



HAL
open science

Intégration et optimisation de l'assistance a la mise en forme par vibrations

Armaghan Khan

► **To cite this version:**

Armaghan Khan. Intégration et optimisation de l'assistance a la mise en forme par vibrations. Autre. Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM, 2013. Français. NNT : 2012ENAM0029 . pastel-00910246

HAL Id: pastel-00910246

<https://pastel.hal.science/pastel-00910246>

Submitted on 27 Nov 2013

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

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

2013-ENAM-0029

École doctorale n° XXX – Sciences des Métiers de l'ingénieur

Doctorat ParisTech
THÈSE

pour obtenir le grade de docteur délivré par

L'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité “ Génie Mécanique”

présentée et soutenue publiquement par

Armaghan KHAN

le 09 juillet 2013

**Intégration et optimisation de l'assistance à la mise
en forme par vibrations**

Directeur de thèse : **Régis Bigot**

Co-encadrement de la thèse : **Gabriel ABBA et Christophe GIRAUD-AUDINE**

Jury

M. Dermot Brabazon , Senior Lecturer, Dublin City University, Dublin	Rapporteur
M. Laurent Dubar , Professeur, TEMPO, Université de Valenciennes	Rapporteur
Mme. Shabnam ARBAB CHIRANI , Professeur, LBMS, Université de Brest	Rapporteur
Mme. Betty SEMAIL , Professeur, L2EP, Polytech, Lille	Président
M. Christophe GIRAUD-AUDINE , Maître de Conférences, L2EP, Arts et Métiers ParisTech, Lille	Examineur
M. Gabriel ABBA , Professeur, l'École Nationale d'Ingénieurs de Metz, Metz	Examineur
M. Régis BIGOT , Professeur, LCFC, Arts et Métiers ParisTech, Metz	Examineur

Avant Propos

Ce mémoire de thèse représente une synthèse de mes activités de recherche menées depuis octobre 2009. Ces activités ont été effectuées sous le statut d'allocation d'une bourse « Higher Education Commission (HEC) Pakistan » d'octobre 2009 à mars 2013. Cette bourse a été obtenue suite à un concours national, pour le développement des ressources humaines.

Ces travaux s'inscrivent dans la problématique de l'intégration et optimisation de l'assistance à la mise en forme par vibrations. Ils visent plus particulièrement à répondre à la question « comment améliorer les procédés de la mise en forme » Il répondre aussi comment intégrer et optimiser les vibrations pour l'assistance de procédés de mise en forme.

Etant donné l'aspect international de cette thèse et suite à la décision N° DG2009-46 du 1^{er} octobre, le Directeur Générale d'Arts et Métiers ParisTech autorise la réduction en deux langues : anglais et française. De ce fait, ce document se divise en deux parties : un résumé étendu en française sans figures et la descriptif des travaux en anglais avec les figures.

Preface

This thesis represents a summary of my research activities since October, 2009. These activities were performed under the status of recipient of a scholarship (*Higher Education Commission (HEC), Pakistan*) from September 2009 to March 2013. This scholarship was obtained after a national level examination and selection process for the development of human resources for the promotion of higher education in Pakistan.

This work is done in the domain of the integration and optimization of vibration in metal forming process to assist it. It tries to response the question “How the metal forming process can be improved by the integration and optimization of vibration in metal forming” by developing analytical models for vibration assisted forming process. Finite element simulations and experiments were also performed to verify our analytical model.

While taking into account the international aspect of this work, the “Directeur Générale d’Arts et Métiers PaisTech” authorized the writing of the thesis report in two languages; English and French (decision DG2009-46 of 1st October 2009). Hence, this document is divided into two parts: an extended summery in French (without figures) and the detailed description of the research work in English (with figures).

Dedicated to Andleeb, my wife and to my family.

Acknowledgement

First and foremost, I would like to thank the members of the jury for their time, effort and consideration. I am grateful to Senior Lecturer Dermot Brabazon, Prof. Laurent DUBAR and Prof. Shabnam ARBAB CHIRANI for accepting to be the referees, for their attention, detailed review and constructive critics of my thesis. I would also like to thank Prof. Betty SEMAIL for presiding over the thesis jury and for her valuable comments on the thesis.

I gratefully thank my thesis director, Prof. Régis BIGOT for this valuable advice based on his expertise and his continuous help during my thesis writing. His clear, concise and pertinent remarks helped setting the research direction.

I would also like to acknowledge the support and guidance provided by my two PhD supervisors Prof. Gabriel ABBA and MCF Christophe GIRAUD-AUDINE. Prof. ABBA was always present to help me in resolving all the technical issues regarding experiments and theory which I faced during this thesis and also helped me during the thesis writing. Although geographically away, Mr. Christophe GIRAUD-AUDINE was always available for help with his kind remarks. His presence and technical help throughout the experiments have allowed us to obtain useful results. His patient explanations, continuous support, co-operation and encouragement were the keys to successful completion of this research work.

I would like to thank technicians Mr. Alexandre FENDLER and Mr. Emerik HENRION for their technical support throughout the experiments.

