aube sont trouvés. Ils ont conclu que le choix entre un régime quasi statique implicite et un régime explicite dynamique n'est pas trivial. Dans cet article, deux simulations du maillage d'une barre cylindrique avec une presse à vis sont effectuées avec le même matériau et les mêmes maillages et conduisent à des résultats différents de la déformation du lopin. On a vérifié que les effets thermiques se réduisent au transfert de chaleur par conduction entre le lopin déformé et les matrices. Cet important écart des deux prédictions doit être analysé une fois que les conditions réelles du procédé de mise en forme seront définies pour une meilleure approche numérique des différents phénomènes.

Anh Le van et al. [31] ont proposé une formulation variationnelle du problème de contact en grandes transformations avec frottement de Coulomb. Il s'agit d'une formulation mixte où les champs inconnus sont à la fois le champ des déplacements et le champ des multiplicateurs, et où les fonctions poids sont le champ des déplacements virtuels et le champ des multiplicateurs virtuels. On montre que le problème faible proposé équivaut bien au problème fort de contact et que les multiplicateurs sont égaux aux contraintes de contact. Le principe des travaux virtuels, avec prise en compte du contact avec frottement de Coulomb entre deux corps subissant de grandes transformations. Elle fait intervenir à la fois les déplacements et les multiplicateurs dans une intégrale de surface étendue sur la surface de contact de référence du contacteur. Elle est valable quelles que soient les lois de comportement des deux corps en contact.

Jean-Michel Cros et al. [32] s'intéressent à la modélisation des problèmes d'impact avec frottement. Cet article présente une approche qui concilie la rapidité de résolution (calcul semi-explicite) et la finesse de modélisation des zones de contact par la méthode du bi-potentiel. Cette dernière méthode traite le contact unilatéral et le frottement de manière couplée via un bi-potentiel de contact ce qui conduit à une résolution implicite limitée aux zones des contacts entre les corps déformables avec prise en compte ou non du frottement. Ils ont conclu que les résultats et la comparaison avec une méthode implicite montrent que l'approche proposée intègre une bonne modélisation des réactions de contact grâce à la méthode du bi-potentiel et s'avère extrêmement rapide d'un point de vue du temps de calcul. La méthode a également été testée avec succès sur des problèmes tridimensionnels avec des lois de comportement hyperélastiques.

Y. Mouadji et al. [33] ont conclu que le calcul numérique du champ des contraintes à partir de la modélisation du contact sphère-plan a été établi, en utilisant un coefficient de frottement déterminé expérimentalement en fonction de la charge normale et de la vitesse de glissement, et fait apparaître les points suivants :

- Le coefficient de frottement est un paramètre qui a une influence considérable sur la distribution des contraintes dans le contact dynamique;
- Pour un coefficient de frottement en dessous de 0,375, le maximum de la contrainte de cisaillement se situe en dessous de la surface à une profondeur de 0,01, alors qu'il se retrouve à l'avant de l'indenteur.
- Dès que le coefficient de frottement dépasse 0,375 des endommagements de type abrasif se produisent en surface.

J Tichy et al. [34] ont énoncé qu'un grand groupe d'utilisateurs « non traditionnels » estime que la théorie de lubrification n'est pas valide. La question est que la théorie de lubrification hydrodynamique classique dit que la force s'opposant à l'action de l'écrasement doit être proportionnelle à \dot{h}/h^3 (où h est l'épaisseur du film lubrifiant). On estime généralement que l'amortisseur en écrasement « squeeze film damper » est un mécanisme utilisé pour supprimer des vibrations indésirables dans les applications de dynamique des rotors. Pourtant, si on cherche maintenant dans la base de données Compendex depuis 2005 pour les mots « squeeze film » des centaines de résultats sont donnés et la plupart de ces articles concernent les applications MEMS et par exemple, voir [35]-[36]. Généralement, les composantes hydrodynamiques ne sont pas utilisées pour lubrifier ou séparer des surfaces.

I.8. Conclusion.

L'étude bibliographique sur la caractérisation des matériaux a permis de définir le comportement des matériaux, frottement surfacique entre deux matériaux. Dans ce chapitre, la notion du milieu élastique, plastique, modélisation du contact avec ou sans frottement (Modèles statiques, Modèles dynamiques) et les différents travaux de recherche réalisés sur le modèle de frottement de la vague plastique, les frottements et lubrifiants ont été évoqués.

Des preuves expérimentales ainsi que des modélisations numériques très précises montrent que le matériau du lopin s'écoule comme un lubrifiant visqueux dans le voisinage immédiat de la surface de contact, ce comportement de surface caractéristique, une amélioration de la loi de frottement dite de «de la vague plastique» est proposée pour décrire plus précisément l'écoulement plastique de l'interface lopin-outil.

Chapitre II

Techniques de caractérisation des matériaux

- II.1. Introduction
- II.2. Essai mécaniques uniaxiaux
 - II.2.1. Fluage
 - II.2.2. Essai de traction statique
 - II.2.3. Traction à grande vitesse
 - II.2.4. Essais Hopkinson
 - II.2.5. Essais de torsion
 - II.2.6. Essai de cisaillement statique
- II.3. Essais multiaxiaux
 - II.3.1. Traction biaxiale
 - II.3.2. Traction-torsion
- II.4. Essais d'indentation
 - II.4.1. Macroducté : Essai Vickers
 - II.4.2. Microducté
 - II.4.3. Nanoducté (indenteur Berkovitch)
- II.5. Essais de fatigue
- II.6. Essais de résilience
- II.7. Conclusion

II.1. Introduction

Les essais mécaniques sont l'étape indispensable pour accéder aux grandeurs caractéristiques des matériaux, du module d'Young à la limite d'élasticité, en passant par la ténacité ou la résistance à la fatigue, et ce dans des conditions variables.

On va présenter les techniques expérimentales les plus couramment utilisées, aussi bien dans les laboratoires universitaires qu'industriels, pour caractériser le comportement mécanique des matériaux. Les techniques abordées seront : les essais uniaxiaux (quasi statiques et dynamiques), les essais multiaxiaux, les mesures d'indentation, les essais de fatigue et les techniques gravitant autour du phénomène de rupture. [37]

II.2. Essais mécaniques uniaxiaux

La caractérisation des lois de comportement des matériaux sur une plage de vitesses importante implique d'utiliser des techniques variées, avec des précautions propres à chacune d'entre elles. Les résultats sont d'exploitation plus ou moins aisée, et l'on distinguera les essais quasistatiques des essais dynamiques. Les premiers permettent, par leur caractère uniaxial, une exploitation relativement directe des résultats, alors que les seconds, qui impliquent des vitesses de déformation élevées, imposeront une modélisation qui prend en compte la propagation des ondes élastiques dans les matériaux et pourront imposer l'utilisation des éléments finis afin d'être "proprement" compris.

Nous allons présenter quatre types d'essai : les essais de fluage et l'essai de traction (quasi statique) d'un usage très répandu, alors que les deux autres, traction à grande vitesse et essais Hopkinson, par leur complexité de mise en œuvre, se rencontrent plutôt dans le cadre des laboratoires de recherche.

II.2.1. Fluage

Le fluage d'un matériau se produit à haute température et correspond à un régime de déformation lente, sous charge constante, la contrainte étant potentiellement inférieure à la limite d'élasticité. Ces essais intéressent donc les domaines où les matériaux sont soumis à des températures élevées, tels que l'aéronautique ou le nucléaire. Les essais de fluage nécessitent l'usage d'une machine de mise en charge, d'un four et d'un extensomètre. Dans le cas des métaux, les essais de fluage sont le plus souvent effectués en traction, quoique des essais de compression soient également possibles pour des matériaux fragiles.

II.2.2. Essais de traction

L'essai de traction constitue un des essais les plus utilisés pour la caractérisation mécanique des matériaux. Etant purement uniaxial et tant qu'il n'y a pas de striction (diminution catastrophique de la section de l'éprouvette au centre de celle-ci), il permet de s'affranchir des méthodes de calcul inverse pour aboutir directement à une loi de comportement uniaxiale. Il permet de déterminer de nombreuses grandeurs normalisées, comme la contrainte à rupture, la contrainte maximale, la limites d'élasticité, etc. nécessaires dans les calculs de structure.

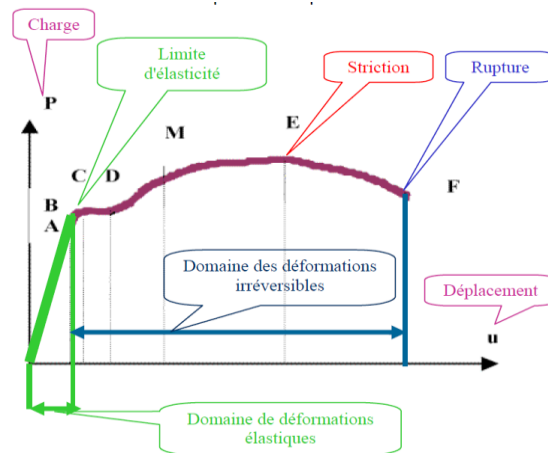


Fig. II.1-a : Essai de traction d'un acier doux Réponse de l'éprouvette

Le diagramme est généralement composé d'une partie OA linéaire et réversible: la zone élastique, et d'une partie courbe AB: la zone plastique où l'éprouvette subit des déformations irréversibles. On constate qu'il y a deux comportements très différents suivant que le matériau est ductile ou fragile.

Dans la zone élastique la loi de proportionnalité entre la contrainte de traction $\sigma = P/S_0$ et la déformation longitudinale $\varepsilon_l = \Delta L/L_0$ est la loi de Hooke en traction. Elle s'écrit:

$$\sigma = E\varepsilon_l$$

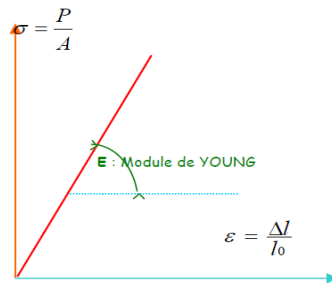


Fig. II.1-b : Essai de traction : zone élastique (détermination du module de Young)

E est le module d'élasticité longitudinale ou module de Young du matériau. Il s'exprime en MPa ou en GPa. C'est une caractéristique du matériau.

Le module de Young E vaut sensiblement 200 GPa pour les aciers et 70 GPa pour les alliages d'aluminium.

Dans la zone élastique la loi de proportionnalité entre la déformation longitudinale $\Delta l/l_0$ et la déformation transversale $\Delta D/D_0$ est la loi de Poisson. Elle s'écrit:

$$\varepsilon_t = -\nu \varepsilon_l$$

ν est le coefficient de Poisson (sans dimension) du matériau. C'est, comme le module de Young, une caractéristique du matériau. Il vaut sensiblement 0.3 pour la plupart des matériaux.

II.2.3. Traction à grande vitesse

Les essais de traction "grande vitesse" se distinguent des essais quasi-statiques, d'une part par la nécessité d'obtenir des vitesses de vérin très élevées (jusqu'à 25 m/s), et d'autre part par la mise en œuvre de techniques de mesure spécifiques que ce soit pour la mesure de la charge ou pour la mesure de l'allongement de l'éprouvette. Pour cette dernière, l'extensométrie sans contact est une des techniques les plus utilisées.

II.2.4. Essais Hopkinson

- **Principe**

Les essais Hopkinson consistent à placer l'échantillon entre deux barres à haute limite élastique. Un projectile vient heurter la barre d'entrée (propulsé par un canon à air comprimé constitué d'un compresseur et d'une électrovanne) ce qui génère un train d'ondes se

propageant dans toute la chaîne mécanique, provoquant la compression de l'échantillon, les mesures étant effectuées sur le corps des deux barres. On préfère utiliser des barres longues qui permettent l'approximation élastique unidimensionnelle car la situation devient trop complexe pour être exploitable dans le cas 2D.

Une jauge de déformation est collée au milieu de chacune des barres (d'entrée et de sortie). Ces jauges permettent d'enregistrer les déformations longitudinales associées aux ondes mécaniques se propageant dans les barres. Les mesures faites au niveau des jauges doivent être transportées virtuellement aux faces des barres pour déduire les efforts et déplacements au niveau des faces de l'échantillon, par intégration des vitesses.

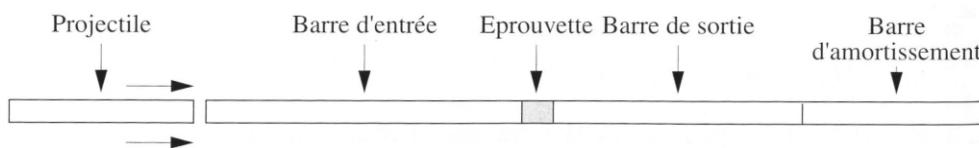


Fig. II.2: Schéma du principe de l'essai Hopkinson.

II.2.5. Essais de torsion

Les procédés de mise en forme par déformation plastique (extrusion, laminage, etc.) provoquent de grandes déformations plastiques sous des états de contraintes complexes. Si, de plus, on travaille à chaud, on peut atteindre des taux de déformation considérables.

Le principe de l'essai de torsion est simple : une éprouvette cylindrique est bloquée à une extrémité dans un mors fixe, alors que le mors qui pince l'autre extrémité est mis en rotation par un moteur. Il faut disposer d'un couplemètre pour calculer les contraintes et d'un dispositif de mesure de l'angle de rotation pour déterminer les déformations. Les amarrages sont tels que la longueur de l'éprouvette ne varie pas. Si l'angle de torsion par unité de longueur est φ , les sections planes perpendiculaires à l'axe restant planes, le tenseur $[\delta\varepsilon]$ des accroissements de déformation est :

$$[\delta\varepsilon] = \begin{pmatrix} 0 & 0 & -r\sin\varphi\delta\varphi \\ 0 & 0 & r\cos\varphi\delta\varphi \\ -r\sin\varphi\delta\varphi & r\cos\varphi\delta\varphi & 0 \end{pmatrix} \quad (1)$$

et l'accroissement de déformation équivalente vaut :

$$\delta \bar{\varepsilon} = \frac{r \delta \varphi}{\sqrt{3}} \quad (2)$$

avec r distance à l'axe.

Ainsi :

$$\bar{\varepsilon} = \frac{r \varphi}{\sqrt{3}} \quad (3)$$

Seule la contrainte de cisaillement $\sigma_{z\theta}$ n'est pas nulle et la contrainte équivalente $\bar{\sigma}$ vaut :

$$\bar{\sigma} = \sqrt{3} \sigma_{z\theta} \quad (4)$$

C'est le couple C qui est mesuré. Il vaut :

$$C = \int_0^R 2\pi r^2 \sigma_{z\theta}(r) dr \quad (5)$$

Or, à partir de l'enregistrement du couple C en fonction de l'angle unitaire de torsion φ , il s'agit de déterminer la loi de comportement $\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}, \dot{\bar{\varepsilon}})$, $\dot{\bar{\varepsilon}}$ étant la vitesse de déformation équivalente. La formule (3) donne $\bar{\varepsilon}$ et $\dot{\bar{\varepsilon}}$, en tout point en fonction de φ et $\dot{\varphi}$, φ étant relié à la vitesse de rotation ω par $\dot{\varphi} = 2\pi\omega/L$, où L est la longueur de l'éprouvette. Il est plus difficile de trouver. Partant de (3), et en remarquant que :

$$d\sigma = \frac{\partial \sigma}{\partial \varepsilon} d\varepsilon + \frac{\partial \sigma}{\partial \dot{\varepsilon}} d\dot{\varepsilon}$$

il vient :

$$d(r^3 \bar{\sigma}) = r^2 (3\bar{\sigma} + \varphi \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \varphi} + \dot{\varphi} \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \dot{\varphi}}) dr$$

En utilisant les formules (4) et (5), on vérifie la formule suivante :

$$\bar{\sigma}(R) = \frac{\sqrt{3}}{2\pi} \frac{C}{R^3} \left(3 + \frac{\partial \ln C}{\partial \ln \varphi} + \frac{\partial \ln C}{\partial \ln \dot{\varphi}} \right) \quad (6)$$

Par conséquent, l'enregistrement du couple en fonction de l'angle de rotation pour différentes vitesses permet de calculer la contrainte équivalente à la surface de l'éprouvette.

Dans les essais de torsion à chaud, la rotation qu'il est possible d'atteindre avant rupture est couramment de plusieurs dizaines et même de plusieurs centaines de tours. La figure II.3 montre le type de courbe contrainte-déformation obtenue. Après quelques oscillations, on atteint un régime stationnaire où la contrainte n'évolue plus.

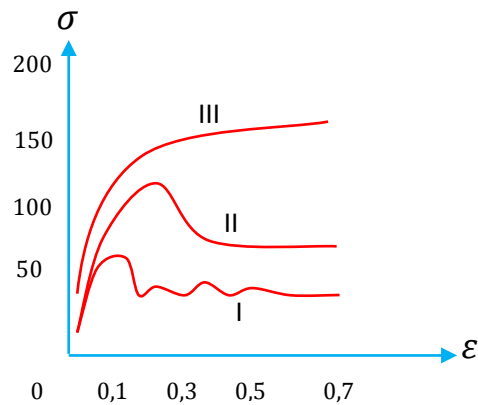


Fig. II.3-a: Courbes contraintes-déformation en torsion à chaud [38]

Le niveau de contraintes est fonction croissante de la vitesse. L'ensemble de ce comportement est expliqué par les phénomènes d'écroutissage, de restauration et de recristallisation ; dans l'essai à chaud, cette dernière se produit en cours de déformation : c'est la recristallisation dynamique.

L'essai de torsion à chaud est particulièrement pratique pour simuler le laminage. Cette opération donne une déformation équivalente:

$$\bar{\varepsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}} Ln \frac{H}{h} \quad (7)$$

Si H est l'épaisseur de la tôle à l'entrée et h son épaisseur à la sortie.

La simulation se fera en prenant une même déformation équivalente :

$$\bar{\varepsilon} = \frac{2\pi}{\sqrt{3}} N \frac{R}{L} \quad (8)$$

Avec N nombre de tours.

Les formules (7) et (8) donnent donc la correspondance :

$$\pi N \frac{R}{L} = Ln \frac{H}{h} \quad (9)$$

Par ailleurs, on peut facilement, d'une part, choisir la vitesse de rotation pour obtenir la vitesse de déformation désirée $\dot{\sigma}(R) = (2\pi/\sqrt{3}) (R/L)\omega$ et, d'autre part, imposer un programme de température. On pourra de cette façon connaître aisément et rapidement les modifications structurales qu'apporteront des séquences de laminage données.

II.2.6. Essai de cisaillement statique

Cet essai n'est pas normalisé. On soumet le modèle expérimental précédent à une charge croissant lentement jusqu'à rupture. [39]

On enregistre le diagramme force/glissement Δy que l'on rend intrinsèque en divisant la charge par l'aire A de la section droite, et le glissement Δy par Δx .

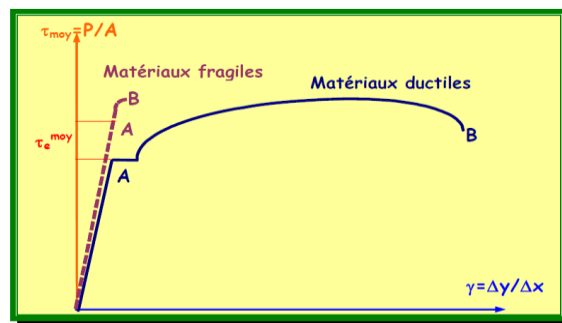


Fig. II.3-a: Courbes contraintes-déformation (essai de cisaillement statique)

Le diagramme est généralement composé d'une partie OA linéaire et réversible: la zone élastique, et d'une partie courbe AB: la zone plastique où l'éprouvette subit des déformations irréversibles. On constate qu'il y a deux comportements très différents suivant que le matériau est ductile ou fragile.

Dans la zone élastique la loi de proportionnalité entre la contrainte moyenne de cisaillement $\tau_{moy} = P/A$ et la distorsion γ est appelée loi de Hooke en cisaillement. Elle s'écrit:

$$\tau_{moy} = G\gamma$$

G est le module d'élasticité transversale ou module de Coulomb (ou encore module de glissement du matériau). Il s'exprime en MPa ou en GPa. C'est une caractéristique du matériau. La contrainte moyenne de cisaillement à la fin de la zone élastique est la limite élastique moyenne au cisaillement du matériau. Elle se note $\tau_{e moy}$. Elle s'exprime en MPa.

On montre que le module de Young E , le module de Coulomb G , et le coefficient de Poisson ν sont, lorsque le matériau est isotrope, liés par la relation:

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)}$$

On constate que pour un matériau fragile les limites élastiques en traction et cisaillement sont sensiblement les mêmes tandis que pour un matériau ductile

$$\tau_e \approx \sigma_e/2$$

II.3. Essais multiaxiaux

Les essais multiaxiaux apportent une information précieuse pour tester les modèles de déformation, mais ils sont malheureusement peu pratiqués en raison des difficultés expérimentales. Les essais possibles, classiquement, sont les essais de traction (ou compression) - torsion, les essais de traction biaxiale et les essais de compression triaxiale. L'essai de traction cisaillement est le plus riche pour tester les aspects d'anisotropie. Nous présenterons ici les essais de traction biaxiale et les essais de traction - torsion.

II.3.1. Traction biaxiale

Les essais de traction biaxiale consistent à exercer une contrainte dans deux directions perpendiculaires sur une même éprouvette. Ceci impose d'utiliser des éprouvettes cruciformes. Pour réaliser des états de contrainte uniformes, il faut que les bras de la croix aient des rigidités transversales assez faibles, ce que l'on peut obtenir en les évidant. Les directions principales des contraintes sont fixées et on peut effectuer des chargements dans l'espace de contraintes tels que celui présenté figure II.4.



Fig. II.4: Eprouvette de traction biaxiale montée. [40]

II.3.2. Traction-torsion

Ce type d'essai permet d'étudier des trajets de chargement avec modification des directions principales des contraintes. La machine est constituée d'un vérin linéaire et d'un vérin torique avec dispositif de découplage.

II.4. Essais d'indentation

Les essais d'indentation évaluent la "dureté" du matériau en mesurant la pression de contact pendant l'enfoncement d'un indenteur (pyramidal, conique ou sphérique). La dureté est calculée soit après l'essai, par mesure de la surface de l'empreinte (l'image de gauche de la figure II.5), soit pendant l'essai, par mesure de l'enfoncement de l'indenteur dans les deux cas en fonction de la charge appliquée. Le résultat obtenu a la dimension d'une pression, mais s'exprime dans une unité liée à la géométrie de l'indenteur qui s'écrit : H (Harkness) suivi d'un caractère indiquant le type d'indenteur utilisé (V pour Vickers (tête pyramidale) ou B pour Brinell (tête sphérique)).

Ces essais sont faciles à mettre en œuvre, puisqu'ils ne nécessitent qu'un polissage et peuvent être réalisés sur des échantillons de petite taille. Les essais de dureté peuvent porter sur des échelles millimétriques à nanométriques, selon le dispositif expérimental utilisé. Les essais classiques sont peu coûteux et selon les applications ils peuvent être considérés comme non destructifs. Cependant, contrairement aux essais de traction, les essais de dureté sont d'une interprétation beaucoup plus délicate et ne permettent pas d'accéder directement aux paramètres de la loi de comportement d'un matériau mais nécessitent une analyse inverse. En première approximation, on peut voir toutefois le lien entre limite élastique et dureté ainsi : au fur et à mesure que s'enfonce l'indenteur, à force constante, l'aire de contact augmente et donc la contrainte appliquée diminue. Lorsque l'indenteur ne s'enfonce plus, c'est que la contrainte moyenne a atteint la limite d'élasticité du matériau.

Hertz a analysé le contact de deux solides élastiques (1882) et en a déduit des formules qui permettent de déduire le module élastique des essais de dureté. Hill [41] a analysé le problème de l'indentation d'un plan parfaitement plastique par un coin rigide et a montré qu'il existe une proportionnalité, dans ce cas, entre la limite élastique du matériau et la dureté.

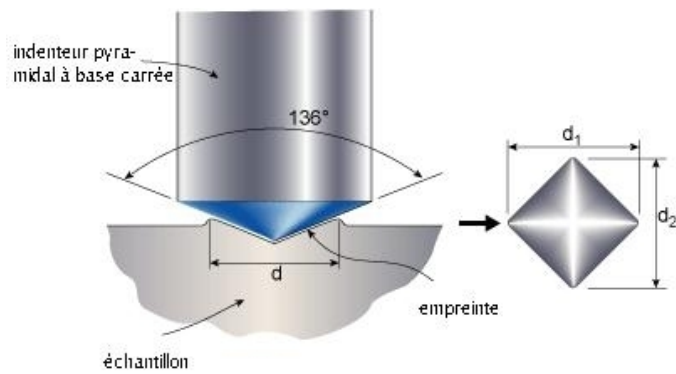


Fig. II.5: Image de gauche : indenteur type Vickers et empreinte type laissée par l'indenteur

II.4.1. Macroducté : Essai Vickers

Les essais Vickers (pyramide à base carrée) et Brinell (bille) sont les plus couramment utilisés. Ils consistent à mesurer la taille de la trace laissée par l'indenteur après chargement.

L'indenteur de l'essai Vickers est une pyramide à base carrée (voir image de gauche, figure II.5), dont les faces forment entre elles des angles de 136 deg. La dureté est le rapport de la force appliquée (en Kgf) sur la surface de contact (en mm²), c'est-à-dire la pression moyenne dans le contact. L'épaisseur de l'échantillon doit être supérieure à 1,5 fois la diagonale des empreintes (soit environ 7,5 fois la profondeur d'enfoncement h) et la distance entre les centres de deux empreintes successives supérieure à 6 fois la diagonale pour éviter l'interaction entre celles-ci.

II.4.2. Microducté

La microducté consiste à utiliser des indenteurs de taille submillimétrique. Les empreintes ne couvrent alors qu'un à quelques grains, et les résultats présentent une dispersion significative, ce qui nécessite de multiplier les mesures. Dans ce cas, les mesures de dureté peuvent être décrites par une loi de probabilité Gaussienne.

II.4.3. Nanoducté (indenteur Berkovitch)

Les essais de nanoducté permettent de mesurer des empreintes de taille inférieure au micron (sous la limite de résolution de la microscopie optique). Le mode opératoire de ces essais est un peu différent, le dispositif expérimental effectue une première indentation à faible charge pour localiser la surface puis la mesure à pleine charge. La courbe d'indentation

est enregistrée et la profilométrie des surfaces peut être mesurée, par exemple par microscopie à force atomique. [42]

II.5. Essais de fatigue

La fatigue est un endommagement structural, progressif et localisé qui se produit quand un matériau est sollicité cycliquement à des niveaux de contrainte inférieurs voire bien inférieurs à sa contrainte à rupture quasistatique. [43]

Les essais de fatigue caractérisent la capacité d'un matériau à résister à une sollicitation cyclique. Si le nombre de cycles est petit, on parlera de fatigue oligocyclique. Il existe plusieurs modes de sollicitations possibles : flexion, efforts axiaux (traction et/ou compression) et torsion, et des modes combinés, statiques et dynamiques (torsion / flexion, tension / torsion, etc.).

- ***Caractérisation de la rupture***

Le phénomène de rupture est un événement dont la prise en compte est d'importance cruciale, de toute évidence, pour les problèmes liés à la sécurité des constructions. Il est donc important de pouvoir la caractériser expérimentalement de façon satisfaisante. Il existe deux types de rupture : ductile ou fragile, selon que le matériau présente ou non un phénomène de plasticité accompagnant la rupture. La transition ductile fragile - quand elle existe - peut être caractérisée par des essais de résilience.

II.6. Essais de résilience

Les essais de résilience permettent de caractériser la fragilisation d'un matériau. Ils consistent à rompre une éprouvette entaillée (l'entaille a pour but de fragiliser le matériau) – éprouvette Charpy - sous l'impact d'un "mouton-pendule". On mesure l'énergie absorbée par la rupture, ce qui permet de remonter à la résilience du matériau (énergie absorbée ramenée à la surface (en J/cm²)). Cet essai permet également d'accéder au taux de rupture fragile (cristallinité - évalué par l'opérateur ou par analyse d'images) ou à l'expansion latérale des éprouvettes suite à la rupture. [44]

II.7. Conclusion

Dans ce chapitre on a donné les grandes idées et les modes opératoires propres à chacune des techniques de caractérisation des matériaux, sans entrer dans trop de détails, chacune d'entre elles pouvant faire l'objet d'un ou de plusieurs ouvrages à elle toute seule.

L'intention de ce chapitre est de donner un "bon sens physique" aux futurs chercheurs sur ce que l'on peut mesurer, comment et avec quelle précision, dans un temps relativement restreint.

Chapitre III

Procédures expérimentales

III.1. Introduction

III.2. Equipements utilisés

III.2.1. Eprouvettes

III.2.2. Machines-outils

III.2.2.1. Un tour parallèle

III.2.2.2. Fraiseuse

III.2.3. Four électrique (Controlab)

III.2.4. Microduromètre

III.2.5. Plaquette de coupe et porte-outils

III.2.6. Microscope métallographique

III.2.7. Machine de torsion (30Nm WP500)

III.2.8. Machine de traction (Horst Oehlgass– Werkzeug App. und Lehrmittelbau)

III.2.9. Autres équipements

III.3. Protocole d'essai

III.3.1. Critères d'acceptation des essais

III.3.2. Essais de torsion

III.3.3. Essais de traction

III.3.4. Traitement thermique

III.3.5. Etude métallographique

III.3.6. Détermination des paramètres d'écrouissage et du coefficient de résistance

III.4. Conclusion

III.1. Introduction

Dans ce chapitre, nous présentons les équipements utilisés pour la réalisation des différents essais : usinage, torsion, traction, dureté ainsi que l'étude métallographique effectués au Département de Génie Mécanique de l'Université.

Les essais d'usinage faits sur les éprouvettes en alliage d'aluminium nécessaires à la réalisation de notre travail, ont été effectués au hall de technologie au sein du Laboratoire de coupe des métaux. Quant aux essais de traitement thermique (recuit) et l'étude métallographique, ils ont été effectués au Laboratoire de SDM. Les essais de torsion et de traction ont été réalisés au Laboratoire de RDM.

III.2. Equipements utilisés

III.2.1. Epreuves

Les éprouvettes sont en alliage d'aluminium de nuance AlSi8Cu3.

Pour les essais de torsion, nous avons usiné des éprouvettes de diamètre $\Phi = 6$ mm de longueur totale $L = 115$ mm et de longueur inter morts $l = 75$ mm. (Figures III.1).

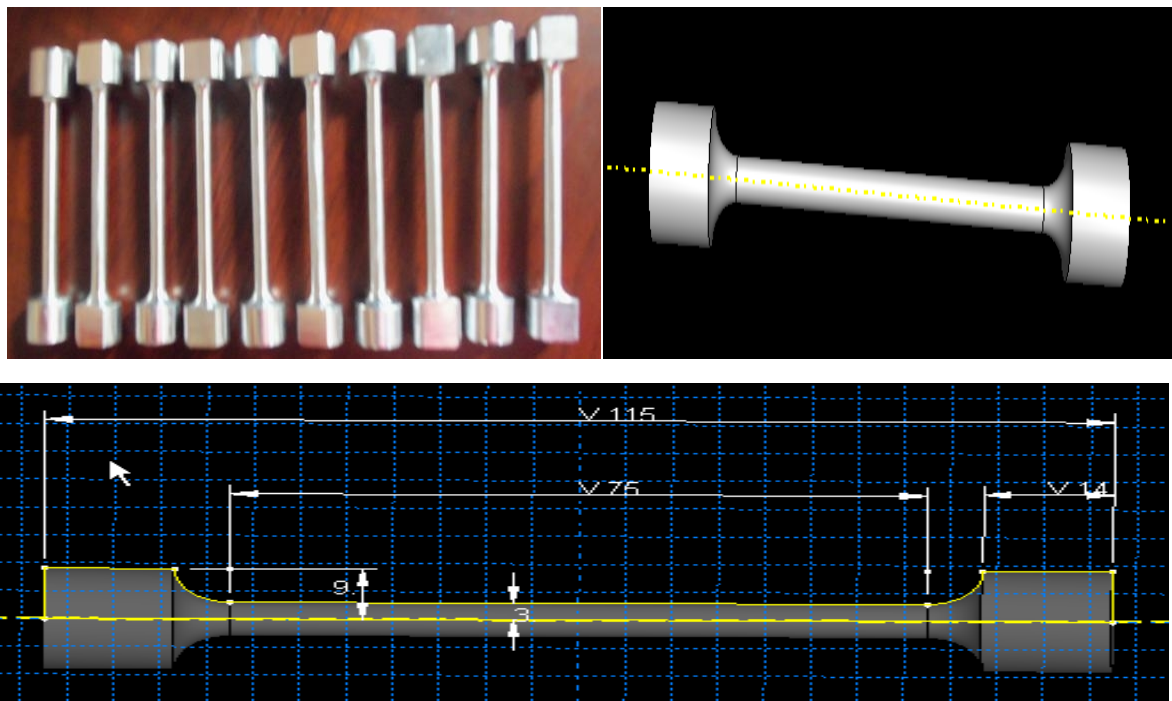


Fig. III.1 : Epreuves pour la torsion

Pour les essais de traction nous avons confectionné quatre éprouvettes de diamètre $d = 6$ mm, longueur totale $L = 145$ mm et de longueur centrale $l = 45$ mm. (Figures III.2).



Fig. III.2 : Eprouvettes pour la traction

La composition chimique réelle de l'alliage AlSi8Cu3 est donnée dans le tableau III.1.

Tableau III.1 : Composition chimique réelle de l'alliage AlSi8Cu3

Eléments	Pourcentage (%)
Aluminium	89
Silicium	8
Cuivre	3

III.2.2. Machines-outils

Les machines-outils qui ont servi à l'usinage des éprouvettes sont : un tour parallèle et une fraiseuse verticale.

III.2.2.1. Tour parallèle

Cette machine outil est de la société tchèque «TOS TRENCIN», modèle SN 40 C de puissance sur la broche égale à 6.6 KW

Les fréquences de rotation disponibles sur la machine sont: (45; 63; 90; 125; 180; 250; 355; 500; 710; 1000; 1400; 2000) tr/min.

Les avances disponibles sont : (0.08; 0.10; 0.11; 0.12; 0.14; 0.16; 0.18; 0.20; 0.22; 0.24...6.4) mm/tr.

III.2.2.2. Fraiseuse

La machine outil utilisée pour l'usinage est une fraiseuse verticale (F V 1.5) de la société PMO (Almo) de puissance 5 KW. Ayant les fréquences de rotation de 45 tr/min à 2000 tr/min avec des avances de 16 mm/min à 800 mm/min. (Figure III.3)

L'outil de coupe est une fraise 2T ayant 6 dents en carbure (K10) de diamètre 50mm.



Fig. III.3 : Fraisage des méplats des éprouvettes

III.2.3. Four électrique (Controlab)

Pour le traitement thermique des éprouvettes en torsion, nous avons réalisé un recuit avec les conditions de traitement thermique inscrites au tableau III.2.

Préparation des échantillons d'essais :

- Mise en température du four à 320°C à $\pm 5^\circ\text{C}$;
- Mise en place des 11 éprouvettes dans le four (9 + 2 éprouvettes de sécurité). (Figures III.4, 5) ;
- Sortie des éprouvettes du four après 7 heures et 20 minutes de recuit et refroidissement à température ambiante.

Tableau III.2 : Conditions de traitement thermique

Alliage	Traitement thermique	
	Recuit	Temps de maintien
AlSi8Cu3	320°C	7h20 min



Fig. III.4 : Four électrique



Fig. III.5 : Disposition des éprouvettes à l'intérieur du four

III.2.4. Microduromètre

Pour mesurer la dureté des éprouvettes après recuit, nous avons utilisé un duromètre digital type DM2D dont les caractéristiques sont :

Poids = 40 Kgf, hauteur = 490mm, largeur = 250 mm, profondeur = 395 mm.

La table sur laquelle se pose l'échantillon est de forme carrée de côté 110mm. (Figure III.6).

Charges utilisées : (10; 25; 50; 100; 200; 300; 500; 1000) g.

La hauteur max de l'échantillon ne doit pas dépasser 90mm.

La mesure s'effectue en HV et sera convertie en HRC.



Fig. III.6 : Microduromètre digital

III.2.5. Plaquette de coupe et porte-outils

Pour la réalisation des essais, nous avons utilisé un porte-outil sur lequel se fixent les plaquettes mécaniquement par levier pour plaquette avec trou voir figure III.7.



Fig. III.7 : Plaquette et porte-outils utilisés

III.2.6. Microscope métallographique

Le microscope utilisé pour effectuer l'étude métallographique est un microscope EUROMEX, l'éprouvette est placée sous l'objectif du microscope sur une table micrométrique à mouvements croisés comme le montre la figure III.8.



Fig. III.8 : Microscope optique métallographique (Euromex)

III.2.7. Machine de torsion (30Nm WP500)

Le banc de torsion utilisé est une machine d'essai de torsion, 30Nm WP 500 qui sert à étudier la torsion des éprouvettes lors d'une charge jusqu'à leur destruction. Le couple d'essai et l'angle de torsion sont mesurés. (Figure III.9)

L'appareil d'essai se compose principalement d'un dispositif de chargement, d'un dispositif de fixation, d'une unité de mesure et d'une unité d'étalonnage

- Le couple appliqué par un volant est transmis par l'intermédiaire d'un engrenage de rapport de réduction égal à 62. Deux graduations, à l'entrée et à la sortie de l'engrenage, et un compte-tours permettant d'évaluer avec précision l'angle de torsion.
- Le couple est mesuré par une barre de torsion équipée de jauges de contraintes judicieusement disposées pour minimiser les erreurs.
- Un dispositif composé d'un bras de levier et de contrepoids est utilisé pour étalonner la barre de torsion.
- L'éprouvette est fixée entre le dispositif de chargement et l'unité de mesure par deux douilles avec méplat.



Fig. III.9 : Machine de torsion

III.2.8. Machine de traction

L'essai de traction, en métallurgie et en construction mécanique, est un des principaux critères de classement des matériaux. Pour exécuter l'essai on dispose d'une éprouvette de dimensions (section S et longueur l_0).

La machine de traction (Oehlgass, presse universelle MP 12 MODULE Z_1) mesure et enregistre généralement les efforts F et les allongements ΔL . (Figure III.10).

Les allongements peuvent être mesurés à l'aide d'un extensomètre si le laboratoire en est équipé, sinon on utilisera un comparateur à 1/100 de mm pour relever la valeur de l'allongement de l'éprouvette.

La mesure des efforts et des allongements permet de tracer le diagramme effort-allongement.

Le diagramme contrainte-déformation $\sigma \left(\frac{\Delta L}{L}\right)$, appelé diagramme de traction, aura la même allure.

III.2.9. Autres équipements

En plus des équipements sus cités, nous avons utilisé :

- Un pied à coulisse pour mesurer le diamètre de l'éprouvette;
- Un appareil photo numérique pour prendre les photos des résultats et des différents équipements utilisés.

III.3. Protocole d'essai

III.3.1. Critères d'acceptation des essais

La manipulation est considérée comme valide si les conditions suivantes sont respectées :



Fig. III.10 : Machine de traction

- Obtention des courbes de contrainte de cisaillement en fonction de déformation angulaire
- Obtention de l'évolution de l'état microstructural en fonction de la déformation angulaire

III.3.2. Essais de torsion

Nous avons choisi d'utiliser des éprouvettes pleines usinées. La géométrie et les dimensions retenues pour ces éprouvettes sont données sur la figure III.1. Les essais ont été réalisés à température ambiante.

- Réalisation de 3 essais de torsion jusqu'à rupture ; (Figure III.11)
- Réalisation de 3 essais de torsion à 1/3 de la rupture ;
- Réalisation de 3 essais de torsion à 2/3 de la rupture.



Fig. III.11 : Epreuve à la rupture

III.3.3. Essais de traction

L'essai de traction uniaxial (Figure III.13) est un essai « simple » à mettre en œuvre. En raison de son dépouillement simple, il permet d'établir des lois de comportement fiables. En outre, il présente une reproductibilité remarquable.

Les hypothèses nécessaires à la transformation des grandeurs technologiques (force, géométrie, vitesse de traverse ...) en grandeurs vraies et équivalentes (contrainte vraie, déformation vraie, vitesse de déformation vraie ...) sont :

- Dans la zone de diamètre minimal, où sont mesurées le diamètre D et le rayon de courbure, la déformation est supposée homogène ;
- Le matériau est supposé homogène, incompressible et isotrope.



Fig. III.12 : Echantillons de traction

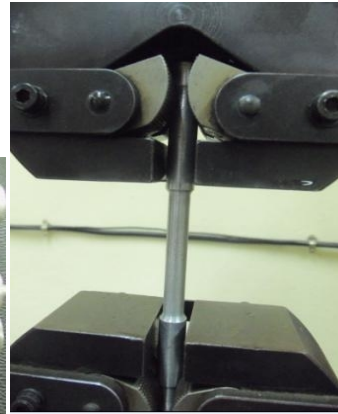


Fig. III.13 : Fixation de l'éprouvette en traction

III.3.4. Traitement thermique

Le traitement thermique d'un matériau joue un rôle important dans le domaine de la tribologie, Il vise à en modifier certaines propriétés (résistance en général).

En métallurgie:

- Le traitement thermique d'une pièce de métal consiste à lui faire subir des transformations de structure grâce à des cycles prédéterminés de chauffage et de refroidissement afin d'en améliorer les caractéristiques mécaniques : dureté, ductilité, limite d'élasticité, ...
- Ce procédé est souvent couplé avec l'emploi d'une atmosphère contrôlée lors de la mise en température de la pièce, soit pour éviter son oxydation, soit pour effectuer un apport ou changement moléculaire de surface (traitement de surface).