I had passed wonderful time with my colleagues throughout my research work in Arts et Métiers ParisTech Metz. I would like to say special thanks to Aamir Baqai, Jawad Ahmed, Rafiq, Sajid, Liaqat, Munib, Gu Guchao, Thanh Hung, Abdel, Nejah, Shirin and Jena for their technical and moral support.

Apart from my educational institution, I would like to thank my friends Mohsin, Sadiq, Amur and all other Pakistani families in Metz who accompanied me during my stay and for their moral support.

I am grateful to my beloved parents specially my mother, parents in law, brothers, sisters for their confidence and believe in me. They have always supported me and were source of continuous motivation to achieve my goal. I am thankful and proud to have the company of my beloved wife Andleeb, who always encouraged me during my thesis research work.

Last but not the least; I am highly indebted to the financial support from the “Higher Education Commission (HEC) of Pakistan which enabled me to undertake the PhD program at Arts et Métiers ParisTech, France.

List of Content

Version Française	xxiv
Chapitre 1 Introduction Générale	1
1.1 Contexte de l'étude.....	1
1.2 Utilisation des vibrations pour améliorer le procédé de mise en forme des matériaux .	2
1.3 Contribution de la thèse.....	2
1.3.1 Importance de l'étude	3
1.3.2 Limites de l'étude	4
1.4 Organisation de la thèse.....	4
1.5 Conclusion	6
Chapitre 2 Etat de l'Art.....	7
2.1 Introduction	7
2.2 Objectifs	7
2.3 Classification des procédés de mise en forme des matériaux.....	7
2.4 Importance des procédés de mise en forme dans l'industrie.....	9
2.4.1 Procédé de forgeage à chaud.....	10
2.4.2 Procédé de forgeage à froid.....	10
2.5 Techniques pour améliorer le procédé de mise en forme	11
2.5.1 Lubrification.....	11
2.5.2 Chauffer le matériau.....	11
2.5.3 Application de vibration et de rotation pendant le procédé de mise en forme	11
2.6 Travaux de recherche ultérieurs.....	12
2.6.1 Application de vibration dans les procédés d'étirage et tréfilage.....	12
2.6.2 Application de vibration dans les procédés d'extrusion.....	14
2.6.3 Application de vibration dans les procédés de laminage.....	16
2.6.4 Application of translation in metal forging process	17
2.7 Procédé de forgeage rotatif/torsion.....	20
2.8 Forgeage rotatif/orbital	22
2.9 Conclusion.....	26
Chapitre 3 Modélisation de procédé de mise en forme assisté par une source de vibration	26
3.1 Introduction	27
3.2 Objectifs	27

3.3	Modèle analytique pour le calcul d'effort de forgeage assisté par vibrations (application au lopin cylindrique).....	27
3.3.1	Principe de la méthode des tranches	28
3.3.2	Limites de la méthode de tranche	28
3.4	Influence de la forme d'onde dans le procédé de mise en forme assistée par vibrations	29
3.4.1	Application de vibration sinusoïdale	30
3.4.1.1	Solution exacte	31
3.4.1.2	Solution approchée	31
3.4.2	Utilisation de forme d'onde triangulaire	32
3.5	Modèle éléments finis et les simulations de procédé de forgeage assiste par vibration (2D) dans FORGE2008 ®.....	33
3.5.1	Protocole pour les simulations de procédé de forgeage assisté par vibrations sinusoïdales.....	34
3.5.2	Protocole pour les simulations de procédé de forgeage assisté par vibrations triangulaires	34
3.5.3	Simulations (FORGE 2008 ®) supplémentaires.....	35
3.5.3.1	Maillage de la pièce.....	35
3.5.3.2	Le profil de vitesse de matrice supérieure	36
3.6	Résultats et discussions	36
3.7	Conclusion	38
Chapitre 4 Essais expérimentaux dans le cas d'un forgeage avec une seul source de vibration		39
4.1	Introduction.....	40
4.2	Objectif	40
4.3	Description de l'installation expérimentale	40
4.3.1	Machine de Lloyd LR 30kN	41
4.3.2	ZWICK/Roell Z1200	41
4.3.2.1	Pot Vibrant	41
4.3.2.2	Alimentation Electrique	42
4.3.3	Capteurs utilisés pour les mesures de données	42
4.4	Matériaux utilisé pour les expérimentations	42
4.4.1	Plasticine (pièce cylindrique avec $d = 50$ mm et $h = 50$ mm)	43
4.4.2	Aluminium (pièce cylindrique avec $d = 8$ mm and $h = 16$ mm).....	43
4.4.3	Copper (pièce cylindrique avec $d = 6.3$ mm and $h = 8$ mm)	43
4.5	Expérimentation pour vérifier les performances du système (sans lopin)	43
4.6	Transfert et analyse des données.....	44
4.6.1	Mesure du déplacement	44
4.6.2	Mesure du temps.....	44