Par ailleurs, il peut y avoir des cristaux de plusieurs types, comme des inclusions par exemple. Les cristaux minoritaires sont appelés « précipités ».

Avec l'élévation de la température, les atomes du cristal s'agitent autour de leur position et s'écartent les uns des autres, provoquant la dilatation. Cela a plusieurs conséquences :

- L'espace entre les atomes augmente, ce qui permet d'accueillir plus d'atomes en solution d'insertion, et des atomes plus gros ;
- Par conséquent, on peut avoir une dissolution des précipités : les atomes de ces cristaux passent en solution solide ;

- Les atomes s'agitent, ils deviennent mobiles et peuvent se déplacer dans le cristal, phénomène appelé diffusion ;
 - Dans certains cas, les atomes du cristal se réorganisent en une autre phase cristallographique, on parle d'allotropie ;
 - Ce sont ces mécanismes qui entrent en jeu lors des traitements thermiques.
- Pour les des matériaux ductile :
- Un matériau ductile est un matériau pouvant se déformer plastiquement ; ceci est utilisé pour la mise en forme (laminage, tréfilage, forgeage, ...). Cette déformation provoque des défauts d'organisation des atomes dans le cristal, ce qui durcit la matière : ce phénomène est l'écrouissage.
 - Si l'on chauffe de manière modérée le métal, on donne de la mobilité aux atomes, ils se réorganisent et éliminent les défauts d'organisation. On adoucit ainsi la matière. Ce procédé est appelé recuit.
 - Pour les alliages d'aluminium, certains alliages d'aluminium présentent un durcissement par formation de précipités avec des éléments d'alliage : Al_2Cu pour les alliages contenant du cuivre, Mg_2Si pour les alliages contenant du magnésium et du silicium, ... Ce phénomène est appelé durcissement structural.

III.3.5. Etude métallographique

Le polissage mécanique par abrasion s'effectue en deux étapes principales, dans des conditions métallographiques standard. La première étape consiste à polir grossièrement la surface sur des papiers sablés (en SiC) en rotation, à pouvoirs abrasifs décroissants et en présence d'eau. La seconde étape consiste à finir le polissage en appliquant la pièce sur des tapis de feutre en rotation sur lesquels des pâtes diamantées de granulométrie décroissante (jusqu'à $0.1 \mu m$) ont été déposées.

Nettoyage, dégraissage et décapage des échantillons :

Le nettoyage est certainement le plus important du traitement superficiel des métaux car tous les procédés de protection ou d'embellissement des surfaces métalliques exigent un nettoyage complet.

Le nettoyage des métaux au sens le plus large ne comporte pas seulement l'élimination des graisses, huile et salissure analogues d'origine organique, mais aussi l'enlèvement des couches d'oxyde et autres recouvrements de composés métalliques tels que rouille, calamine,

patine, etc..., et des résidus de meulage, peinture et vernis, produits de polissage, copeaux métalliques, particules de sable et similaires.

Pour la réalisation des études métallographiques nous avons procédé à cinq étapes :

- ❖ Etape 1 : Tronçonnage des éprouvettes déformées en deux suivant la normale à l'axe des éprouvettes
- ❖ Etape 2 : Polissage des sections des éprouvettes déformées en trois phases : 600, 1200, 2400. (Figure III.14)



Fig. III.14 : Surfaces polies

- ❖ Etape 3 : Pour faire ressortir les grains de notre Alliage d'aluminium nous avons utilisé la Composition chimiques suivante :

Solution de Keller : *0,5 ml d'HF, 1,5ml d'HI, 2,5ml d'HNO₃, 95ml de H₂O,*

Ceci afin d'obtenir un contraste entre les différents grains.

- ❖ Etape 4 : Test de dureté (Figure III.15), en utilisant un Microdurometre AFFRI pour l'observation de l'évolution de la dureté au centre et au Périphérie de la section tronçonnée de l'éprouvette en fonction de la déformation.



Fig. III.15 : Test de dureté

Ce test est effectué sur quatre éprouvettes ayant subi différentes déformations au cours de la torsion :

- Éprouvette déformée à 0% de la rupture
 - Éprouvette déformée à 1/3% de la rupture
 - Éprouvette déformée à 2/3% de la rupture
 - Éprouvette déformée à 100% de la rupture
- ❖ Etape 5 : Analyse microstructurale des éprouvettes : Prise des images microscopiques pour voir la métallographie des différentes éprouvettes déformées. (Figure III.16)



Fig. III.16 : Prise des images microstructurales

III.3.6. Détermination des paramètres d'écrouissage et du coefficient de résistance

De l'équation: $\sigma = K(\varepsilon_p)^n$ (Loi d'écrouissage d'Hollomon), nous pouvons déterminer le coefficient d'écrouissage n et le coefficient de résistance K , en mettant l'opérateur logarithme népérien dans les deux membres de l'égalité, nous aurons :

$$\ln(\sigma) = \ln(K(\varepsilon_p)^n)$$

Alors :

$$\ln(\sigma) = \ln(K) + n \cdot \ln(\varepsilon_p)$$

III.4 Conclusion

Les équipements que nous avons présentés sont indispensables aux essais envisagés ainsi que la composition chimique réelle des éprouvettes et le protocole d'essai. La procédure expérimentale a été exposée pour effectuer les différents essais : torsion, traction, dureté et étude métallographique.

Chapitre IV

Résultats des essais

- IV.1. Introduction
- IV.2. Essais de torsion
 - IV.2.1. Relevés des essais
 - IV.2.2. Evolution du couple en fonction de l'angle de torsion
 - IV.2.3. Evolution de Contrainte de cisaillement τ en fonction de l'angle unitaire de torsion
 - IV.2.4. Evolution de la contrainte σ équivalente de Von Mises en fonction de la déformation ε de Hencky
 - IV.2.5. Essai à 1/3 et à 2/3 de la rupture
- IV.3. Essai de traction
- IV.4. Test de dureté
- IV.5. Etude métallographique
 - IV.5.1. Eprouvette recuite déformée à 33%
 - IV.5.2. Eprouvette recuite non déformée
 - IV.5.3. Eprouvette recuite déformé à 66%
 - IV.5.4. Eprouvette recuite déformé jusqu'à rupture
- IV.6. Détermination du coefficient d'écrouissage et du coefficient de résistance
- IV.7. Conclusion

IV.1 Introduction

L'essai de torsion a été développé initialement pour l'analyse du comportement des métaux sous cisaillement et à forte déformation, tout en permettant d'éviter les phénomènes d'instabilité (striction). Dans cet essai, la déformation d'une éprouvette cylindrique est imposée par la rotation d'une de ses extrémités.

Nous allons procéder à des essais de torsion pour des éprouvettes recuites en alliage d'aluminium jusqu'à rupture, 1/3 et à 2/3 de la rupture pour évaluer les caractéristiques mécaniques du matériau : module de Young et module de cisaillement, coefficient d'érouissage et coefficient de résistance dans le domaine plastique. Les résultats de cet essai seront comparés à ceux obtenus par un essai de traction pour évaluer les caractéristiques d'élasticité avec plus de précision.

Pour déterminer les caractéristiques surfaciques de nos éprouvettes nous allons procéder à des essais de dureté et à une étude métallographique.

IV.2. Essais de torsion

Avant toute analyse mécanique d'un essai, il convient de poser un certain nombre d'hypothèses. On suppose notamment que :

- Les matériaux sont homogènes et isotropes, et qu'ils suivent une loi d'érouissage isotrope. Cela sous-entend que la symétrie cylindrique de l'éprouvette se conserve durant la déformation ;
- Toute l'éprouvette est plastifiée de manière homogène ;
- La déformation est uniforme le long de l'éprouvette (pas de localisation de l'écoulement) ;
- Les sections transversales restent droites et tournent dans un mouvement de corps rigide à une vitesse constante ω .

IV.2.1 Relevés des essais

a. Essai à rupture

Tab. IV.1 : Relevés des résultats pour le premier essai à rupture (Eprouvette N10)

Angle d'entrée, rotation du volant à main (tr)	Angle de torsion de l'éprouvette (degrés)	Angle unitaire de torsion (rd /mm)	ϵ_{Hencky}	Couple de torsion (N.M)	Contrainte de cisaillement (Mpa)	σ_{equVM} (Mpa)
0	0	0	0	0	0	0
0,25	1,45	0,00034	0,00051	0,65	15,34	26,57
0,5	2,90	0,00067	0,00100	1,4	33,04	57,23
0,75	4,35	0,00101	0,00151	2,4	56,64	98,10
1	5,80	0,00135	0,00202	3,15	74,34	128,76
1,5	8,71	0,00203	0,00304	4,10	96,76	167,59
2	11,61	0,00270	0,00404	4,60	108,56	188,03
2,5	14,52	0,00338	0,00506	5,10	120,36	208,45
3	17,42	0,00405	0,00606	5,28	124,61	215,83
4	23,23	0,00540	0,00807	5,52	130,27	225,63
5	29,03	0,00675	0,01008	5,80	136,88	237,08
6	34,83	0,00810	0,01208	6,20	146,32	253,43
7	40,64	0,00945	0,01420	6,55	154,58	267,74
10	58,06	0,01350	0,02005	7,20	169,92	294,31
15	87,09	0,02026	0,02994	8,21	193,76	335,60
20	116,13	0,02701	0,03971	9,15	215,94	374,02
30	174,19	0,04052	0,05900	10,20	240,72	416,94
45	261,30	0,06078	0,08725	11,23	265,09	459,15
60	348,39	0,08104	0,11472	11,85	279,66	484,39
90	522,00	0,12142	0,16732	12,40	292,64	506,87
120	696,77	0,16207	0,21761	12,85	303,26	525,26
145	841,94	0,19583	0,25754	12,85	303,26	525,26

Tab. IV.2 : Relevés des résultats pour le deuxième essai à rupture (Eprouvette N11)

Angle d'entrée, rotation du volant à main (tr)	Angle de torsion de l'éprouvette (degrés)	Angle unitaire de torsion (rd /mm)	ϵ_{Hencky}	Couple de torsion (N.M)	Contrainte de cisaillement (Mpa)	$\sigma_{equ VM}$ (Mpa)
0	0	0	0	0	0	0
0,25	1,45	0,00034	0,00051	0,10	2,36	4,09
0,5	2,90	0,00067	0,00100	1,00	23,60	40,88
0,75	4,35	0,00101	0,00115	2,05	46,38	97,65
1	5,80	0,00135	0,00202	3,10	73,16	126,72
1,5	8,71	0,00203	0,00304	4,30	101,48	175,77
2	11,61	0,00270	0,00404	4,75	112,10	194,16
2,5	14,52	0,00338	0,00506	5,05	119,18	206,43
3	17,42	0,00405	0,00606	5,25	123,90	214,60
4	23,23	0,00540	0,00807	5,60	132,16	228,91
<5	29,03	0,00675	0,01008	5,90	139,24	241,17
6	34,83	0,00810	0,01208	6,25	147,50	255,48
7	40,64	0,00945	0,01420	6,60	155,76	269,78
10	58,06	0,01350	0,02005	7,26	171,34	296,77
15	87,09	0,02026	0,02994	8,30	195,88	339,27
20	116,13	0,02701	0,03971	9,10	214,76	371,98
30	174,19	0,04052	0,05900	10,30	243,08	421,03
45	261,30	0,06078	0,08725	11,25	265,50	459,86
60	348,39	0,08104	0,11472	11,90	280,84	486,43
90	522,00	0,12142	0,16732	12,50	295,00	510,95
120	696,77	0,16207	0,21761	12,90	304,44	527,31
150	870,97	0,20249	0,26523	13,00	306,68	531,19
160	929	0,21609	0,28076	13,00	306,68	531,19

Tab. IV.3 : Relevés des résultats pour le troisième essai à rupture (Eprouvette N01)

Angle d'entrée, rotation du volant à main (tr)	Angle de torsion de l'éprouvette (degrés)	Angle unitaire de torsion (rd /mm)	ϵ_{Hencky}	Couple de torsion (N.M)	Contrainte de cisaillement (Mpa)	$\sigma_{\text{equ VM}}$ (Mpa)
0	0	0	0	0	0	0
0,25	1,45	0,00034	0,00051	0,50	11,8	20,44
0,5	2,90	0,00067	0,00100	1,40	33,04	57,23
0,75	4,35	0,00101	0,00115	2,40	56,64	98,10
1	5,80	0,00135	0,00202	3,45	81,42	141,02
1,5	8,71	0,00203	0,00304	4,40	103,84	179,86
2	11,61	0,00270	0,00404	4,85	114,46	198,25
2,5	14,52	0,00338	0,00506	5,15	121,45	210,36
3	17,42	0,00405	0,00606	5,30	125,08	216,64
4	23,23	0,00540	0,00807	5,60	132,16	228,91
5	29,03	0,00675	0,01008	5,95	140,42	243,21
6	34,83	0,00810	0,01208	6,30	148,68	257,52
7	40,64	0,00945	0,01420	6,60	155,76	269,78
10	58,06	0,01350	0,02005	7,30	172,28	298,40
15	87,09	0,02026	0,02994	8,30	195,88	339,27
20	116,13	0,02701	0,03971	9,10	214,76	371,98
30	174,19	0,04052	0,05900	10,15	239,54	414,90
45	261,30	0,06078	0,08725	11,20	264,32	457,82
60	348,39	0,08104	0,11472	11,80	278,48	482,34
90	522,00	0,12142	0,16732	12,30	290,28	502,78
120	696,77	0,16207	0,21761	12,90	304,44	527,31
130	754,84	0,17558	0,23378	12,90	304,44	527,31

b. Essais à 1/3 de rupture

Tab. IV.4 : Relevés des résultats pour le premier essai à 1/3 de rupture (Eprouvette N 2)

Angle unitaire de torsion (rd /mm)	ϵ_{Hencky}	Couple de torsion (N.M)	Contrainte de cisaillement (Mpa)	$\sigma_{\text{equ VM}}$ (Mpa)
0	0	0	0	0
0,00034	0,00051	0,25	5,90	10,22
0,00067	0,00100	0,55	12,97	22,46
0,00101	0,00115	1,70	40,10	69,46
0,00135	0,00202	2,60	61,33	106,25
0,00203	0,00304	3,00	70,77	122,58
0,00270	0,00404	3,35	79,05	136,92
0,00338	0,00506	4,00	94,36	163,44
0,00405	0,00606	4,30	101,44	175,70
0,00540	0,00807	5,00	117,95	204,30
0,00675	0,01008	5,45	128,57	222,69
0,00810	0,01208	5,90	139,18	241,07
0,00945	0,01420	6,30	148,62	257,42
0,01350	0,02005	6,95	163,95	283,97
0,02026	0,02994	7,50	176,93	306,45
0,02701	0,03971	8,05	189,90	328,92
0,04052	0,05900	9,45	222,93	386,13
0,05193	0,07501	10,30	242,98	420,85
0,06753	0,09649	11,00	259,49	449,45

Tab. IV.5 : Relevés des résultats pour le deuxième essai à 1/3 de rupture (Eprouvette N 7)

Angle unitaire de torsion (rd /mm)	ϵ_{Hencky}	Couple de torsion (N.M)	Contrainte de cisaillement (Mpa)	$\sigma_{\text{equ VM}}$ (Mpa)
0	0	0	0	0
0,00034	0,00051	0,35	8,26	14,31
0,00067	0,00100	1,00	23,59	44,32
0,00101	0,00115	1,90	44,82	77,63
0,00135	0,00202	2,85	67,23	116,45
0,00203	0,00304	4,00	94,36	163,44
0,00270	0,00404	4,40	103,80	179,79
0,00338	0,00506	4,70	110,87	192,03
0,00405	0,00606	4,85	114,41	198,16
0,00540	0,00807	5,20	122,67	212,47
0,00675	0,01008	5,50	129,75	224,73
0,00810	0,01208	5,80	136,82	236,98
0,00945	0,01420	6,10	143,90	249,24
0,01350	0,02005	6,75	159,23	275,80
0,02026	0,02994	7,75	182,82	316,65
0,02701	0,03971	8,50	200,52	347,30
0,04052	0,05900	9,55	225,28	390,20
0,05193	0,07501	10,25	241,80	418,81
0,06753	0,09649	10,80	254,77	441,27

Tab. IV.6 : Relevés des résultats pour le troisième essai à 1/3 de rupture (Eprouvette N 8)

Angle unitaire de torsion (rd /mm)	ϵ_{Hencky}	Couple de torsion (N.M)	Contrainte de cisaillement (Mpa)	$\sigma_{\text{equ VM}}$ (Mpa)
0	0	0	0	0
0,00034	0,00051	0,15	3,54	6,13
0,00067	0,00100	0,95	22,41	38,82
0,00101	0,00115	2,00	47,18	81,72
0,00135	0,00202	2,70	63,69	110,31
0,00203	0,00304	3,85	90,62	156,96
0,00270	0,00404	4,25	100,26	173,66
0,00338	0,00506	4,50	106,16	183,87
0,00405	0,00606	4,70	110,87	192,03
0,00540	0,00807	5,00	117,95	204,30
0,00675	0,01008	5,30	125,03	216,56
0,00810	0,01208	5,55	130,93	226,77
0,00945	0,01420	5,85	138,00	239,02
0,01350	0,02005	6,50	153,34	265,59
0,02026	0,02994	7,45	175,75	304,41
0,02701	0,03971	8,20	193,44	335,05
0,04052	0,05900	9,25	218,21	377,95
0,05193	0,07501	9,90	233,54	404,50
0,06753	0,09649	10,40	245,34	424,94

c. Essai à 2/3 de rupture

Tab. IV.7 : Relevés des résultats pour le premier essai à 2/3 de rupture (Eprouvette N 9)

Angle unitaire de torsion (rd /mm)	ϵ_{Hencky}	Couple de torsion (N.M)	Contrainte de cisaillement (Mpa)	$\sigma_{\text{equ VM}}$ (Mpa)
0	0	0	0	0
0,00034	0,00051	0,30	7,08	12,26
0,00067	0,00100	0,80	18,87	32,68
0,00101	0,00115	1,40	33,03	57,21
0,00135	0,00202	2,10	49,54	85,81
0,00203	0,00304	3,55	83,74	145,04
0,00270	0,00404	4,05	95,54	165,48
0,00338	0,00506	4,40	103,80	179,79
0,00405	0,00606	4,60	108,51	187,94
0,00540	0,00807	4,95	116,77	202,25
0,00675	0,01008	5,25	123,85	214,51
0,00810	0,01208	5,50	129,75	224,73
0,00945	0,01420	5,80	136,82	236,98
0,01350	0,02005	6,45	152,16	263,55
0,02026	0,02994	7,35	173,39	300,32
0,02701	0,03971	8,05	189,90	328,92
0,04052	0,05900	9,05	213,49	369,78
0,06078	0,08725	9,95	234,72	406,55
0,08103	0,11472	10,55	248,87	431,06
0,10804	0,15019	10,90	257,13	445,36
0,13505	0,18446	11 ,25	265,39	459,67

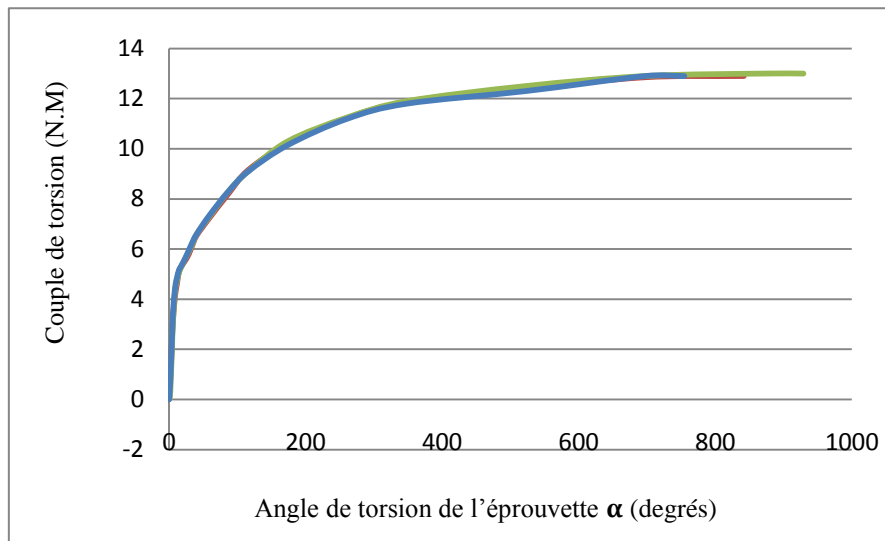
Tab. IV.8 : Relevés des résultats pour le deuxième essai à 2/3 de rupture (Eprouvette N 5)

Angle unitaire de torsion (rd /mm)	ϵ_{Hencky}	Couple de torsion (N.M)	Contrainte de cisaillement (Mpa)	$\sigma_{\text{equ VM}}$ (Mpa)
0	0	0	0	0
0,00034	0,00051	0,35	6,26	10,84
0,00067	0,00100	0,60	14,15	24,51
0,00101	0,00115	1,00	23,59	40,86
0,00135	0,00202	2,10	49,54	85,81
0,00203	0,00304	3,45	81,39	140,97
0,00270	0,00404	3,90	92,00	159,35
0,00338	0,00506	4,30	101,44	175,70
0,00405	0,00606	4,70	110,87	192,03
0,00540	0,00807	5,10	120,31	208,38
0,00675	0,01008	5,65	133,28	230,85
0,00810	0,01208	5,90	139,18	241,07
0,00945	0,01420	6,15	145,08	251,29
0,01350	0,02005	6,85	161,59	279,88
0,02026	0,02994	7,85	185,18	320,74
0,02701	0,03971	8,60	202,87	351,38
0,04052	0,05900	9,70	228,82	396,33
0,06078	0,08725	10,70	252,41	437,19
0,08103	0,11472	11,30	266,57	461,71
0,10804	0,15019	11,75	277,18	480,09
0,13505	0,18446	12,15	286,62	496,44

Tab. IV.9 : Relevés des résultats pour le troisième essai à 2/3 de rupture (Eprouvette N 3)

Angle unitaire de torsion (rd /mm)	ϵ_{Hencky}	Couple de torsion (N.M)	Contrainte de cisaillement (Mpa)	$\sigma_{\text{equ VM}}$ (Mpa)
0	0	0	0	0
0,00034	0,00051	0,20	4,72	8,18
0,00067	0,00100	0,70	16,51	28,60
0,00101	0,00115	1,05	24,77	42,90
0,00135	0,00202	2,10	49,54	85,81
0,00203	0,00304	3,70	87,28	151,17
0,00270	0,00404	4,20	99,08	171,61
0,00338	0,00506	4,50	106,16	183,87
0,00405	0,00606	4,70	110,87	192,03
0,00540	0,00807	5,05	119,13	206,34
0,00675	0,01008	5,35	126,21	218,60
0,00810	0,01208	5,65	133,28	230,85
0,00945	0,01420	5,90	139,18	241,07
0,01350	0,02005	6,70	158,05	273,75
0,02026	0,02994	7,70	181,64	314,61
0,02701	0,03971	8,50	200,52	347,31
0,04052	0,05900	9,55	225,28	390,2
0,06078	0,08725	10,50	247,70	429,03
0,08103	0,11472	11,00	259,50	449,47
0,10804	0,15019	11,30	266,57	461,71
0,13505	0,18446	11,85	279,54	484,18

IV.2.2. Evolution du couple en fonction de l'angle de torsion



■ Premier essai à rupture ■ Deuxième essai à rupture ■ Troisième essai à rupture

Fig. IV.1 : Evolution du couple en fonction de l'angle de torsion

En analysant le graphe, on constate que la rupture des éprouvettes se fait après 150 tours du volant à main de la machine, soit un angle de torsion des éprouvettes égale à 871 degrés avec un couple maximum de 12,5 Nm.

IV.2.3. Evolution de la contrainte de cisaillement en fonction de l'angle unitaire de torsion

Calcul de la contrainte de cisaillement : $\tau_{max} = \frac{M_t}{I_0} r$

Avec $I_0 = \frac{\pi d^4}{32}$

Calcul de l'angle unitaire de torsion $\theta = \frac{\alpha}{L}$

Où

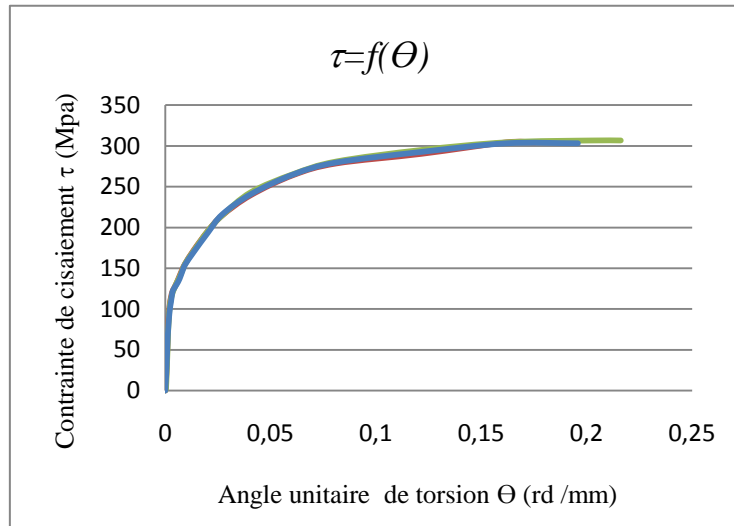
d : Diamètre de l'éprouvette et M_t : Couple relevé par la machine

α : Angle relevé par la machine

L : Distance inter mors

- Premier essai à rupture : $\tau_{Max} = 303,26 \text{ Mpa}$ et $\theta = 0,19583 \text{ rd/mm}$
- Deuxième essai à rupture : $\tau_{Max} = 306,68 \text{ Mpa}$ et $\theta = 0,21609 \text{ rd/mm}$
- Troisième essai à rupture : $\tau_{Max} = 304,44 \text{ Mpa}$ et $\theta = 0,17558 \text{ rd/mm}$

Toutes les valeurs de τ_{Max} et θ sont calculées et indiquées sur les neufs tableaux précédents.



■ Premier essai à rupture ■ Deuxième essai à rupture ■ Troisième essai à rupture

Fig. IV.2 : Evolution de la contrainte de cisaillement en fonction de l'angle unitaire de torsion

- Détermination du module de cisaillement

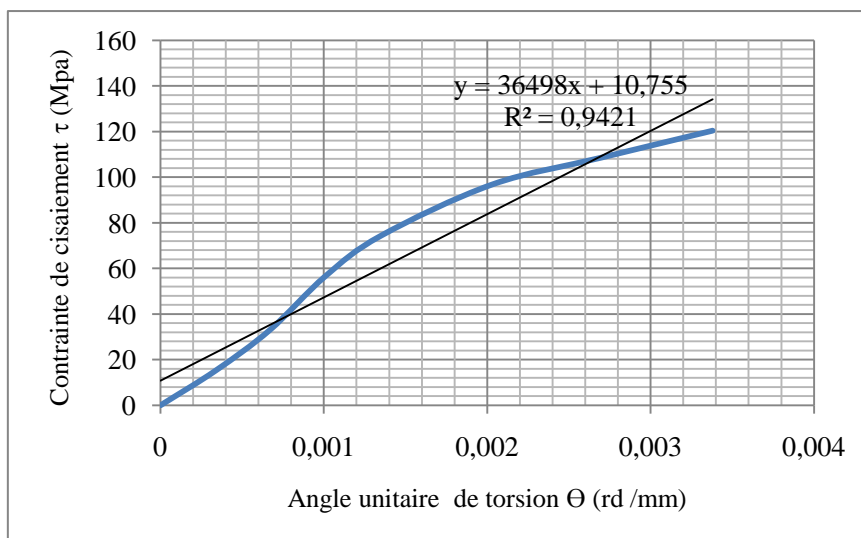


Fig. IV.3 : Zoom dans les petites déformations premier essai à rupture

Pour calculer le module de cisaillement, nous prenons deux points quelconques de la courbe (figure IV.1) et nous appliquons la relation :

$$G = \frac{\tau_2 - \tau_1}{\theta_2 - \theta_1}$$

L'analyse des relevés montre que la zone élastique présente sur les schémas ci-dessus n'est constituée que de deux points. On ne peut donc pas garantir la fiabilité des mesures de module de Cisaillement et de Young.

Valeurs calculées : Module de Cisaillement G varie de 30000 à 40000 Mpa.

Puisque on a une très bonne superposition des courbes, les valeurs calculées de G sont les mêmes pour les autres essais.

IV.2.4. Evolution de la contrainte équivalente de Von Mises en fonction de la déformation de Hencky

Afin de traduire cette contrainte en contrainte équivalente de traction, nous allons diagonaliser la matrice de déformation appliquée sur l'éprouvette.

$$[M] - \lambda I = 0$$

$$\begin{bmatrix} 0 & \frac{\gamma}{2} & 0 \\ \frac{\gamma}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \lambda & 0 & 0 \\ 0 & \lambda & 0 \\ 0 & 0 & \lambda \end{bmatrix} = 0$$

Soit la matrice diagonalisé :

$$[\varepsilon] = \begin{bmatrix} \frac{\gamma}{2} & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{\gamma}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

Etant en grande déformation, la contrainte de l'ingénieur ne peut s'appliquer, d'autres définitions plus complexes de déformation sont exigées comme la contrainte logarithmique, la contrainte de Green Lagrange, et la contrainte d'Almansi.

Le ε logarithmique de déformation, également appelé déformation de Hencky, sera donc utilisé ici.

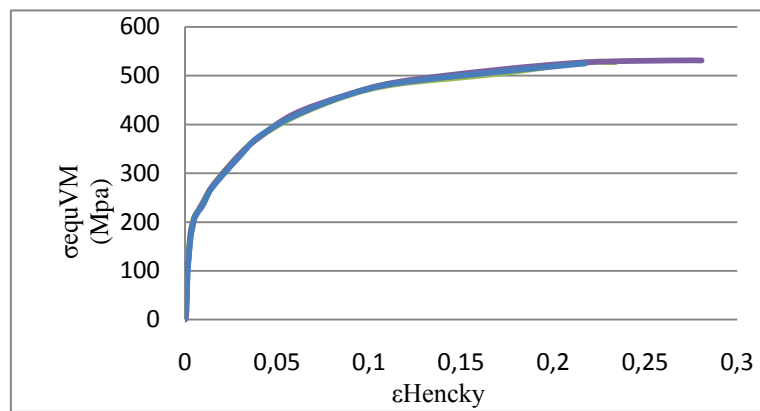
$$\varepsilon_{HENCKY} = \ln\left(1 + \frac{\gamma}{2}\right)$$

Avec : $\gamma = \theta r$

Pour les matériaux ductiles :

$$\sigma_{\text{équi VM}} = \tau\sqrt{3}$$

De même pour les valeurs de $\sigma_{\text{équi VM}}$ et ε_{HENCKY} sont calculées et indiquées sur les neufs tableaux ci-dessus.



■ Premier essai à rupture ■ Deuxième essai à rupture ■ Troisième essai à rupture

Fig. IV.4: Evolution de la contrainte équivalente de Von Mises en fonction de la déformation de Hencky

– Détermination du module d'élasticité

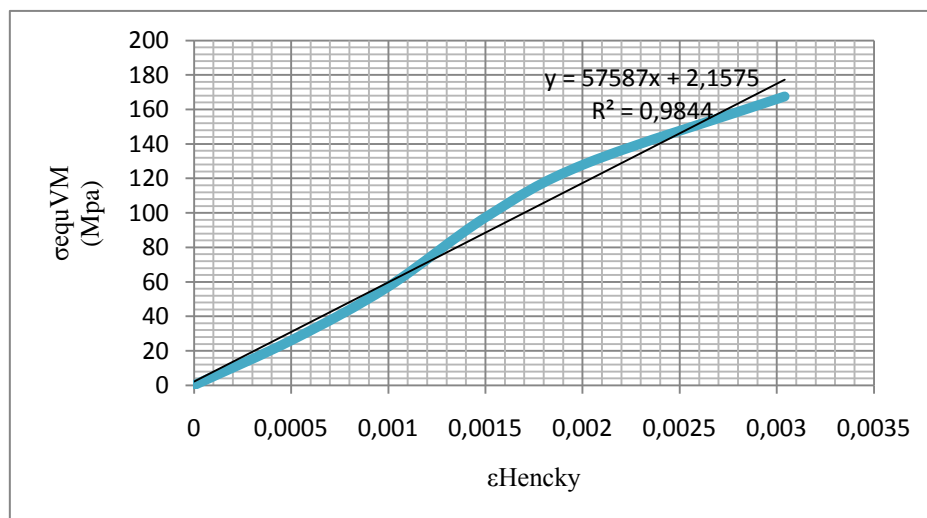


Fig. IV.5 : Premier essai à rupture

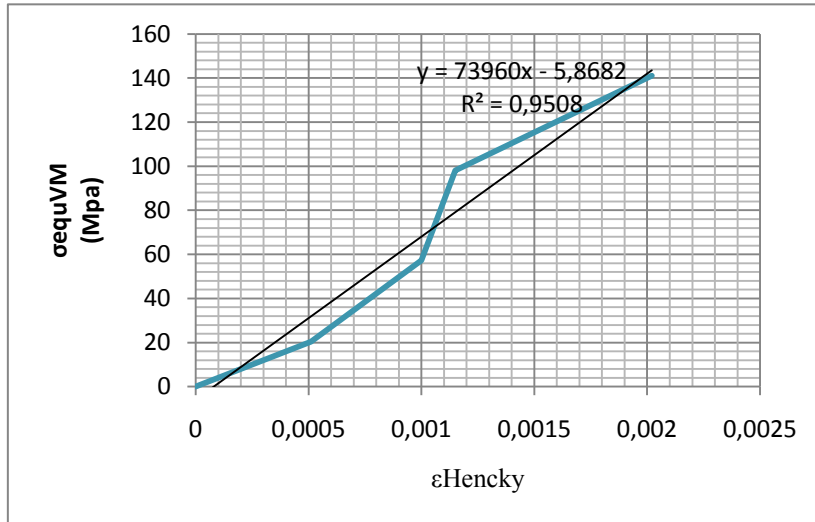


Fig. IV.6 : Zoom dans les petites déformations troisième essai à rupture

Pour calculer le module d'Young, nous prenons deux points quelconques de la courbe (figure IV.2 et figure IV.3) et nous appliquons la relation :

$$E = \frac{\sigma_{equ.VM2} - \sigma_{equ.VM1}}{\varepsilon_{Hencky2} - \varepsilon_{Hencky1}}$$

On constate que la valeur du module de Young E est comprise entre 59000 et 68000 Mpa.

$$\text{Soit : } E_{moyen} = 63000 \text{ MPa}$$

Pour les différents essais les courbes sont très voisines, les valeurs de E sont identiques pour ces différents essais.

Tab. IV.10 : Valeurs théoriques extraites de www.matweb.com

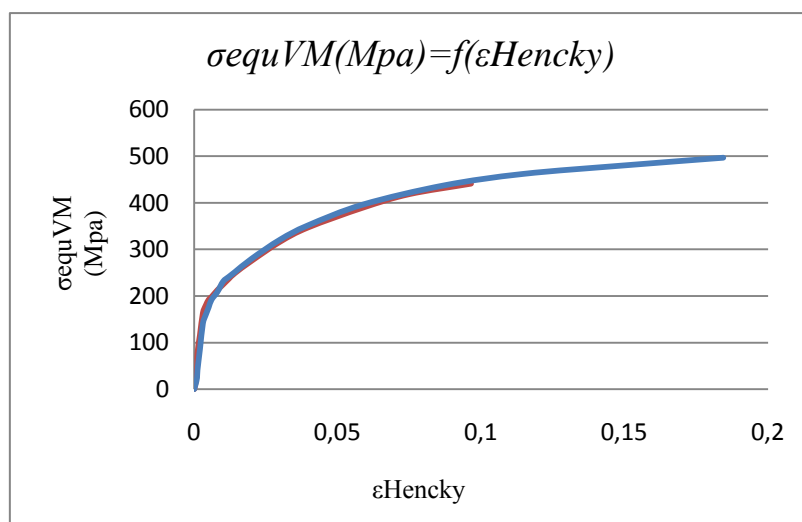
<i>Alliaged'aluminium</i> <i>AlSi8Cu3</i>	<i>valeurs</i>
<i>Dureté Brinell</i>	75
<i>Allongement</i>	$\geq 1.0 \%$
<i>Module d'Young</i>	70 GPa
<i>Coefficient de Poisson</i>	0.34
<i>Module de cisaillement</i>	26.0 GPa

La comparaison des valeurs des caractéristiques mécaniques déterminées expérimentalement aux valeurs indiquées dans la littérature montre que les modules de Young et de Coulomb sont assez proches. Ces caractéristiques sont déterminées en prenant deux points quelconques à partir des courbes IV.2 et IV.3, ce qui peut engendrer des écarts importants entre les valeurs. C'est la raison pour laquelle nous avons procédé au lissage de la courbe expérimentale. Les essais de traction permettront de déterminer avec plus de précision la valeur du module de Young.

Il est intéressant, en regardant les courbes ci-dessus, de voir la bonne répétabilité de l'essai de torsion. De plus, les trois premiers essais ont permis d'amener l'éprouvette jusqu'à la rupture et donc de déterminer le nombre de tours à effectuer pour réaliser les essais à 1/3 et 2/3 de rupture.

IV.2.5 Essai à 1/3 et à 2/3 de la rupture

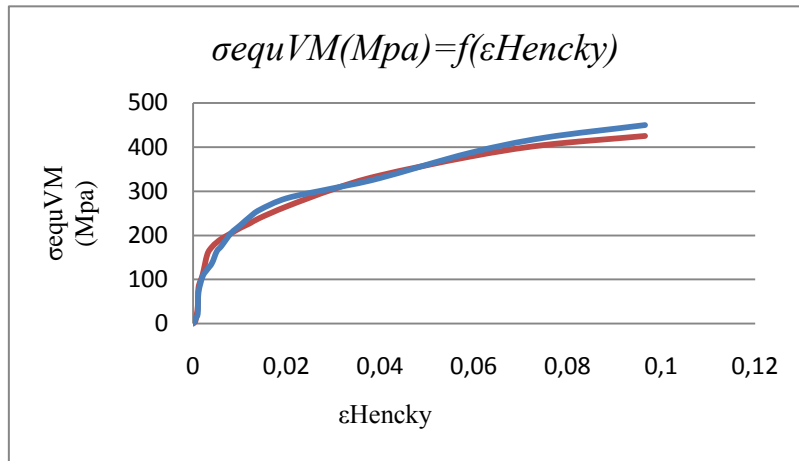
Les deux essais présentés ci-dessous correspondent à 1/3 et 2/3 de l'allongement à rupture soit 50 et 100 tours du volant à main.



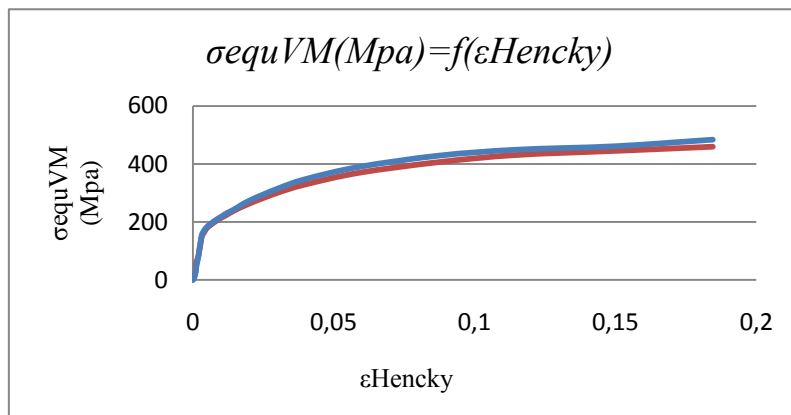
■ Deuxième essai à 1/3 de la rupture ■ Deuxième essai à 2/3 de la rupture

Fig. 7 : Essai de torsion à 1/3 et à 2/3 de la rupture

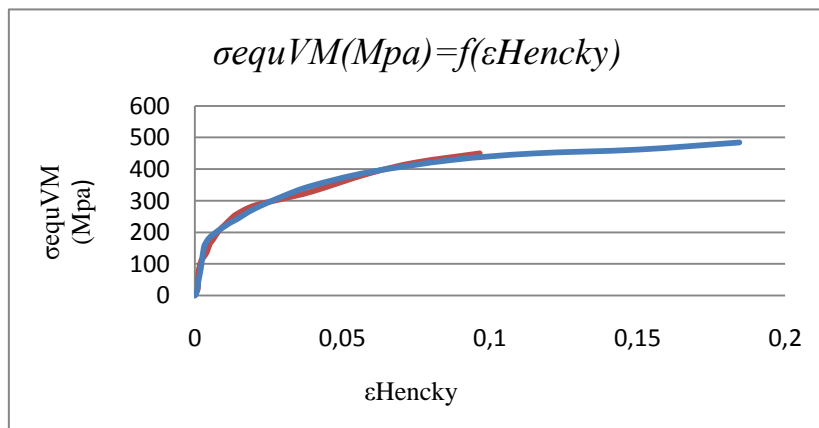
Comme pour les deux premiers essais, on constate une bonne répétabilité.



■ Premier essai à 1/3 de la rupture ■ Troisième essai à 1/3 de la rupture



■ Troisième essai à 2/3 de la rupture ■ Premier essai à 2/3 de la rupture



■ Troisième essai à 2/3 de la rupture ■ Premier essai 1/3 à rupture

Fig. 8 : Superposition des courbes des essais de torsion à 1/3 et à 2/3 de la rupture

On constate une parfaite superposition des courbes des essais de torsion.