4.6.3	Mesure de l'effort.....	44
4.7	Expérimentation pour le procédé de forgeage (avec lopin).....	45
4.7.1	Procédé de forgeage sans vibration.....	45
4.7.1.1	Expériences pour déterminer les paramètres matériaux.....	45
4.7.1.2	Expériences pour comparer les procédés de forgeage avec et sans vibration.....	45
4.7.2	Procédé de forgeage avec vibrations sinusoïdales.....	46
4.7.2.1	Essais de forgeage pour plasticine en présence de vibrations sinusoïdales ..	46
4.7.2.2	Essai de forgeage pour aluminium en présence de vibrations sinusoïdales ..	48
4.7.2.3	Essai de forgeage pour cuivre en présence de vibrations sinusoïdales ..	49
4.7.3	Procédé de forgeage assisté par vibrations triangulaire ..	49
4.7.3.1	Procédé de forgeage assisté par vibrations triangulaire pour plasticine.....	50
4.7.3.2	Procédé de forgeage pour cuivre assistée par vibration triangulaire.....	50
4.8	Résultats et discussions ..	51
4.9	Conclusion ..	52
Chapitre 5 Modélisation de procédé de mise en forme assisté par multiples sources des vibrations ..		53
5.1	Introduction ..	53
5.2	Modélisation du procédé de forgeage assisté par vibration.....	53
5.2.1	Modélisation de procédé de forgeage assisté par une source de vibration.....	54
5.2.2	Modélisation de procédé de forgeage assisté par deux sources des vibrations	54
5.2.3	Modélisation de procédé de forgeage assisté par trois sources des vibrations ..	55
5.3	Simulations d'éléments finis pour l'application de multi-vibrations dans procédé de forgeage ..	57
5.4	Description de procédé de forgeage dans FORGE 2011 ® ..	58
5.4.1	Application de multi-vibrations dans le procédé de forgeage ..	58
5.4.2	Génération de données pour la presse Générique.....	59
5.4.3	Vérification de la présence de rotation dans le lopin ..	59
5.4.4	Résultats des simulations ..	59
5.4.4.1	Gain dans la réduction du procédé de forgeage ..	60
5.4.4.2	Changement dans la direction du vecteur de vitesse.....	60
5.4.5	Vérification de résultats des simulations.....	60
5.4.5.1	Vérification de l'amplitude de rotation maximale au rayon différent ..	60
5.4.5.2	Effet du changement de maillage.....	61
5.4.6	Effet de paramètres de procédés sur le gain de réduction de la force de forgeage.....	61
5.4.7	Effet de la variation des paramètres de matériaux.....	62
5.4.8	Effet de la variation des paramètres de frottement.....	62
5.5	Conclusion ..	62
Chapitre 6 Conclusion et perspectives ..		63
6.1	Conclusion ..	63
6.2	Limites de l'étude et perspectives ..	67

Version Anglais.....	69
Chapter 1 General Introduction and Overview	70
1.1 Background and context.....	70
1.2 Use of vibration to improve metal forming process.....	70
1.3 Contribution of the thesis	72
1.3.1 Significance of the study	72
1.3.2 Limitations of the study	73
1.4 Thesis organization	73
Chapter 2 State of the Art	76
2.1 Introduction.....	76
2.2 Objective	76
2.3 Classification of metal forming processes	76
2.4 Importance of forming process in Industry	79
2.4.1 Hot forging process.....	80
2.4.2 Cold forging process.....	81
2.5 Techniques to improve forming process	82
2.5.1 Lubrication.....	82
2.5.2 Heating material during forming process	83
2.5.3 Application of vibration and rotation during forming process	84
2.6 Early research works related to vibration assisted forming	85
2.6.1 Application of vibration in tube and wire drawing process.....	85
2.6.2 Application of vibration in extrusion process.....	93
2.6.3 Application of vibration in rolling process	101
2.6.4 Application of vibration in metal forging process	103
2.7 Early research work (rotation Forming processes)	117
2.8 Early research work (Rotary/Orbital Forming).....	128
2.9 Summary	136
Part II	144
Chapter 3 Modelling Metal Forming Process with Single Vibration Source ..	145
3.1 Introduction.....	145
3.2 Objectives	145
3.3 Analytical method for determining forging force for upsetting of a cylindrical workpiece.....	146