Si l'on examine la forme de la courbe de contrainte en fonction de la déformation, on peut voir que celle-ci varie jusqu'à l'apparition de la rupture. On ne peut donc pas prédire la forme de la courbe pour des déformations plus importantes. Pour essayer d'atteindre des déformations plus importantes, les éprouvettes de torsion vont être polies afin de minimiser au maximum les défauts de surface pouvant causer la rupture prématurée de l'éprouvette.

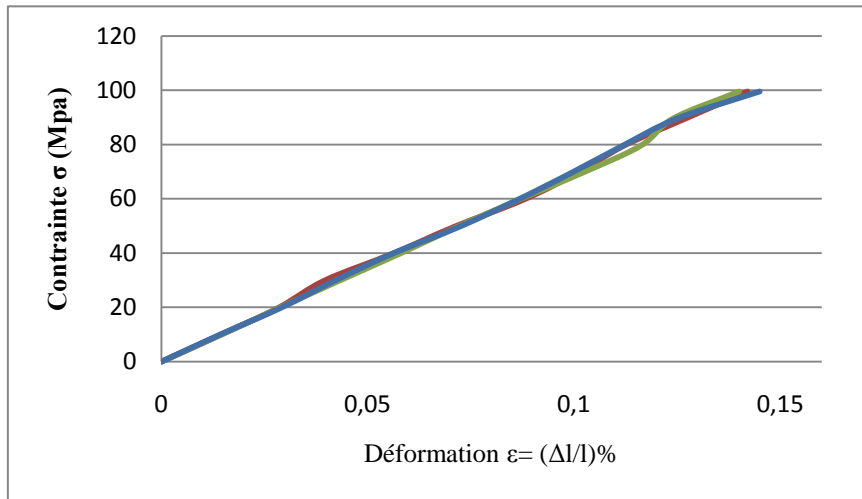
IV.3 Essai de traction

IV.3.1 Introduction:

Comme nous l'avons constaté dans les essais de torsion, il est impossible de déterminer avec précision le module de Young du matériau sans réaliser un essai de traction dans le domaine élastique. Cette mesure a donc été réalisée sur une machine de traction (Oehlgass, presse universelle MP 12 MODULEZ₁) capable de réaliser des essais sur des éprouvettes cylindriques.

Tab. IV.11 : Evolution de la Contraintes en fonction de la déformations

Force appliquée F(N)	Contrainte σ (Mpa)	Allongement ΔL (mm)			Déformation $\varepsilon = \frac{\Delta L}{L}$ (%)		
		Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 1	Essai 2	Essai 3
0	0	0	0	0	0	0	0
500	9,95	0,006	0,0065	0,0063	0,01333	0,0144	0,014
1000	19,90	0,0128	0,0129	0,0130	0,0284	0,0286	0,029
1500	29,86	0,0177	0,0194	0,0189	0,039	0,043	0,042
2000	39,81	0,0252	0,0260	0,0252	0,056	0,058	0,056
2500	49,76	0,0319	0,0323	0,0325	0,071	0,072	0,072
3000	59,71	0,0395	0,0390	0,0389	0,089	0,087	0,086
3500	69,67	0,0454	0,0459	0,0447	0,101	0,102	0,099
4000	79,62	0,0504	0,0523	0,051	0,112	0,116	0,112
4500	89,57	0,0571	0,0558	0,0562	0,127	0,124	0,125
5000	99,52	0,0639	0,0630	0,0652	0,142	0,140	0,145



■ Premier essai ■ Deuxième essai ■ Troisième essai

Fig. 9 : Diagramme de torsion dans la zone élastique

Tab. IV.12 : Mesure du module de Young

Numéro d'essai	Module de Young (MPa)
Essai 1	68610
Essai 2	67777
Essai 3	68993
Moyenne	68460

L'erreur sur la valeur pour l'alliage d'aluminium (70 GPa) indiquée par la littérature est de 2,2%.

IV.4. Test de dureté

IV.4.1 Introduction

La dureté est un paramètre permettant de caractériser les matériaux. Il existe plusieurs manières de déterminer la dureté d'un matériau dont certaines font l'objet de normes précises.

La dureté Vickers a été conçue dans les années 1920 par les ingénieurs de la société Vickers en Angleterre. Elle est caractérisée par l'empreinte faite par un indenteur sous une charge donnée. L'indenteur a la forme d'une pyramide en diamant à base carrée dont les faces opposées font un angle de 136°.

Le tableau IV.1 Présente l'évaluation de la dureté HV au centre et à la périphérie des éprouvettes en fonction du pourcentage de déformation.

Tab. IV.13 : Evaluation de la dureté en fonction de pourcentage de déformation

Type d'éprouvette	Eprouvette 0%	Eprouvette 33%	Eprouvette 66%	Eprouvette à rupture					
<i>Centre</i>	Essai 1	79,88	81,00	96,90	99,40	86,54	112,75	86,94	80,46
	Essai 2	82,5	81,75	74,98	79,24	72,19	93,37	94,77	82,62
	Essai 3	79,88	80,25	101,11	98,83	84,90	104,01	99,63	114,21
<i>Moyenne centre</i>		80,88	90,08	92,29	93,11				
<i>Périphérie</i>	Essai 1	79,88	81,00	100,77	94,99	79,36	117,20	94,89	96,12
	Essai 2	82,5	81,75	98,26	87,70	85,75	108,11	102,55	98,10
	Essai 3	79,88	80,25	92,48	102,03	106,63	88,21	99,33	91,92
<i>Moyenne périphérie</i>		80,88	96,04	97,54	97,15				
<i>Moyenne totale</i>		80,88	93,08	95,23	95,13				

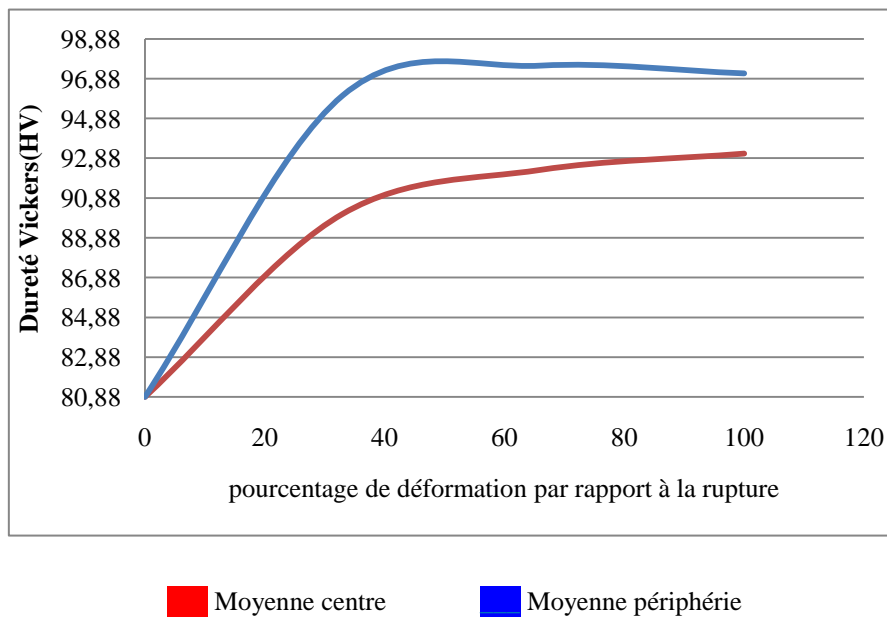


Fig. IV.10 : Evolution de dureté HV en fonction de pourcentage de déformation

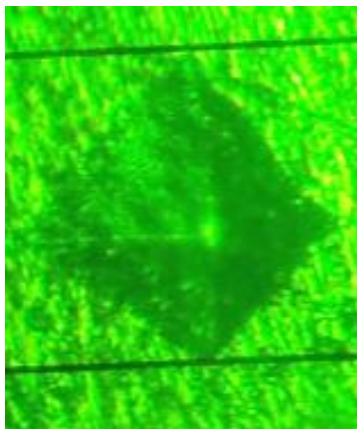


Fig. IV.11 : Empreinte de test de dureté HV

Il est intéressant de voir l'augmentation rapide de la dureté lors du début de la déformation avec une rapide stabilisation.

De plus, on constate un niveau de dureté différent entre le centre et la périphérie de l'éprouvette. Ceci s'explique facilement par un niveau d'écrouissage supérieur sur la périphérie lors de l'essai de torsion.

Enfin, on peut constater une saturation de la dureté au niveau de la périphérie avec une baisse de la dureté alors que la dureté continue à croître au centre de l'éprouvette. Ceci est donc semblable à la variation du module de Young constatée dans le paragraphe précédent. Ceci confirme donc le début de la détérioration du matériau et la coalescence des cavités faisant diminuer les caractéristiques mécaniques.

IV.5. Etude métallographique

Les études métallographiques ne seront faites que sur les éprouvettes recuites avec 33%, 66% et 100% d'allongement par rapport à l'allongement à rupture.

IV.5.1 Epreuve recuite déformée à 33% par rapport à l'allongement à rupture



Fig. IV.12a : Epreuve recuite déformée à 33% (centre zoom X40)

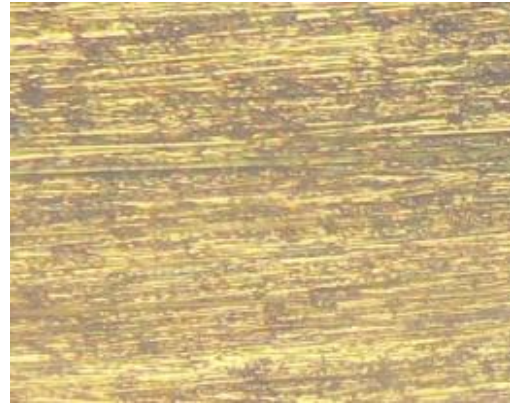


Fig. IV.13 : Epreuve recuite déformée à 33% (périphérie zoom X40)

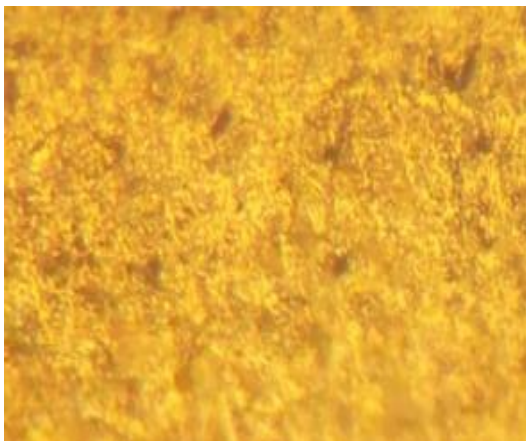


Fig. IV.12b : Epreuve recuite déformée à 33% (centre zoom X40)



Fig. IV.12c : Epreuve recuite déformée à 33% (centre zoom X100)

Les figures IV.12 et IV.13, représentant l'état métallographique d'une éprouvette de torsion recuite et déformées à 33% par rapport à l'allongement à rupture, elles montrent une non homogénéité de la taille de grains. Si on analyse la figure IV.12, on devine facilement les grains alors que sur la figure IV.13, aucun grain n'est dissociable.

IV.5.2 Epreuve recuite non déformée

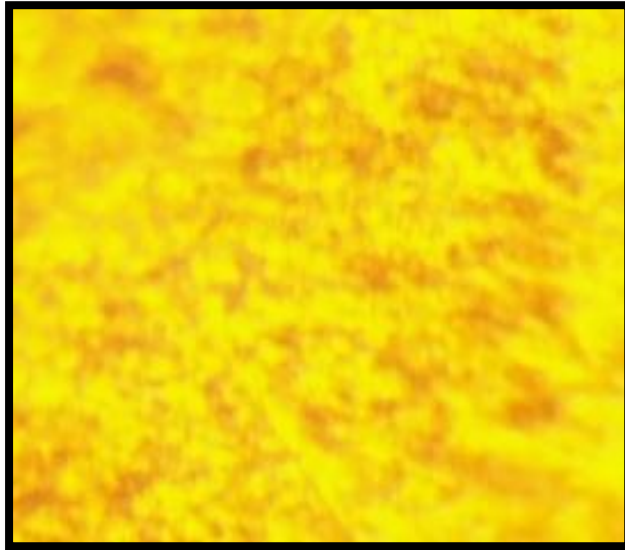


Fig. IV. 14 : Epreuve recuite non déformée (centre zoom X40)

La figure IV.14 est l'état métallographique sans déformation de l'éprouvette. La taille des grains est significativement plus grande.

Si on analyse avec plus d'attention la figure IV.13, on peut distinguer, à la périphérie de l'éprouvette, l'écoulement du matériau causé lors de l'essai de torsion.

IV.5.3 Epreuve recuite déformé à 66% par rapport à l'allongement

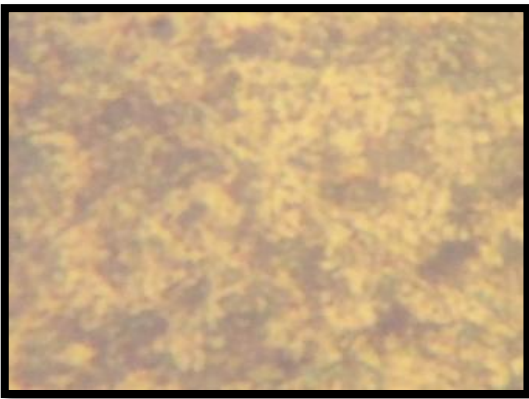


Fig. IV.15a : Epreuve recuite déformée à 66%(centre zoom X100)



Fig. IV.16 : Epreuve recuite déformée à 66% (périphérie zoom X40)

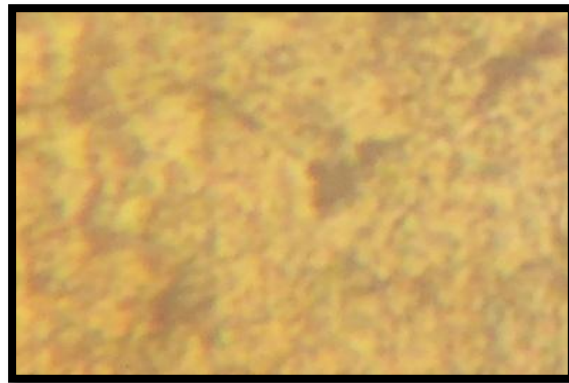


Fig. IV.15b : Epreuve recuite déformée à 66% (centre zoom X100)

L'augmentation de la déformation sur l'éprouvette engendre une diminution de la taille des grains.

On a pu constater que cette déformation avait entraîné une diminution de la valeur du module de Young, causé par le début de la coalescence des cavités. (Figures IV.15 et IV.16).

IV.5.4 Epreuve recuite déformé jusqu'à rupture

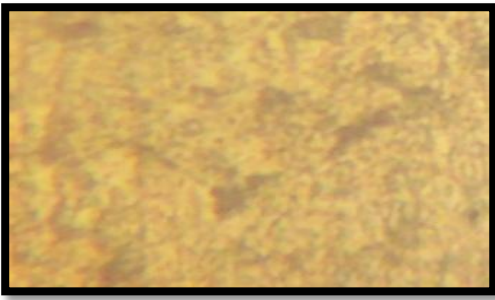


Fig. IV.17a : Epreuve recuite déformée à rupture (périphérie zoom X10)

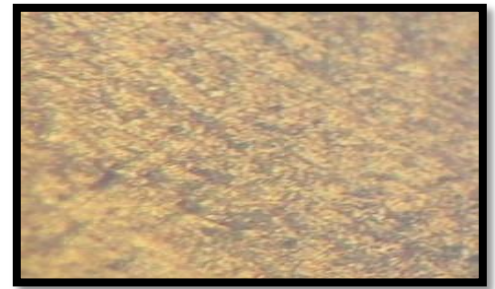


Fig. IV.18a : Epreuve recuite déformée à rupture (périphérie zoom X10)

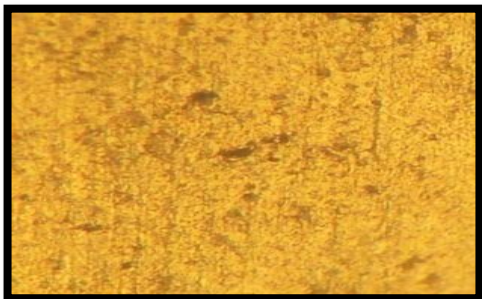


Fig. IV.17b : Epreuve recuite déformée à rupture (centre zoom X10)

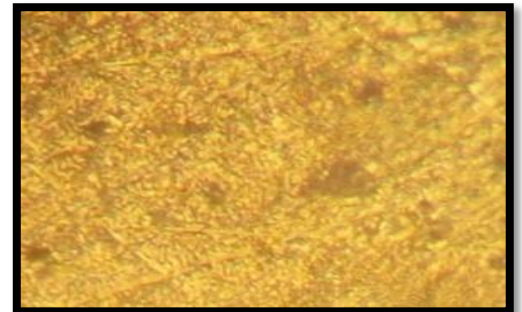


Fig. IV.18b : Epreuve recuite déformée à rupture (périphérie zoom X10)

On constate qu'il n'y a pas de changement notable entre la métallographie d'une éprouvette déformée à 66% de son allongement à rupture et la métallographie d'une éprouvette à rupture. (Figure IV.17 et IV.18)

IV.6. Détermination du coefficient d'érouissage et du coefficient de résistance

L'essai de traction est souvent choisi comme essai de référence pour établir la courbe d'érouissage reliant l'évolution de la limite élastique σ_0 à la variable interne d'érouissage (la déformation équivalente plastique ε_p).

On approche les courbes par des fonctions analytiques qui peuvent prendre plusieurs formes :

- Loi d'érouissage d'Hollomon

$$\sigma = K(\varepsilon_p)^n$$

- Loi d'érouissage de Krupkowski

$$\sigma = K(\varepsilon_0 + \varepsilon_p)^n$$

- Loi d'érouissage de Ludwick

$$\sigma = \sigma_0 + K(\varepsilon_p)^n$$

- Loi d'érouissage de Voce

$$\sigma = \sigma_0 + \sigma_s[1 - \exp(-\varepsilon_p/\varepsilon_0)]$$

Bien que la première loi Hollomon a l'avantage d'être la plus simple. Elle présente toutefois une certaine limitation dans la description de la courbe d'érouissage pour les faibles déformations.

$$\sigma = K(\varepsilon_p)^n$$

Le paramètre n représente le coefficient d'érouissage, il rend compte de la capacité du matériau à se déformer plastiquement. Le paramètre K représente le coefficient de résistance du matériau (exprimé en Mpa)

IV.6.1 Premier essai à rupture

Tab. 14: Les Valeurs de $\ln(\sigma)$ en fonction de $\ln(\varepsilon)$

$\ln \varepsilon_{Hencky}$	$\ln \sigma_{equVM} (Mpa)$
-5,11	5,37
-4,82	5,42
-4,6	5,47
-4,42	5,54
-4,25	5,59
-3,91	5,68
-3,51	5,82
-3,23	5,92
-2,83	6,03
-2,44	6,13
-2,17	6,19
-1,79	6,23

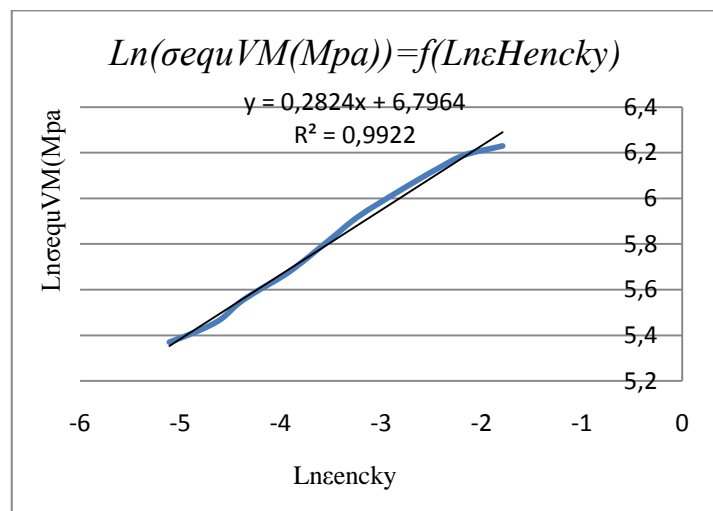


Fig. 19 : Transformation de la courbe Contraintes-déformations en $\ln(\sigma) - \ln(\varepsilon)$

Soit: $Ln(\sigma) = Ln(K) + n.Ln(\epsilon_p)$

Soit l'équation de la droite obtenue :

$$Ln(\sigma) = 6,796 + 0,282n(\epsilon_p)$$

Et

$$Ln(K) = 6,796$$

D'où

$$K = 894,26MPa \quad \text{et} \quad n = 0,28$$

IV.6.2 Deuxième essai à rupture

Tab. 15: Les Valeurs de $ln(\sigma)$ en fonction de $ln(\epsilon)$

$Ln\epsilon_{Hencky}$	$Ln\sigma_{equVM}(Mpa)$
-5,8	5,17
-5,51	5,27
-5,29	5,33
-5,11	5,37
-4,82	5,43
-4,6	5,49
-4,42	5,54
-4,25	5,6
-3,91	5,7
-3,51	5,83
-3,23	5,92
-2,83	6,04
-2,44	6,13
-2,17	6,15
-1,79	6,24
-1,53	6,27
-1,33	6,28

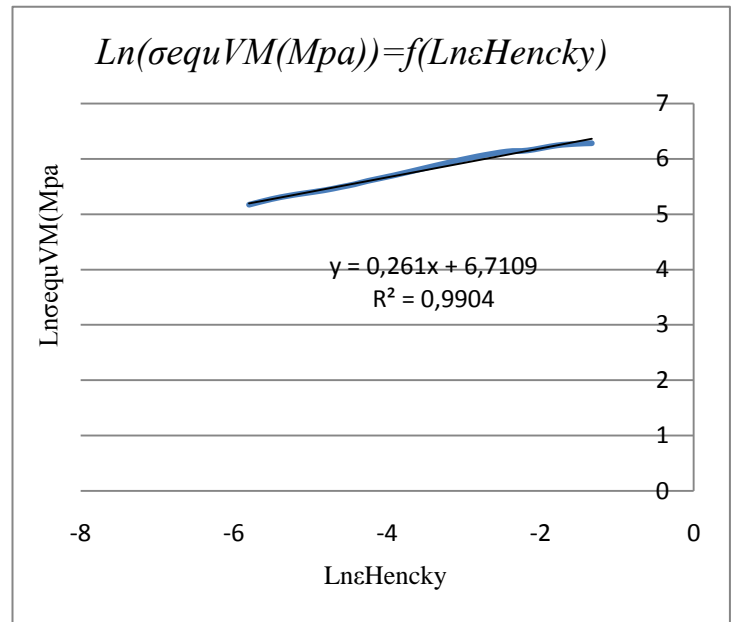


Fig. 20 : Transformation de la courbe

Contraintes déformations en $ln(\sigma) - ln(\epsilon)$

De même on trouve après calcul:

$$K = 820,57MPa$$

$$n = 0,261$$

Tab. 16: valeurs du coefficient d'écroûissage et du coefficient de résistance

	<i>K</i>	<i>n</i>
Premier essai à rupture	894,26MPa	0,282
Deuxième essai à rupture	820,57MPa	0,261

Nous constatons que les valeurs du coefficient d'écroûissage et du coefficient de résistance sont très proches pour les deux premiers essais à rupture.