3.3.1 Principle of the Slab/Slice Method.....	146
3.3.2 Limitations of the Slab/Slice Method.....	146
3.4 Influence of waveform on the vibration assisted metal forming process	150
3.4.1 Use of Sinusoidal waveform	150
3.4.1.1 Exact solution.....	153
3.4.1.1 Approximate solution.....	154
3.4.2 Use of triangular waveform.....	158
3.5 Finite Element modeling and simulation of forging process (2D) with vibration in FORGE2008®	162
3.5.1 Simulation protocol for sinusoidal vibrations	163
3.5.2 Simulations with triangular vibrations	166
3.5.3 Supplementary Information from FORGE2008 simulations	167
3.5.3.1 Meshing of workpiece.....	167
3.5.3.2 Velocity profile of upper die.....	169
3.5.3.3 Effect of change of friction coefficient	170
3.6 Results and discussion	171
3.7 Summary.....	178
Chapter 4 Experiments for Forging Process with single vibration source	180
4.1 Introduction	180
4.2 Objective.....	180
4.3 Description of Experimental setup	181
4.3.1 Lloyd Machine 30kN	182
4.3.1.1 Specifications.....	182
4.3.2 ZWICK/Roell Z1200.....	183
4.3.3 Vibration and waveform generating apparatus	183
4.3.3.1 Vibration pot	184
4.3.3.2 Frequency generator and power supply	186
4.4 Experimentation to check system performance (No workpiece).....	187
4.4.1 Displacements and force measurement at low and average frequency	187
4.4.2 Dynamic effect	188
4.5 Materials and their preparation for experiment purpose.....	189
4.5.1 Plasticine ($d=50$ mm and $h=50$ mm)	189
4.5.2 Aluminium ($d=8$ mm and $h=16$ mm)	190
4.5.3 Copper (cylindrical workpiece with $d=6.3$ mm and $h=8$ mm)	190
Upsetting experiments with Copper cylindrical workpiece has been performed. Same preparation procedure has been adopted that was used in case of Aluminium.	190
4.6 Data transfer and analysis.....	191
4.6.1 Displacement Measurement and scaling	191
4.6.2 Time Measurement and scaling.....	191
4.6.3 Force Measurement and scaling	191

4.7 Experimentation for upsetting process (with workpiece)	192
4.7.1 Upsetting (Forging) process with no vibration	192
4.7.1.1 Identification of material parameters.....	192
4.7.1.2 Comparison with vibration assisted forging tests.....	194
4.7.2 Upsetting (Forging) process with sinusoidal vibration.....	195
9.7.2.1 Upsetting test of plasticine in presence of sinusoidal vibration	195
9.7.2.2 Upsetting test of Aluminium in presence of sinusoidal vibration	203
9.7.2.3 Upsetting test of Copper in presence of sinusoidal vibration.....	205
4.7.3 Forging process with triangular vibration.....	207
9.7.3.1 Use of triangular vibration in upset forging of Plasticine	207
9.7.3.2 Use of triangular vibration in upset forging of Copper	211
4.8 Results and discussions	213
4.9 Summary	214
Part III.....	215
Chapter 5 Mathematical modeling of the forging process under influence of multi vibration source	216
5.1 Introduction.....	216
5.2 Objective.....	216
5.3 Modeling of vibration assisted forging process	216
5.3.1 Modeling of forging process with one piezoelectric actuators	217
5.3.2 Modeling of forging process with two piezoelectric actuators	218
5.3.3 Modeling of forging process with three piezoelectric actuators	221
5.4 Finite Element Simulations of Application of Multi vibrations in Metal Forging Process	227
5.5 Description of forging process model in FORGE2011®.....	228
5.5.1 Application of multi vibrations in forging process	230
5.5.2 Generating and transferring data to Generic press.....	231
5.5.3 Verification of presence of rotation in lower die.....	232
5.5.4 Simulation results	233
5.5.4.1 Gain in forging force reduction	233
5.5.4.2 Change in velocity vector direction.....	235
5.5.5 Verification of simulations' results	235
5.5.5.1 Verification of maximum rotation amplitude at different radius	236
5.5.5.2 Impact of change of mesh size	237
5.5.6 Impact of process parameters on the gain in forging force reduction.....	238
5.5.7 Impact of change of material parameters.....	242
5.5.8 Impact of change of friction parameters	243
5.6 Summary	244
Chapter 6 Conclusion and Future Work	246
6.1 Conclusion	246

6.2 Limitations of the Study and Future Work	250
References	251

List of Figures

Figure 1-1. Advantages of vibration application to improve metal cold forming process.....	71
Figure 1-2. Thesis layout.....	74
Figure 2-1. Approximate values of dimensional accuracies achievable in various processes. (Lange et al., 1985) [2].	77
Figure 2-2. Interaction among major process variables during forming (George E. Dieter et al., 2003) [4].	79
Figure 2-3. Open die hot forging process (http://www.keytometals.com , 16 April 2013).	81
Figure 2-4. Cold forging process as a whole (Taylan Altan et al., 2004) [1].	81
Figure 2-5. Open (a) and closed (b) lubricants pockets (U. Angel and R. Eckstein, 2002) [6].	83
Figure 2-6. Effect of heat addition or temperature rise on material during metal forming process http://users.encs.concordia.ca , 16 April 2013.	84
Figure 2-7. Ultrasonic-vibration wire drawing mechanism for AUD and RUD and experimental results of relationship between drawing speed and drawing force (M. Hayashi et al., 2003) [14].	86
Figure 2-8. Principal of oscillating die (K. Siegert and A. Mock, 1996) [15].	87
Figure 2-9. Drawing force reduction vs. amplitude (K. Siegert and A. Mock, 1996) [15].	87
Figure 2-10. Drawing force reduction vs. amplitude (K. Siegert and A. Mock, 1996) [15].	88
Figure 2-11. Wire-drawing experiment (K. Siegert and Jochen Ulmer, 2001) [16].	89
Figure 2-12. Wire-drawing experiment, assumption, PKD-die, drawing velocity: 340mm/s, wire material: Ti-alloy, lubricant: mineral additives, viscosity at 40°C: $50 \times 10^{-6} \text{m}^2/\text{s}$, quality of lubricant: $1 \text{g}/\text{m}^2$, ultrasonic power: 150-250 W (K. Siegert and Jochen Ulmer, 2001) [16].	89
Figure 2-13. Cu-alloy surfaces without (left) and with acoustic vibration (right) (K. Siegert and Jochen Ulmer, 2001) [16].	90
Figure 2-14. Comparison between experimental results and theoretical predictions of the drawing force with the upgraded Siebel-Theory for the ultrasonic wire- drawing experiments (K. Siegert and Jochen Ulmer, 2001) [16].	90
Figure 2-15. Schematic of deep drawing process (Y. Ashida and H. Aoyama, 2007) [17].	91
Figure 2-16. Vibration mode of the cylindrical deep drawing dies at 16.97 kHz (Y. Ashida and H. Aoyama, 2007) [17].	91
Figure 2-17. Results of cylinder deep drawing: (a) achieved and (b) fractured (Y. Ashida and H. Aoyama, 2007) [17].	93
Figure 2-18. Vibration of extrusion force with the punch strike by imposing ultrasonic vibrations for various amplitudes, $m= 0.05$, $V= 40\text{mm}/\text{s}$ (S.A.A. Akbari Mousavi et al., 2007) [18].	94
Figure 2-19. The effect of extrusion speed on the average extrusion force, $m=0.05$, $f=10$ kHz and $a=10\mu\text{m}$ (S.A.A. Akbari Mousavi et al., 2007) [18].	95
Figure 2-20. Variation of the forming force under fractional condition for a process velocity of 100mm/s (a), the average force for a process velocity of 20, 100, 200 and 500mm/s (M. Rosochowska and A. Rpschpwski, 2007) [19].	96
Figure 2-21. Friction force plotted against amplitude of longitudinal vibration at 20 kHz for pin material Aluminium, sliding against a tool steel counter surface. The mean sliding speed was 50 mm/s. The continuous lines show the predictions from model. The individual points show the measured values at the two values of normal load shown (V.C. Kumar and I.M. Hutchings, 2004) [20].	97
Figure 2-22. Friction force plotted against amplitude of transverse vibration at 20 kHz for pin material Aluminium, sliding against a tool steel counter surface. The mean sliding speed was 50 mm/s. The continuous lines show the predictions from model. Individual points show	

<i>the measured values at the two values of normal load shown (V.C. Kumar and I.M. Hutchings, 2004) [20].</i>	97
<i>Figure 2-23. Force-displacement data for static and radial ultrasonic excitation, plus two expanded views of oscillatory force, $\mu = 0.1$ during static intervals changed to $\mu = 0.05$ during ultrasonic interval (M. Lucas and Y. Daud, 2009) [21].</i>	98
<i>Figure 2-24. Bursting pressure of HDPE pipe as a function of vibration (a) frequency and (b) amplitude (K. Chen et al., 2009[22].</i>	100
<i>Figure 2-25. Tensile strength of HDPE pipe as a function of vibration (a) frequency and (b) amplitude (K. Chen et al., 2009[22].</i>	100
<i>Figure 2-26. Schematic diagram of acoustic system, showing how longitudinal displacement amplitude varies as a function of position (I. Yoshida and H. Ohson, 1981) [23].</i>	102
<i>Figure 2-27. Grain growth enhancement in 3%-Si steel due to ultrasonic irradiation during annealing (I. Yoshida and H. Ohson, 1981) [23].</i>	102
<i>Figure 2-28. Ultrasonic upsetting experimental set up (M. Lucasa et al., 2002) [24].</i>	103
<i>Figure 2-29. Measured force-displacement data for upsetting a Do= 60mm Plasticine specimen under (.....) static loading only and (___) static ultrasonic loading, with ultrasonic oscillation for (a) 0.2 s and (b) 3.5 then 6s (M. Lucasa et al., 2002) [24].</i>	104
<i>Figure 2-30. Deformed specimen profile shows evidence of reduced friction, (a) with ultrasonics (lower surface) and (b) without ultrasonics (M. Lucasa et al., 2002) [24].</i>	105
<i>Figure 2-31. Initial finite element (FE) mesh for the simulation of upsetting of a model specimen (M. Lucasa et al., 2000) [25].</i>	106
<i>Figure 2-32. Material flow pattern from (a) computed using finite element model and (b) experimental results for a cylindrical plasticine specimen, after 8.3mm reduction in height under no slip boundary condition (M. Lucasa et al., 2000) [25].</i>	107
<i>Figure 2-33. Analytical and experimental forming force-displacement data under superimposed oscillatory loading for amplitudes of: (a) 10μm, (b) 20μm, (c) 40μm, at frequency of 40Hz (M. Lucasa et al., 2000) [25].</i>	108
<i>Figure 2-34. Force reduction in relation to the frequency of the oscillating load (M. Lucasa et al., 2000) [25].</i>	108
<i>Figure 2-35. Ultrasonic hot upsetting experiment set up (J-C. Hung and C. Hung, 2005) [26].</i>	109
<i>Figure 2-36. Compressive forces–displacement curves for CU and AUU (J-C. Hung and C. Hung, 2005) [26].</i>	110
<i>Figure 2-37. Schematic diagram for ultrasonic compression tests (Y. Daud et al., 2006-07) [27,28].</i>	111
<i>Figure 2-38. Measured static and ultrasonic compression test with two intervals measured static and ultrasonic compression test with ultrasonic excitation, showing: — static and mean stress, -- path of max. and min. oscillatory stress (Y. Daud et al., 2006) [28].</i>	112
<i>Figure 2-39. (a) Finite element analysis showing an interval of ultrasonic excitation for a constant friction coefficient of $\mu = 0.25$ during static and ultrasonic compression. (b) Expanded oscillatory stress (Y. Daud et al., 2006) [28].</i>	113
<i>Figure 2-40. (a) Finite element analysis showing an interval of ultrasonic excitation for $\mu = 0.25$ during static compression and $\mu = 0.001$ during ultrasonic compression. (b) Expanded oscillatory stress (Y. Daud et al., 2006) [28].</i>	113
<i>Figure 2-41. Die forming tests with and without ultrasonic excitation of the female die for (a) aluminium A1050 (b) die cast magnesium AC50(c) austenitic stainless steel, grade 304 (d) aluminium alloy 7075T73 (S. A. Aziz and M. Lucas, 2010) [29].</i>	114
<i>Figure 2-42. The stress–strain curves in frictionless condition effect for CC and AUC at 25°C, 150°C and 200°C (J-C. Hung et al., 2007) [30].</i>	115