IV.7. Conclusion

Les essais réalisés sont très concluants pour la suite du projet.

La déformation totale n'est cependant pas assez importante pour conclure quant à l'évolution de la courbe de plasticité pour des déformations supérieures à 150%.

Pour essayer d'atteindre des valeurs de déformation supérieures à 200%, un polissage des éprouvettes de torsion va donc être réalisé afin de supprimer tout les défauts surfaciques créés lors de l'usinage par exemple et diminuer les concentrations de contraintes à l'origine de l'apparition de fissuration. Pour augmenter la plage de la zone plastique il est souhaitable d'envisager de procéder à des essais de torsion avec des éprouvettes polies sur la surface cylindrique.

Chapitre V

Simulation numérique

- V.1. Introduction et présentation de l'outil Abaqus
- V.2. Simulation de l'essai de traction
 - V.2.1. Simulation avec un élément de maillage égale à 5
 - V.2.2. Contrainte équivalente de Von Mises
- V.3. Simulation de l'essai de torsion
- V.4. Conclusion

V.1. Introduction et Présentation de l'outil Abaqus

ABAQUS a été développé par Hibbit, Karlsson & Sorensen (HKS) (devenue ABAQUS, Inc depuis) depuis le début de la théorie des éléments finis et a été amélioré au fur et à mesure pour intégrer toutes les nouveautés de la théorie et des besoins de l'entreprise. ABAQUS est avant tout un logiciel de simulation par éléments finis de problèmes très variés en mécanique. Il est connu et répandu, en particulier pour ses traitements performants de problèmes non-linéaires.

A partir d'un fichier de données (caractérisé par le suffixe .inp), qui décrit l'ensemble du problème mécanique, le logiciel analyse les données, effectue les simulations demandées et fournit les résultats dans un fichier .odb. Deux tâches restent à accomplir : générer le fichier de données et exploiter les résultats contenus dans le fichier .odb (ou post traitement). La structure du fichier de données peut se révéler rapidement complexe : elle doit contenir toutes les définitions géométriques, les descriptions des maillages, des matériaux, des chargements, etc..., suivant une syntaxe précise. Il faut savoir que le pré traitement et le post traitement peuvent être effectués par d'autres logiciels. ABAQUS propose le module ABAQUS CAE, interface graphique qui permet de gérer l'ensemble des opérations liées à la modélisation :

- La génération du fichier de données,
- Le lancement du calcul proprement dit,
- L'exploitation des résultats.

V.2. Simulation de l'essai de traction

V.2.1. Simulation avec un élément de maillage égal à 5

Une éprouvette a les dimensions : longueur totale $L=145\text{mm}$, longueur entre repères $l=45\text{mm}$, diamètre $d = 8\text{mm}$. Il faut indiquer les propriétés d'élasticité du matériau, ici le module d'Young et le coefficient de Poisson, respectivement à $70\,000\text{ Mpa}$ et à 0.34 .

- Taille de l'élément de maillage : 5
- Charges appliquées : De 500 à 5000N avec un pas de 500N

Dans la simulation numérique nous avons appliqué directement les contraintes σ_i

$$\text{Avec } \sigma_i = \frac{F_i}{S} = \frac{4F_i}{\pi d^2}$$

Les résultats en rouge sur la figure V.1 sont les allongements ΔL_i avec

$$\varepsilon_i = \Delta L_i / l, \quad \text{où } F_i, \sigma_i, \Delta L_i \text{ et } \varepsilon_i \text{ sont représentés dans le tableau V.1}$$

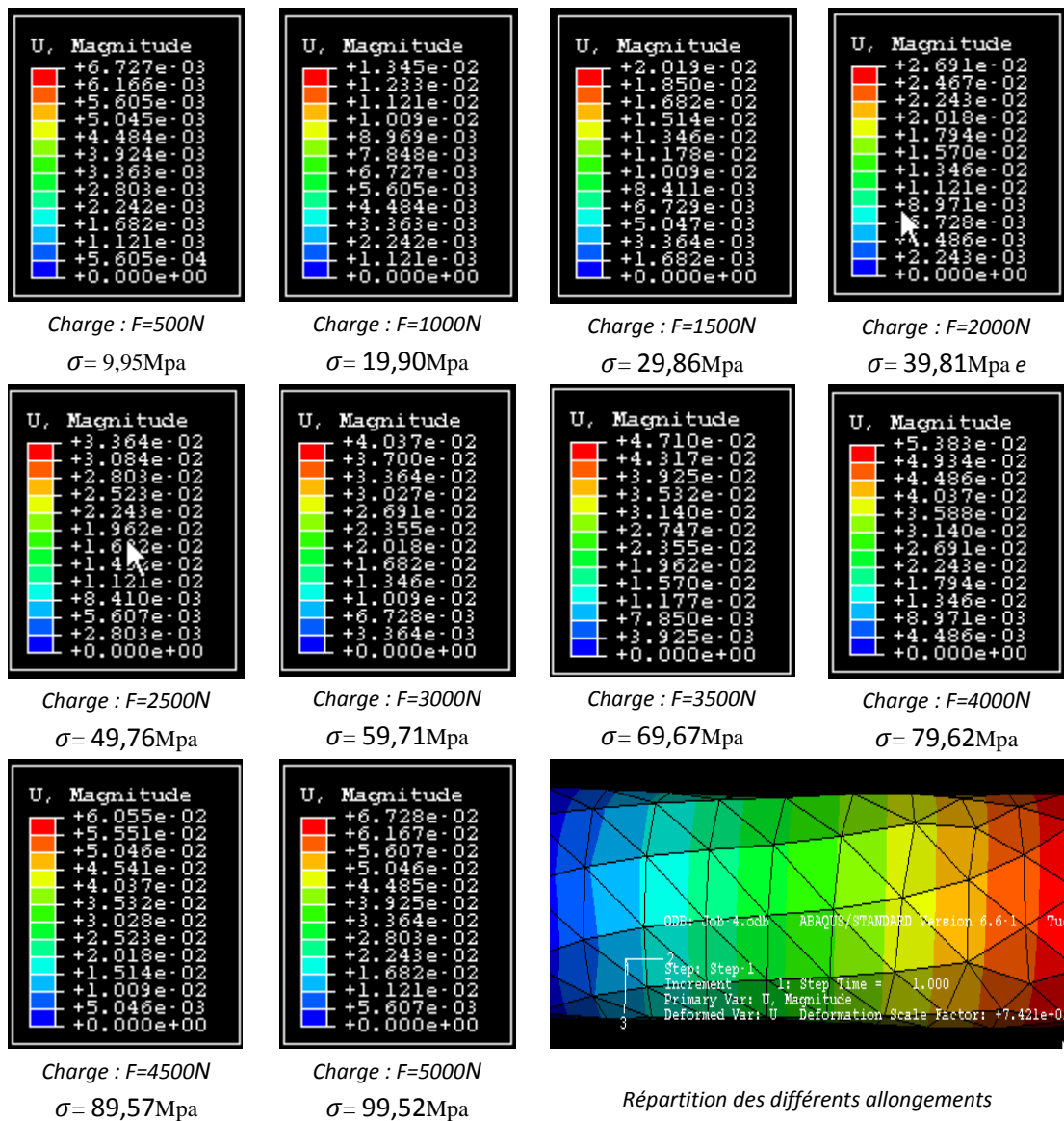


Fig. V.1: Application de différentes charges avec la taille de l'élément de maillage égale à 5

Tableau V.1: Contraintes-déformations traités par Abaqus

<i>Force appliquée</i> $F(N)$	<i>Contrainte</i> $\sigma(Mpa)$	<i>Élément de maillage $l=5$</i>	
		$\Delta L(\%)$	<i>Déformation</i> $\varepsilon = \frac{\Delta l}{l}(\%)$
0	0	0	0
500	9,95	0,6727	0,01495
1000	19,90	1,345	0,02989
1500	29,86	2,019	0,044867
2000	39,81	2,691	0,0598
2500	49,76	3,364	0,07476
3000	59,71	4,037	0,08971
3500	69,67	4,710	0,10467
4000	79,62	5,383	0,11962
4500	89,57	6,055	0,13456
5000	99,52	6,728	0,14951

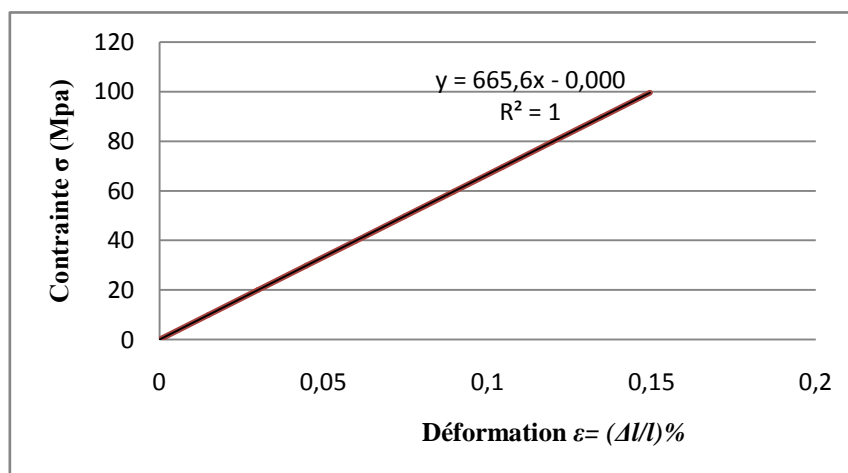


Fig. V.2: Courbe des résultats traités par Abaqus $L=5$

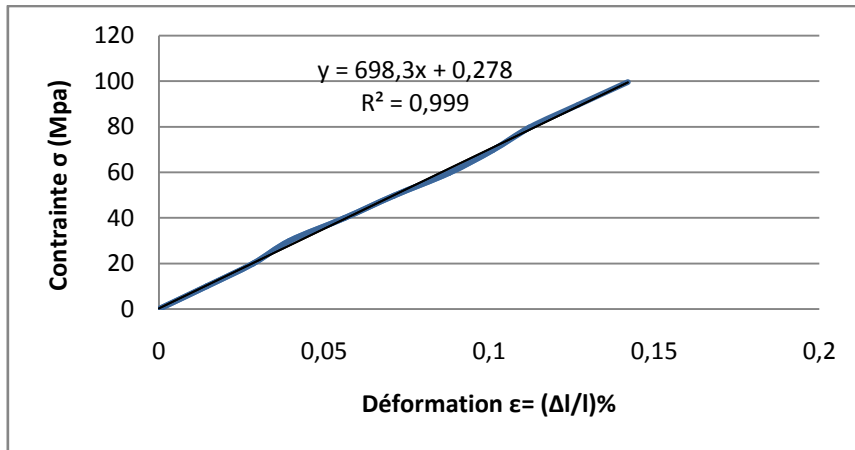


Fig. V.3: Courbe des résultats expérimentaux (Premier essai)

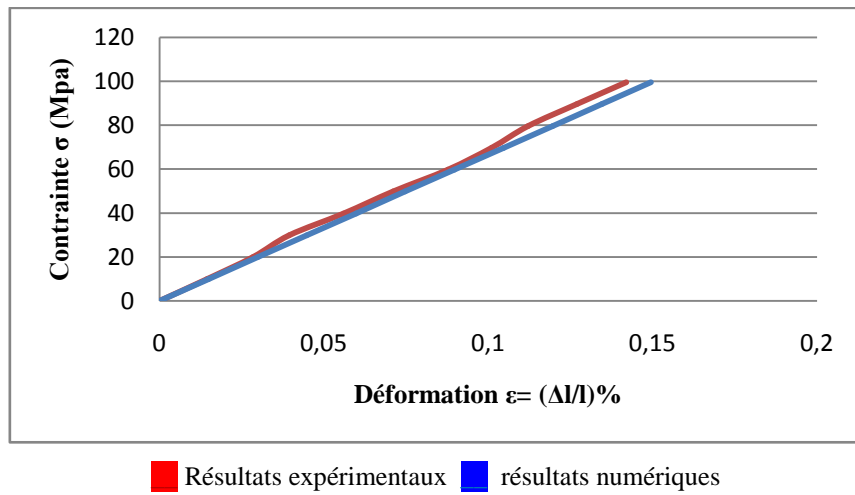


Fig. V.4: Diagrammes de traction

L'erreur sur la valeur du module de Young trouvée expérimentalement, 68460 MPa, par rapport à la valeur obtenue par simulation numérique, 66560Mpa, est de 2,78 %. (Tableau .1)

V.2.2 Contrainte équivalente de Von Mises

Sur la même éprouvette on exerce une pression de 50 MPa.

- Contraintes non nulles suivant Y :

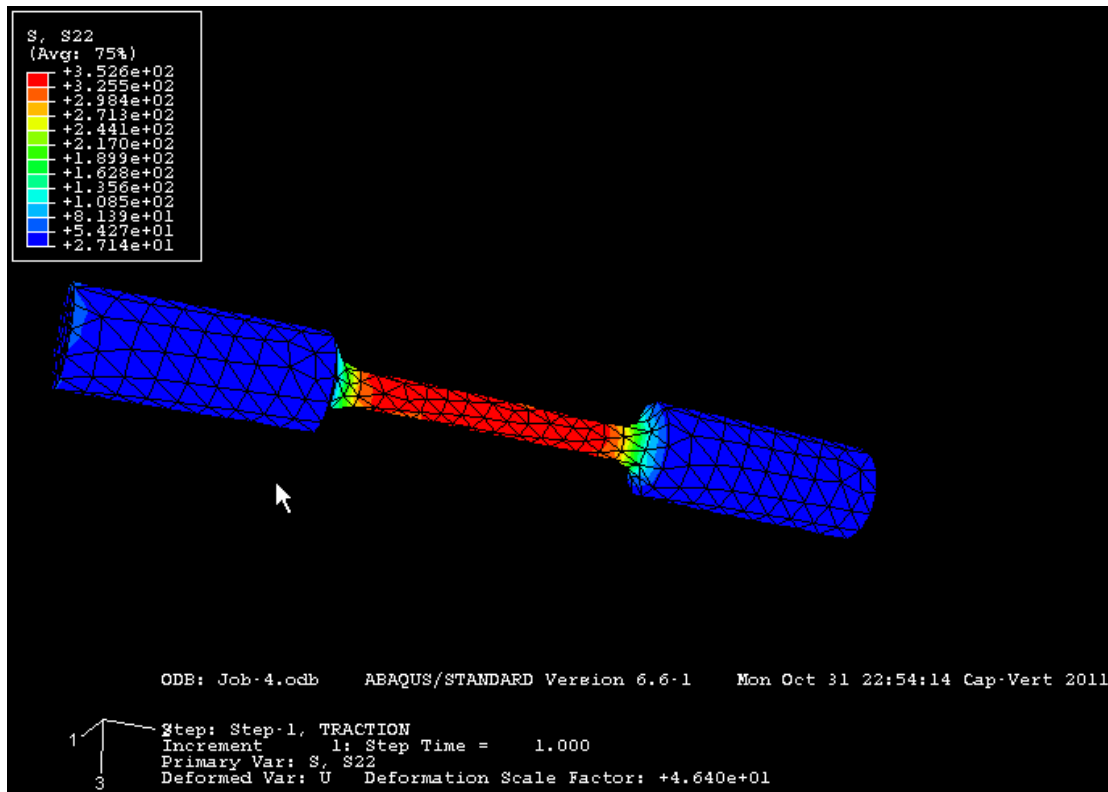


Fig. V.5: Contrainte σ_{yy}

- Contraintes nulles suivant x et z :

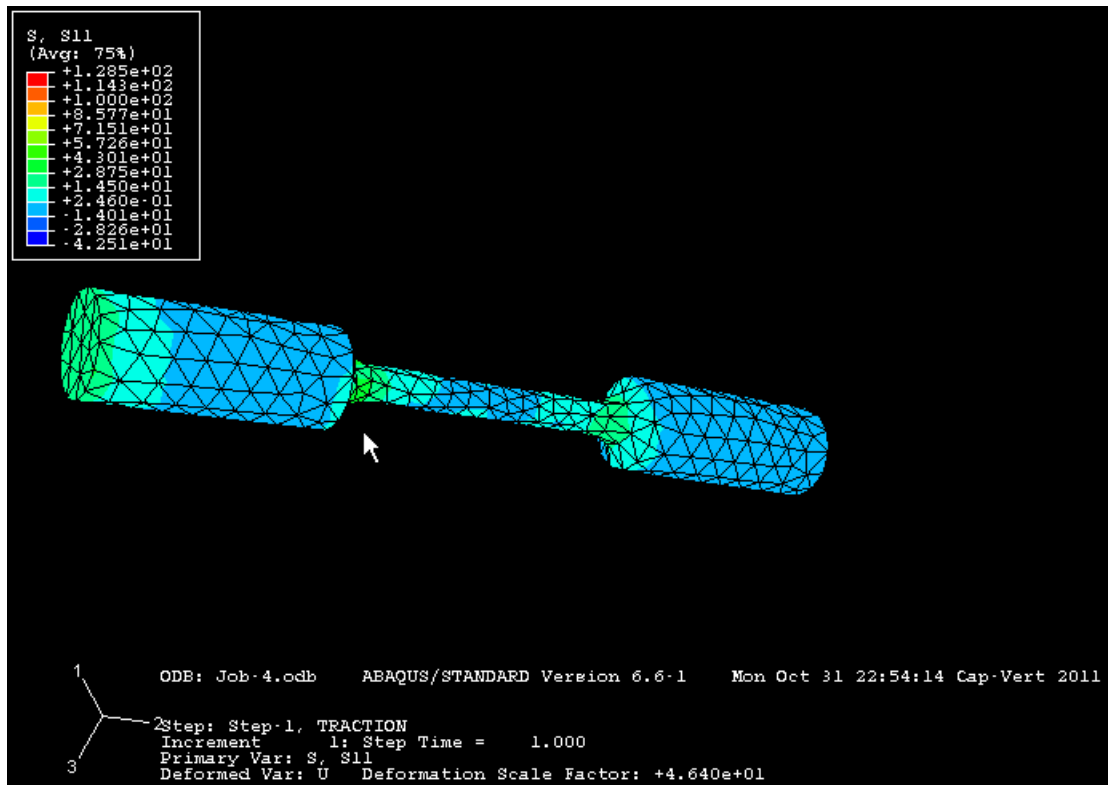


Fig. V.6: Contrainte σ_{xx}

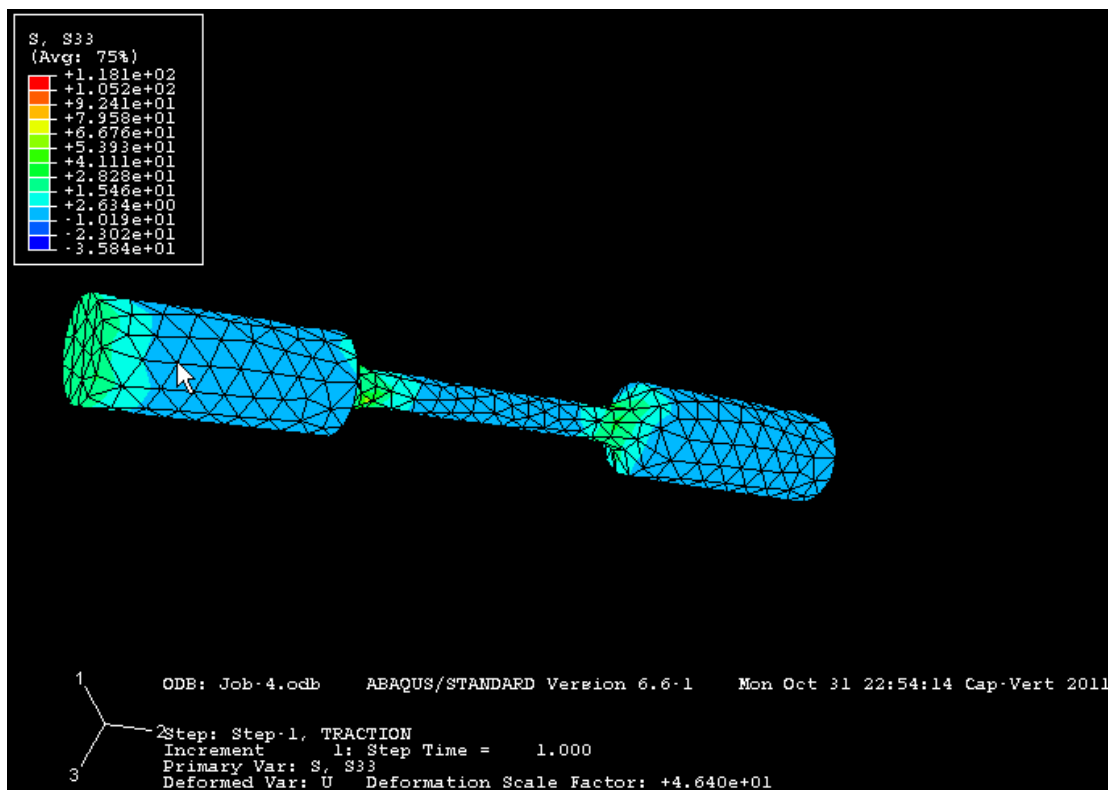


Fig. V.7: Contrainte σ_{zz}

L'analyse des contraintes suivant les trois directions montre que dans la direction xx les contraintes ne sont pas nulles, contrairement aux autres directions. Mais cela n'est vrai que

dans la zone centrale de la pièce. On remarque aussi que dans cette zone, la répartition de contraintes est uniforme.