Figure 2-43. (a) Lloyd machine with special setup for generating vibration during upsetting process, (b) Detail of mechanical vibration assembly R. Ly et al., (2006-2010) [30, 31, 33 and 34].	116
Figure 2-44. Variation of forging load versus displacement with and without mechanical vibration ($f=110\text{Hz}$ and $v_0=1\text{mm/s}$) (R. Ly et al., (2006-2010)) [30].	117
Figure 2-45. Rotation/ twist forging concept	118
Figure 2-46. Schematic drawings of analytical models of torsional upset forging (S. S. Youn et al., 2004) [44].	119
Figure 2-47. Photograph of experimental results ($h/d=1.0$, $\gamma=30\%$, $\omega=0.264$) (S. S. Youn et al., 2004) [44].	120
Figure 2-48. Result of forming load as a function of stroke ($h_0/d_0=1.0$, $m=0.4$) [(S. S. Youn et al., 2004) [44].	120
Figure 2-49. Distribution of relative density ($\gamma=30\%$, $\omega=0.446$) (S. S. Youn et al., 2004) [44].	121
Figure 2-50. Distribution of effective strain ($\gamma=30\%$, $\omega=0.264$) (S. S. Youn et al., 2004) [44].	121
Figure 2-51. Distribution of the maximum principal stress (S. S. Youn et al., 2004) [44].	121
Figure 2-52. Schematic drawing of complex forming (X. Shuqin et al., 1997) [45].	122
Figure 2-53. Schematic view of experimental equipment for rotation upset forging (J. H. Park et al., 2001) [46].	123
Figure 2-54. Comparison between conventional upsetting force and rotational upsetting force, p : axial upsetting load of conventional upsetting and p_0 : axial load of rotational upsetting forging (J. H. Park et al., 2001) [46].	124
Figure 2-55. Photograph of plasticine specimens: (a) initial workpiece, (b) conventional forging and (c) rotational upset forging (J. H. Park et al., 2001) [46].	124
Figure 2-56. Schematic diagram of the rotation compression of the ring (G-Y. Tzou et al., 2006) [48].	125
Figure 2-57. Effect of rotation angular speed upon the ring shape deformed under the different reductions ($h_i=8\text{mm}$, $\mu=0.15$) (G-Y. Tzou et al., 2006) [48].	125
Figure 2-58. Comparison of compression force among the slab method analysis, the FEM simulation, and the experiment (G-Y. Tzou et al., 2006) [48].	126
Figure 2-59. Comparison of compression force among the slab method analysis, the FEM simulation, and the experiment (G-Y. Tzou et al., 2006) with $\omega = 0.16 \text{ rad/s}$ [48].	126
Figure 2-60. Schematic diagram of twist compression of the cylinder (C-J Chen et al., 2006) [49].	127
Figure 2-61. Comparisons of compression forces among the slab method, the upper bound method, and the experiment (C-J Chen et al., 2006) [49].	128
Figure 2-62. Difference between classical and orbital forging (J. Nowak et al., 2008) [50]	129
Figure 2-63. Strain distribution at the end of deformation in the (a) conventional forging (b) and in the orbital press (J. Nowak et al., 2008) [50].	130
Figure 2-64. Comparison of the loads obtained from the conventional forging and the orbital press (J. Nowak et al., 2008) [50].	130
Figure 2-65. Comparison of force and power parameters between conventional forging and cold rotary forging (X. Han et al., 2009) [51].	132
Figure 2-66. Interactive effect of D_0 and H_0 on the maximum axial forging force and forging moment (X. Han et al., 2009) [52]	132
Figure 2-67. Axial energy, rotation energy and total energy vs. d/h ratio for rotary and conventional upsetting (T. Canta et al., 1998) [55].	134
Figure 2-68. Axial load and torque vs. d/h ratio for rotary and conventional upsetting (T. Canta et al., 1998) [55].	135

Figure 3-1. Simplified model of the upset cylinder (Slice Method for determining upsetting force).....	147
Figure 3-2. Stress Equilibrium diagram for one small slice.....	148
Figure 3-3. Evolution of the force reduction ration versus time at 1 Hz.	152
Figure 3-4. Average gain as a function of coefficient m	154
Figure 3-5. Comparison of exact and series solution of order 4 and 6 for $R=1$	155
Figure 3-6. Average value of gain as a function of coefficient m	156
Figure 3-7. Velocity profile of triangular wave.	159
Figure 3-8. Die displacement with triangular waveform.....	159
Figure 3-9. Effect of the duty ratio on the normalized force reduction (gain).	161
Figure 3-10. Gain in forging force reduction as function of coefficient m (for duty ratio 0.1 and 0.5).	162
Figure 3-11. Schematic of model used in FORGE2008 ®.....	163
Figure 3-12. Effect of change of coefficient m on the forging process with sinusoidal vibrations $v_0=3$ mm/s, $f=40$ Hz and $a=12$ μ m.	165
Figure 3-13. Gain in forging force reduction for coefficient $m=0.2$	165
Figure 3-14. Effect of change of strain rate sensitivity m on the forging process with triangular vibrations $v=3$ mm/s, $f=40$ Hz, $a=67.6$ μ m and $\alpha = 0.1$	166
Figure 3-15. Gain in forging force reduction for $m=0.2$ and $\alpha = 0.1$ with triangular vibration.....	167
Figure 3-16. Effect of workpiece ($m=0.2$) mesh size on the force time graph for forging process without vibration with $v_0=3$ mm/s.	169
Figure 3-17. Velocity profile of the upper die without vibration and with sinusoidal and triangular vibrations.	170
Figure 3-18. Gain in forging force reduction for different value of friction coefficient m	171
Figure 3-19. Comparison of gain in forging force reduction for analytical and FEM model with sinusoidal vibrations.	172
Figure 3-20. Comparison of gain in forging force reduction for analytical and FEM model with triangular vibrations.	172
Figure 3-21. Comparison of forging force for sinusoidal and triangular vibration (Both analytical and FEM models).....	173
Figure 3-22. Comparison of workpiece shape (theoretical and shapes obtained from simulations).....	174
Figure 3-23. Comparison of thermal effect in the forging process with and without vibration.	175
Figure 3-24. Comparison of forging force for forging process with no vibration and with vibration ($f=40$ Hz and $a=12$ μ m) for $v_0=3$ mm/s and $m=0.1, 0.2, 0.3$ and 0.4	176
Figure 3-25. Calculation of gain in forging force reduction for $m=0.1, 0.2, 0.3$ and 0.4 with sinusoidal vibrations ($f=40$ Hz, $a=67.7$ μ m and $\alpha=0.1$).	177
Figure 4-1. Schematic of the vibration assisted forming process (vibration applied in axial direction).....	181
Figure 4-2. Lloyd machine LR30K.	182
Figure 4-3. ZWICK Roell ZI200.....	183
Figure 4-4. Vibration pot with stack piezoelectric actuator.	184
Figure 4-5. ZWICK Roell ZI200 (left) and Lloyd traction/compression machines LR30K (right) with special setup for piezoelectric assembly (vibration pot).....	185
Figure 4-6. Schematic diagram of power supply circuit for the piezoelectric actuator.	186
Figure 4-7. Detail of electric power supply for piezoelectric actuator.	187
Figure 4-8. Force measurement at 62.5 Hz and 80 Hz.....	188
Figure 4-9. Upper and lower die displacements at (a) 10 Hz and (b) 40 Hz.	188
Figure 4-10. Setup used for preparation of plasticne cylindrical workpiece.	190