$$\tilde{\sigma} = \begin{pmatrix} \sigma_{XX} & \sigma_{XY} & 0 \\ \sigma_{XY} & \sigma_{YY} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

- $\sigma_{YY} = 352,6 \text{ MPa}$
- $\sigma_{XY} = 0$
- $\sigma_{XX} = 0$

Donc :

$$\tilde{\sigma} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{YY} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

Ce qui confirme bien que l'éprouvette est sollicitée en traction.

Théoriquement la Contrainte équivalente de Von Mises est :

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2}{2} + \frac{(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2}{2} + \frac{(\sigma_{xx} - \sigma_{zz})^2}{2} + 3(\sigma_{xy}^2 + \sigma_{xz}^2 + \sigma_{yz}^2)}$$

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{(\sigma_{yy})^2}{2} + \frac{(\sigma_{yy})^2}{2}} = 352,6 \text{ MPa, voir figure V.8, V.9 et V.10}$$

Le calcul numérique nous donne : $\sigma_{eq} = 343,3 \text{ MPa}$, figure V.8

Cette légère différence s'explique par le fait que le maillage n'est pas assez fin.

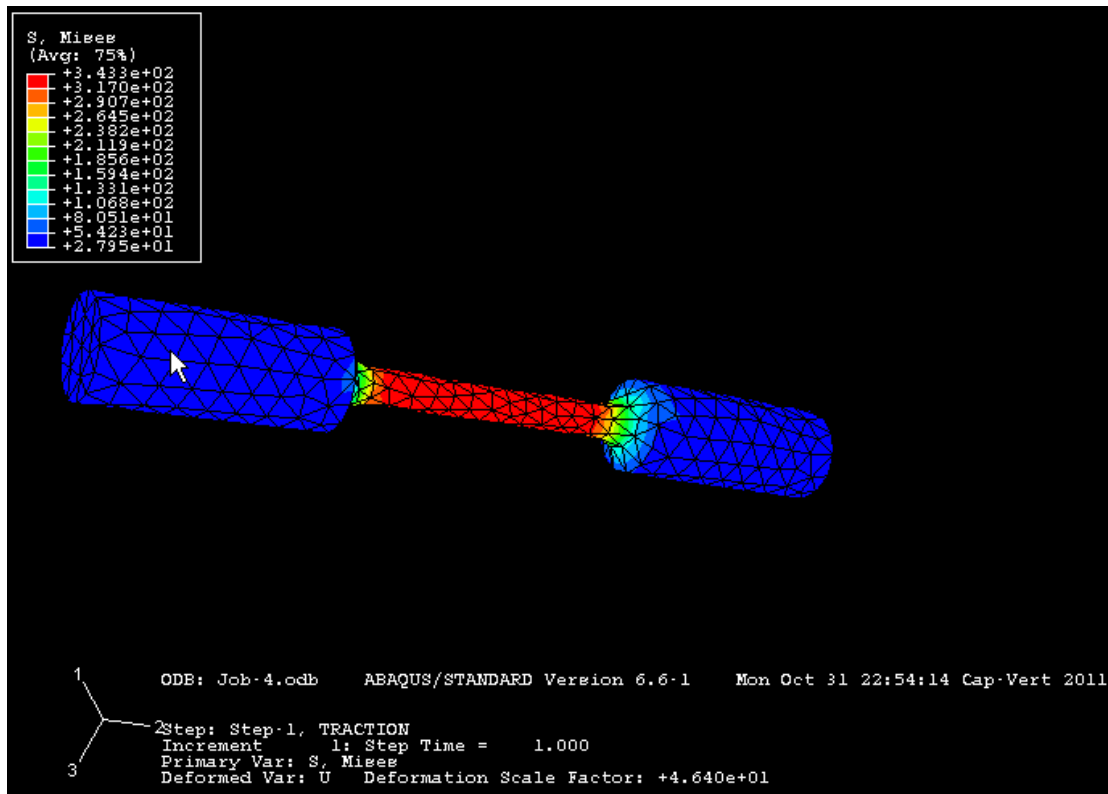


Fig. V.8: Contrainte de Von Mises

V.3. Simulation de l'essai de torsion

- Matériau : éprouvette en alliage d'aluminium de nuance AlSi8Cu3:
Diamètre $\Phi = 6$ mm longueur totale $L = 115$ mm, longueur $l = 75$ mm.
Avec $E=70000$ Mpa, $\nu = 0,34$ (Figure V.9)
- Taille de l'élément de maillage : 5

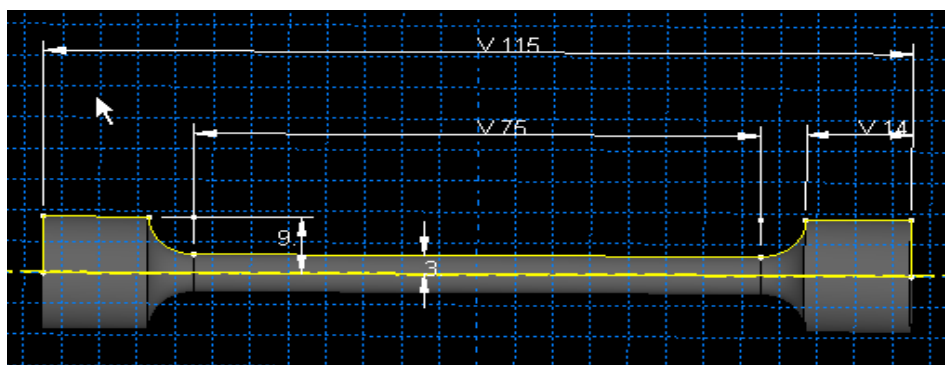
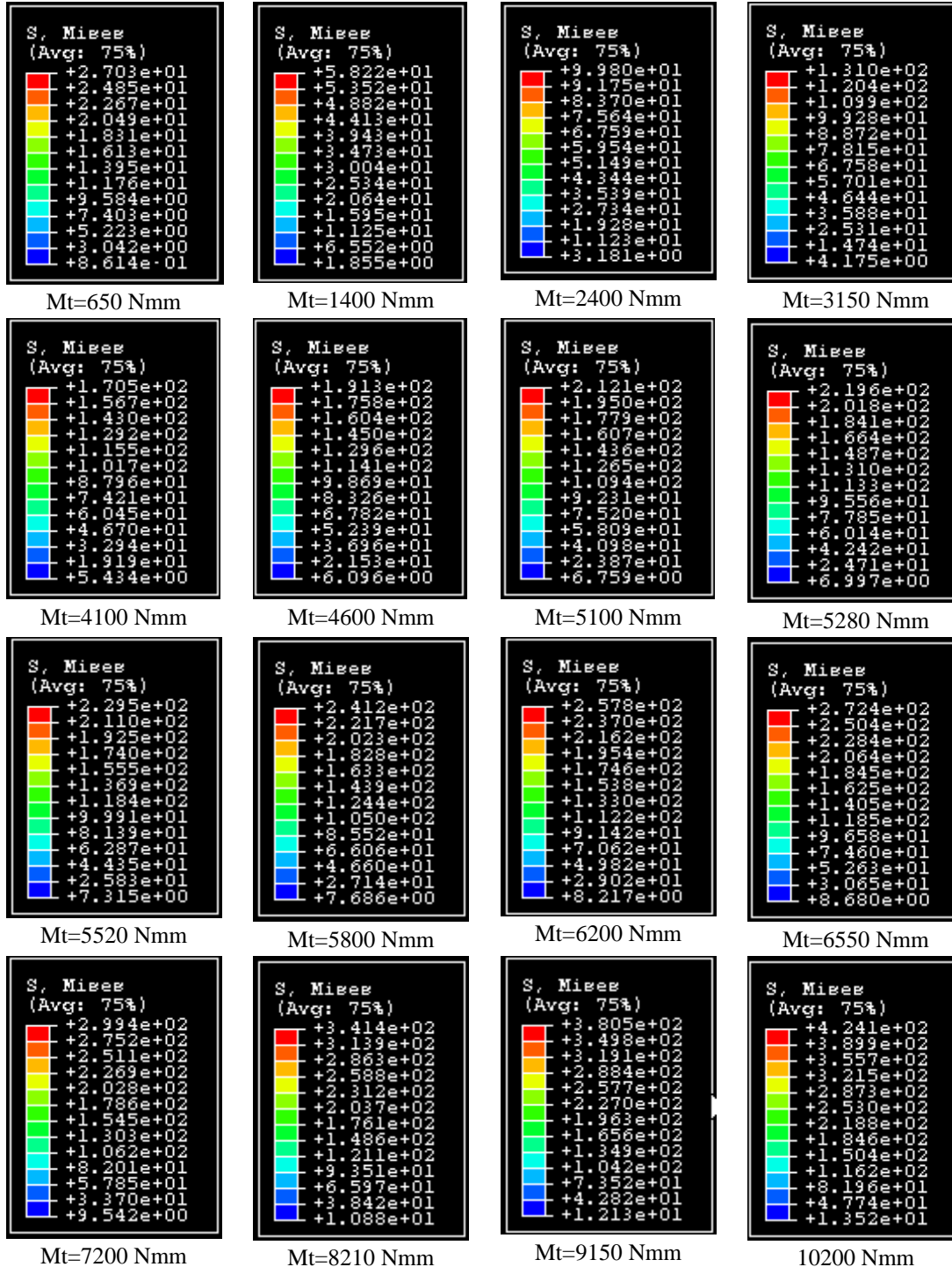


Fig. V.9: Epreuve de torsion

– Contraintes équivalente de Von Mises

En appliquant des charges indiquées dans le tableau V.2, nous avons les résultats de la Figure V.10



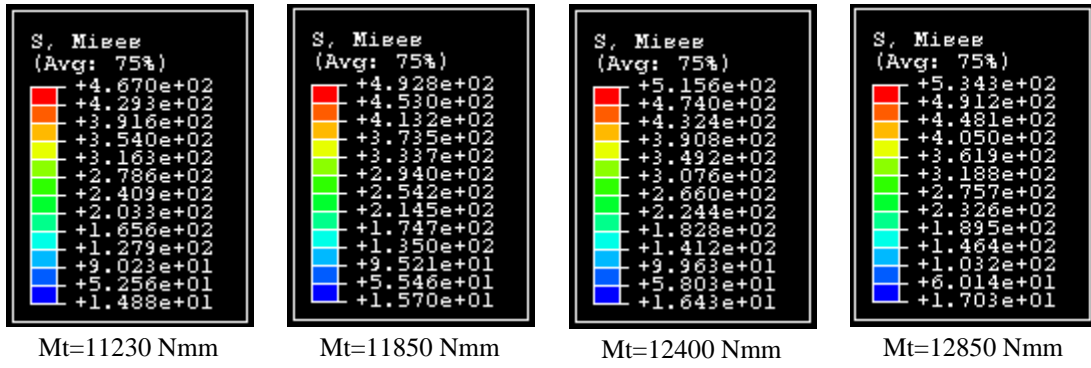


Fig. V.10: Contraintes de Von Mises traité par Abaqus

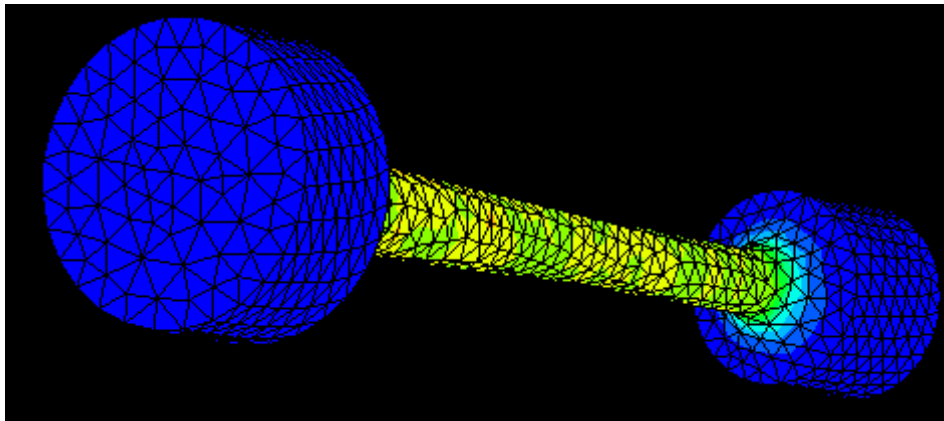


Fig. V.11: Répartition des contraintes

Tab. V.2: Contraintes équivalente de Von Mises

ϵ_{Hencky}	Couple de torsion (N.mm)	$\sigma_{\text{equ VM}}(\text{Mpa})$	
		Théorique	numérique
0	0	0	0
0,00051	650	26,57	27,03
0,001	1400	57,23	58,22
0,00151	2400	98,10	99,80
0,00202	3150	128,76	131,00
0,00304	4100	167,59	170,5
0,00404	4600	188,03	191,3
0,00506	5100	208,45	212,1
0,00606	5280	215,83	219,6
0,00807	5520	225,63	229,5
0,01008	5800	237,08	241,2
0,01208	6200	253,43	257,8
0,0142	6550	267,74	272,4
0,02005	7200	294,31	299,4
0,02994	8210	335,60	341,4
0,03971	9150	374,02	380,5
0,059	10200	416,94	424,1
0,08725	11230	459,15	467,0
0,11472	11850	484,39	492,8
0,16732	12400	506,87	515,6
0,21761	12850	525,26	534,3
0,25754	12850	525,26	534,3

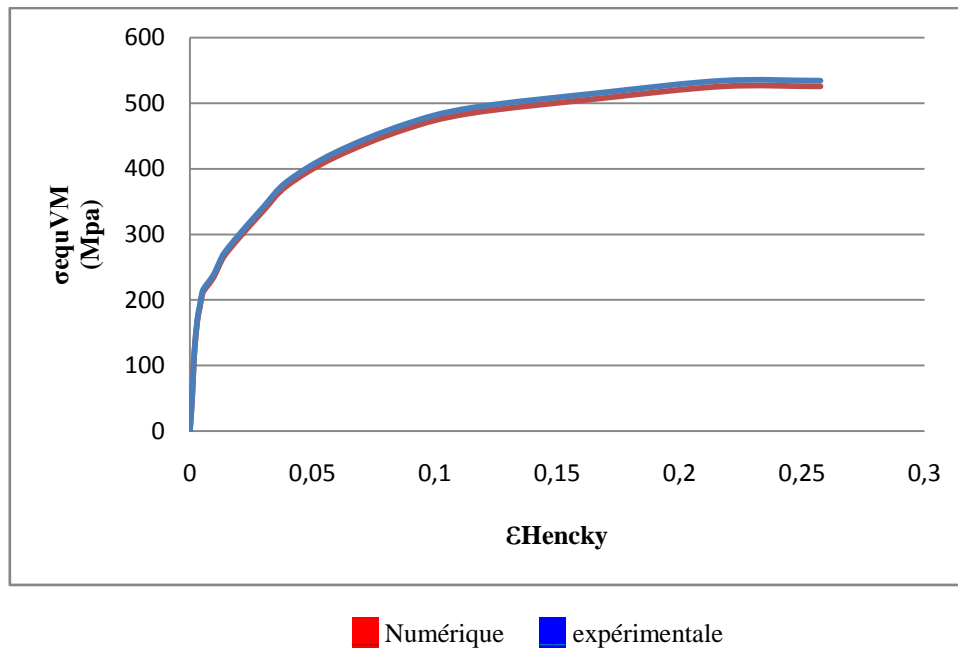


Fig. V.12: Contraintes de V.M expérimentales et numériques

La comparaison des valeurs des contraintes de Von Mises déterminé expérimentalement d'un à sa valeur calculée par simulation numérique indique une différence 1,6 %

– Contraintes maximales

La même éprouvette est soumise à un moment de torsion de 5800 Nmm

$$\tilde{\sigma} = \begin{pmatrix} 0 & \sigma_{XY} & 0 \\ \sigma_{XY} & 0 & \sigma_{YZ} \\ 0 & \sigma_{YZ} & 0 \end{pmatrix}$$

Nous avons des contraintes non nulles σ_{XY} et σ_{ZY} , voir figure V.13-b, mais dans les autres directions les contraintes σ_{xx} , σ_{yy} , σ_{zz} et σ_{xz} sont nulles, comme le montre la figure V.13-c

La valeur théorique de la contrainte équivalente est :

$$\sigma_{eq} = \sqrt{3(\sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2)} = 246,91 \text{ Mpa}$$

Le calcul numérique donne :

$$\sigma_{eq} = 242,2 \text{ MPa, voir figure V.13-a}$$

Cette légère différence se justifie par le fait que le maillage n'est peut être pas assez fin.

Fig. V.13-a: contrainte de V.M

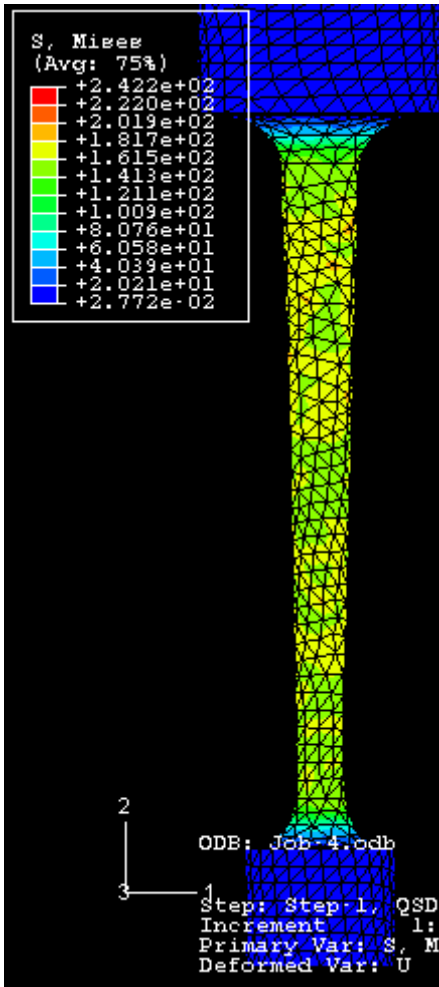
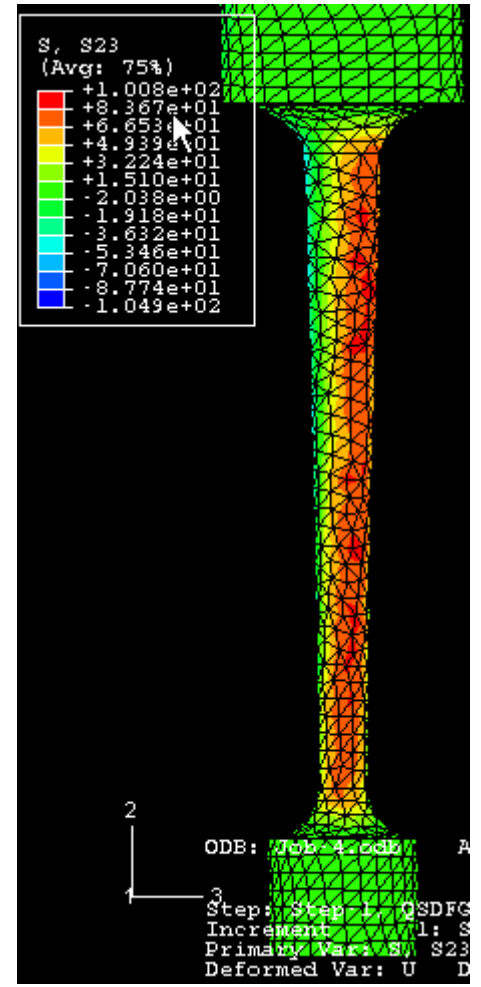
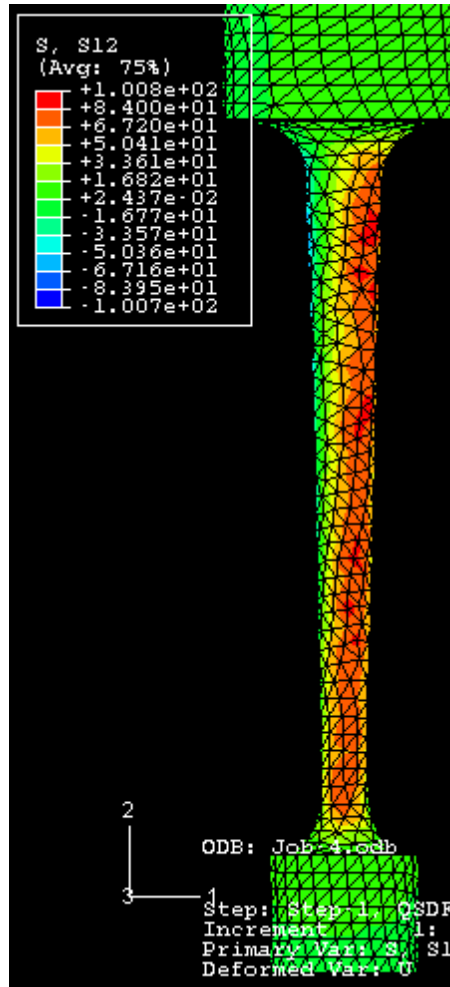


Fig. V.13-b: contraintes non nulles: σ_{XY} , σ_{YZ}



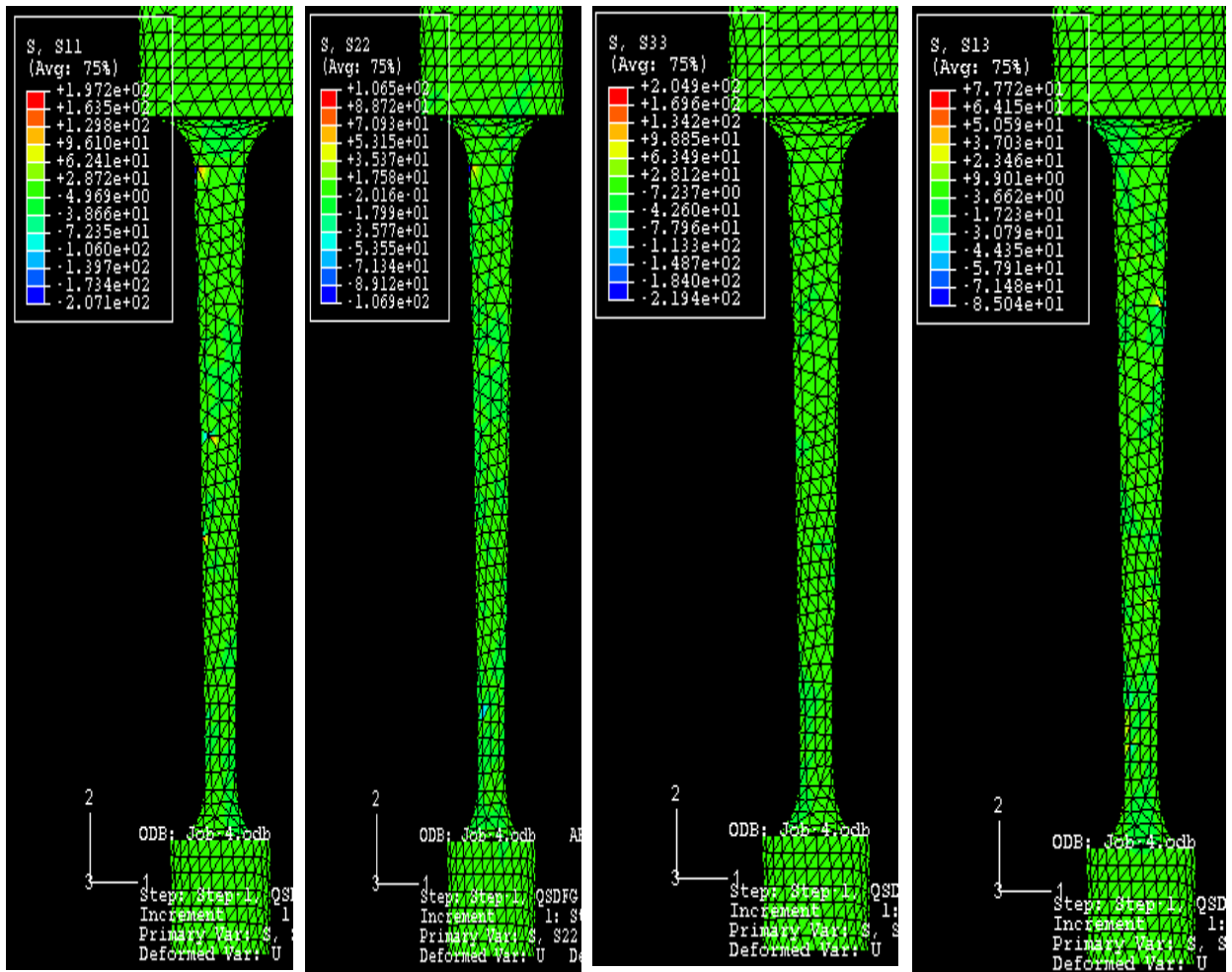


Fig. V.13-c: Contraintes nulles : σ_{xx} , σ_{yy} , σ_{zz} et σ_{xz}

L'analyse des contraintes suivant les trois directions montre que dans la direction xy et zy les contraintes ne sont pas nulles, contrairement aux autres directions. Mais cela n'est vrai que dans la zone centrale de la pièce. On remarque aussi que dans cette zone, la répartition de contraintes est uniforme.

V.4. Conclusion

La comparaison de la valeur du module de Young pour une éprouvette en alliage d'aluminium déterminé expérimentalement par un essai de traction à sa valeur calculée par simulation numérique indique une différence de 2,78 %, ceci valide l'étude par simulation numérique. L'analyse suivant les trois directions montre que dans la direction xx les contraintes ne sont pas nulles, contrairement aux autres directions. On remarque aussi que dans cette zone, la répartition de contraintes est uniforme.

L'erreur entre les valeurs des contraintes de Von Mises trouvées expérimentalement par un essai de torsion et les valeurs calculées par simulation numérique est de 1,6 %, ceci confirme la programmation numérique. L'analyse des contraintes suivant les trois directions indique que dans les directions xy et zy les contraintes ne sont pas nulles, contrairement aux autres directions. Mais cela n'est vrai que dans la zone centrale de la pièce. On remarque aussi que dans cette zone, la répartition de contraintes est uniforme.

Conclusion générale et Perspectives

L'analyse des valeurs expérimentales obtenues par l'essai de torsion permet de constater que la zone élastique n'est constituée que de deux points. On ne peut donc pas garantir la fiabilité des mesures des modules de cisaillement et de Young et ceci est confirmé si on compare ces valeurs à celles indiquées dans la littérature qui sont légèrement différentes. Pour approcher au mieux les valeurs indiquées par d'autres auteurs il est nécessaire d'effectuer des essais de traction qui permettront de déterminer avec plus de précision la valeur du module de Young.

Si on examine la forme de la courbe contrainte-déformation des éprouvettes en alliage d'aluminium nous remarquons que pour des contraintes élevées le matériau continue à se déformer sans variation de l'effort jusqu'à la rupture. On ne peut donc pas prédire la forme de la courbe pour des déformations plus importantes. Pour analyser l'intervalle des grandes déformations avec précision les éprouvettes de torsion sont polies afin de minimiser au maximum les défauts de surface pouvant causer la rupture prématurée de l'éprouvette.

On peut constater à partir des mesures expérimentales l'influence de l'écrouissage lors de la déformation sur la valeur du module de Young. Il est intéressant de voir l'augmentation rapide de la dureté lors du début de la déformation avec une rapide stabilisation, de plus, on constate un niveau de dureté différent entre le centre et la périphérie de l'éprouvette. Ceci s'explique facilement par un niveau d'écrouissage supérieur sur la périphérie lors de l'essai de torsion. Enfin, on peut constater une saturation de la dureté au niveau de la périphérie avec une baisse de la dureté alors que la dureté continue à croître au centre de l'éprouvette. Ceci est donc semblable à la variation du module de Young constatée. Ceci confirme donc le début de la détérioration du matériau et la coalescence des cavités faisant diminuer les caractéristiques mécaniques.

L'état métallographique d'une éprouvette de torsion recuite et déformées à 33% par rapport à l'allongement à rupture, montre une non homogénéité de la taille de grains, au centre de l'éprouvette on devine facilement les grains, alors qu'à la périphérie aucun grain n'est dissociable. Contrairement pour l'état métallographique des éprouvettes sans déformation la taille des grains est significativement plus grande.

Pour les éprouvettes déformées à 66%, l'augmentation de la déformation sur l'éprouvette engendre une diminution de la taille des grains. On a pu voir que cette

déformation avait entraîné une diminution de la valeur du module de Young, surement causé par le début de la coalescence des cavités.

L'étude métallographique comparative entre une éprouvette déformée à 66% de la rupture et une éprouvette qui a subi la rupture montre qu'il n'y a pas de changement notable.

L'analyse des contraintes en traction avec Abaqus suivant les trois directions montre que dans la direction longitudinale les contraintes ne sont pas nulles, contrairement aux autres directions. L'erreur sur la valeur du module de Young entre les mesures expérimentales et la simulation numérique est de 2,78 %.

Si l'on compare les contraintes expérimentales de Von Mises de l'essai de torsion d'un aluminium AlSi8Cu3, aux valeurs traités par Abaqus, la différence est de 4 Mpa; soit 1,6 %. On peut constater aussi que dans les directions xy et zy, les contraintes ne sont pas nulles, contrairement aux autres directions.

Ce travail ouvre de nouvelles perspectives :

- Confirmer les résultats trouvés par des essais de torsion effectués en utilisant un torsiomètre qui mesure la déformation centrale des éprouvettes polies ;
- Envisager des essais d'écrasement d'un lopin de forme conique pour tenir compte du coefficient de frottement et de la forme des rugosités ;
- Procéder à une simulation numérique qui tient compte des effets thermiques qui interviennent dans les problèmes de forgeage.

Références bibliographiques

- [1] **Dominique Fraçois**, Essais mécaniques des métaux : Détermination des lois de comportement, Techniques de l'Ingénieur, Doc. M 120
- [2] **Jean-Claude Charmet**, Mécanique du solide et des matériaux : Elasticité-Plasticité-Rupture, [http : //www.pmmh.espci.fr/fr/Enseignement](http://www.pmmh.espci.fr/fr/Enseignement)
- [3] **Samuel Blanchard**, caractérisation du comportement non linéaire des matériaux à partir d'essais statiquement indéterminés et de champs de déformation fortement hétérogène, Thèse de Doctorat, décembre 2009
- [4] **S. Blanchard, B. Langrand, J. Fabis, A. Denquin**, Arcan test and strain field measurement to study material behaviour in 6056T78 FSW specimens. 6th International Symposium on Friction Stir Welding, Saint-Sauveur, Octobre 2006
- [5] **A.Haddad et L.Khazzar**, Mécanique des Milieux continus. Berti Editions, Alger, 1999
- [6] **Rémy Nouailletas**, Thèse, Modélisation hybride, identification, commande et estimation d'états de système soumis à des frottements secs –Application à un embrayage robotisé, Grenoble INP, 2009
- [7] **B. Borsotto**. Modélisation, identification et commande d'un organe de friction – Application au contrôle d'un système d'embrayage et au filtrage d'acyclismes par glissement piloté. Faculté des sciences d'Orsay, 2008
- [8] **B. Armstrong-Helouvry, P. Dupont, and C. Canudas de Wit**. A survey of models, analysis tools and compensation methods for the control of machines with friction. *Automatica*, 30 :1083–1138, 1994
- [9] **C.A. Coulomb**. Théorie des machines simples en ayant égard au frottement de leurs parties et à la roideur de leurs cordages. Bachelier, Librairie, quai des Augustins, Paris, 1785
- [10] **R. Stribeck**. Die wesentlichen eigenschaften des gleit-und rollenlager-. *Zeitschrift des vereines seutscher ingenieure*, 46(38, 39) :1342–48, 1432–37, 1902
- [11] **D. Karnopp**. Computer simulation of stick-slip friction in mechanical dynamic systems. *Journal of dynamic systems, measurement and control, transactions ASME*, 1985
- [12] **P. Dahl**. Solid friction damping of mechanical vibrations. *AIAA Journal*, 14 :1675–82, 1976
- [13] **F. Al-Bender and J. Swervers**. Characterization of friction force dynamics. *IEEE Control Systems Magazine*, pages 64–81, december 2008
- [14] **P.A. Bliman and M. Sorine**. Easy-to-use realistic dry friction models for automatic control. In *Proc. of 3rd European Conference*, Rome, Italy, 1995
- [15] **D.A. Haessig and B. Friedland**. On the modeling and simulation of friction. *Journal of dynamic systems, measurement and control, transactions ASME*, 1991
- [16] **C. Canudas de Wit, H. Olsson, K. J. Astrom, and P. Lischinsky**. A new model for control of systems with friction. *IEEE Transactions on automatic control*, 10(3):419–425, March 1995
- [17] **F. Alpeter**. Phd Thesis: Friction modeling, identification and compensation. Ecole polytechnique fédérale de Lausanne, 1999
- [18] **H. Olsson**. Control systems with friction. Lund Institute of Technology, 1996

- [19] **P. Dupont, B. Armstrong, and V. Hayward.** Elastoplastic friction model : contact compliance and stiction. In Proc. Amer. Control Conf., Chicago, IL, 2000
- [20] **J. Swevers, F. Al-Bender, C.G. Ganseman, and Tutuko Projogo.** An integrated friction model structure with improved presliding behavior for accurate friction compensation. IEEE Transactions on Automatic Control, 45 :675–686, 2000
- [21] **V. Lampaert, J. Swervers, and Al-Bender F.** Modification of the leuven integrated friction model structure. IEEE Transactions on Automatic Control, 47 :683–687, 2002
- [22] **I.D. Mayergoyz.** Mathematical models of hysteresis. New York : Springer-Verlag, 1991
- [23] **A. Lichtenberger, E. Lach et A. Bohmann,** Analyse du frottement dans les essais de compression sur barres d'Hopkinson, j'urnal de physique IV, Colloque C8, supplément au Journal de Physique III, Volume 4, septembre 1994 C8-29, Institut Franco-Allemand de Recherches de Saint-Louis, ISL, 5 rue du General Cassagnou, BP. 34, 68301 Saint-Louis cedex, France
- [24] **Kulkarni KM. and Kalpakjian S.J.,** Eng.lnd., (1969), 743-754
- [25] **E. Vidal-Sallé, S. Boutabba, Y. Cui1, J.C. Boyer,** An improved « plastic wave » friction model for rough contact in axisymmetric modeling of bulk forming processes, Int J Mater Form, DOI 10.1007/s12289-008-0132-y, © Springer/ESAFORM 2008
- [26] **J.M. Challen, and P.L.B. Oxley,** An explanation of the different regimes of friction and wear using asperity deformation models, Wear 53 ,(1979) 229-243
- [27] **M. Kunogi,** J. Sci. Res. Inst. .2 ,(1954), 63
- [28] **S.B. Petersen, P.A.F. Martins and N. Bay,** Friction in bulk metal forming, J. of Mat. Proc. Tech. 66, (1997), 186-194
- [29] **. Vidal-Sallé, L. Baillet , J.-C Boyer.,** Friction law and parameter identification, 2nd ESAFORM Conference on Material Forming, Guimarães (1999), 603-606
- [30] **. E. Vidal-Sallé1, Boutabba, J.C. Boyer,** Quasi-static versus dynamic explicit scheme for the modeling of an energy-driven thermo-mechanical forming process, URL: www.insa-lyon.fr
- [31] **Anh Le van, Tai H.T. Nguyen,** Une formulation variationnelle du problème de contact avec frottement de Coulomb, 7 mai 2008
- [32] **Jean-Michel Cros,Zhi-Qiang Feng, Beno t Magnain,** A semi-explicit method to simulate frictional impact problems, C. R. Mecanique 338 (2010) 176–180, www.sciencedirect.com
- [33] **Y. Mouadji, A. Bouchoucha, H. Zaidi, S. Chekroud,** Analyse mécanique du contact dynamique du couple graphite-, Tél/Fax : 21331632434, E-mail : bouchoucha-ali1@yahoo.fr
- [34] **J Tichy, D-A Borca-Tasciuc, V. Marrero,** la théorie de lubrification pour les microsystèmes, Rensselaer Polytechnic Institute, Troy NY 12180 USA
- [35] **T. Naik, E.K. Longmire and S.C. Mantell,** “Dynamic response of a cantilever in liquid near a solid wall,” Sensors and Actuators A, Vol. 112, pp. 240-254, 2003
- [36] **Pandey AK, Pratap R.,** “A comparative study of analytical squeeze film damping models in rigid rectangular perforated MEMS structures with experimental results,” Journal of Microfluidics Nanofluidics, Vol. 4, pp. 205-218, 2008
- [37] **Marc Bléer,** Méthodes de caractérisation mécanique des matériaux, 2006-2007

- [38] **Dominique François**, Directeur du Laboratoire des Matériaux École Centrale des Arts et Manufactures, Essais mécaniques des métaux: Essais d'aptitude à la mise en forme, article, Techniques de l'Ingénieur M, 125-2
- [39] **J Tichy, D-A Borca-Tasciuc, V. Marrero**, la théorie de lubrification pour les microsystèmes, Rensselaer Polytechnic Institute, Troy NY 12180 USA
- [40] **J. Lemaître and J.-L. Chaboche**. Mécanique des matériaux solides - 2ème édition. Science Sup. Dunod
- [41] **R. Hill, E. H. Lee, and S. J. Tupper**. Theory of wedge indentation of ductile metals. Proceedings of the Royal Society, A188(273) :162, 1947
- [42] **Y. I. Golovin, V. I. Ivolgin, V. A. Khonik, K. Kitagawa, and A. I. Tyurin**. Serrated plastic flow during nanoindentation of a bulk metallic glass. Scripta Materialia, 45 :947_952, 2001
- [43] **R. Cazaud, G. Pomey, P. Rabbe, and C. Janssen**. La fatigue des métaux. Dunod, 1969
- [44] **B. Tanguy**. Quelle(s) modélisation(s) de l'essai charpy pour une meilleure prédiction de la courbe de résilience. Séminaire, LMT, octobre 2005

Summary

This work is a contribution to the study of the surface behavior of materials and the modeling of the contact with or without friction. This in order to predict with precision the geometry of a piece after plastic deformation by taking account of the law of friction known as of the plastic wave, introduced since several years to improve the conditions of working.

The implementation of the law of friction in a computer code imposes the experimental identification of the parameters of friction by adapted tests:

tests of torsion and tensile to determine the mechanical characteristics of materials of the various Aluminum cylindrical alloy test-tubes (AlSi8Cu3), hardness tests and a metallographic study for the identification of the mechanical properties of these test-tubes.

We validated the tests of torsion of the test-tubes reheated out of Aluminum alloy with 1/3 of rupture, to 2/3 of rupture then until rupture.

These tests enabled us to determine the shearing and Young modulus; to carry out tests of hardness; to proceed to the metallographic study and the determination of the coefficient of work hardening and the coefficient of resistance of this alloy.

Tensile tests were carried out to validate the values found in the test of torsion.

A comparative study between the ideal models carried out by simulation by the experimental Abaqus tool and tests is presented.

Key words : Elasticity, Plasticity, Friction, Plastic Wave, Digital simulation.