Figure 4-11. Force versus displacement for measured and modified values for $v_0 = 4$ mm/s and 0.5 mm/s.	193
Figure 4-12. Force versus strain for measured and modified values for $v_0 = 4$ mm/s and 0.5 mm/s.	194
Figure 4-13. Upper and lower die displacements.	196
Figure 4-14. Amplitude of vibration provided by piezoelectric actuator.	197
Figure 4-15. Force curve for upset forging with sinusoidal vibration $f=32.5$ Hz, $a=17$ μ m at $v_0=-3$ mm/s.	197
Figure 4-16. Upset forging without vibration, $v_0=-3$ mm/s.	198
Figure 4-17. Comparison of forging process with sinusoidal vibration $f=32.5$ Hz, $a=17$ μ m. and without vibration at $v_0= 3$ mm/s.	198
Figure 4-18. Force versus time for a upsetforging of plasticine in presence of sinusoidal vibration ($v_0= 2.5$ mm/s, $f=45$ Hz and $a=18$ μ m).	200
Figure 4-19. Displacement of lower die.	201
Figure 4-20. Force (unfiltered and filtered) versus time curves for sinusoidal assisted vibration process for plasticine upsetting.	202
Figure 4-21. Filtered force curve for plasticine with sinusoidal vibration.	202
Figure 4-22. Dies displacements during the upsetting forging.	204
Figure 4-23. Upset forging for Aluminium with sinusoidal vibrations, $f=2$ Hz, $a=4$ μ m. ...	204
Figure 4-24. Upper and lower dies' displacements.	206
Figure 4-25. Forging force for an upset forging process with sinusoidal vibration for copper as a workpiece material $f=10$ Hz, $a=10$ μ m.	206
Figure 4-26. Velocity profile for triangular vibrations with duty ratio α	208
Figure 4-27. Incremental forging process with relaxation $v_1^- = 3$ mm/s, $v_1^+ = 0$ and relaxation time $1 - \alpha t = 0.5$ sec.	208
Figure 4-28. Comparison of forging process with $v_0 = 2.1$ mm/s and superimposed triangular vibration.	209
Figure 4-29. Forging force versus time for upset forging with triangular vibration $f=15$ Hz, $a=19\mu$ m, $\alpha=0.9$ and $v_0 = 0.25$ mm/s.	211
Figure 4-30. Force curve for upset forging of copper workpiece, $f=50$ Hz and $\alpha = 0.5$	212
Figure 5-1. Schematic of forging process with one piezoelectric actuator.	217
Figure 5-2. Schematic of forging process with two piezoelectric actuators.	219
Figure 5-3. Angular displacement caused by piezoelectric actuators.	219
Figure 5-4. Movement of lower die and angular velocity at a certain point M on workpiece lower surface.	222
Figure 5-5. Instantaneous velocity in workpiece.	223
Figure 5-6. Displacement analysis of two points on the lower die of forging process.	224
Figure 5-7. FORGE2011® model for FEM Simulations.	229
Figure 5-8. Kinematics of Generic press.	230
Figure 5-9. Possible movements with Generic press.	230
Figure 5-10. Data file attached to Generic Press for introduction of rotation and translation.	231
Figure 5-11. Position of A-Priori sensors on the workpiece.	233
Figure 5-12. Force versus time for forging processes with and without multi vibration $f=10$ Hz and $\Omega_0=0.15$ rad/sec.	234
Figure 5-13. Gain in forging force reduction for forging process with multi vibration $f=10$ Hz and $\Omega_0=1.43$ rev/min.	234
Figure 5-14. Velocity field of work piece (a) $t = T/4$, (b) $t = 3T/4$	235
Figure 5-15. Velocity V_z related to sensor attached to node at position (20 0 0).	236
Figure 5-16. Increase of radius during forging process with sensor at node (20 0 0).	237
Figure 5-17. Effect of mesh size on the forging force.	238

<i>Figure 5-18. Forging force comparison for forging process with and without multi vibration $\Omega_0 = 0.10\text{rad/sec}$.....</i>	<i>239</i>
<i>Figure 5-19. Gain in forging force reduction for $\Omega_0 = 0.10 \text{ rad/sec}$.....</i>	<i>240</i>
<i>Figure 5-20. Force comparison for forging process with and without multi vibration $\Omega_0 = 0.08 \text{ rad/sec}$.....</i>	<i>241</i>
<i>Figure 5-21. Gain in forging force reduction for $\Omega_0 = 0.08 \text{ rad/sec}$.....</i>	<i>241</i>
<i>Figure 5-22. Comparison of forging force for forging processes with and without multi vibration for $m=0.4, \Omega_0 = 0.15\text{rad/sec}$.....</i>	<i>242</i>
<i>Figure 5-23. Gain in forging force reduction for m (sensitivity to strain rate) = 0.4.</i>	<i>243</i>
<i>Figure 5-24. Gain of forging process with multi vibration and bilateral coolant as a lubricant.....</i>	<i>244</i>

List of Tables

<i>Table 2-1. Results of cylinder deep drawing for various coefficients of friction [17]</i>	<i>92</i>
<i>Table 2-2. Mean force reduction due to the reduction of interface friction during ultrasonic extrusion (M. Lucas and Y. Daud, 2009) [21].</i>	<i>99</i>
<i>Table 2-3. Percentage reduction in the forming force for different metals S. A. Aziz and M. Lucas, 2010) [29].</i>	<i>114</i>
<i>Table 2-4. Material properties and the upsetting conditions</i>	<i>116</i>
<i>Table 2-5. Process parameters.....</i>	<i>129</i>
<i>Table 2-6. Summary of the research work done in the field of vibration and rotation assisted forming process</i>	<i>136</i>
<i>Table 3-1. FEM Model description for forging process in FORGE 2008 ®.</i>	<i>164</i>
<i>Table 3-2. Detail of simulations performed in FORGE 2008 ® to visualize the effect of change of mesh size (computer used: DELL T3500, Intel Xenon 4 core).</i>	<i>168</i>
<i>Table 3-3. Calculation of gain in forging force reduction for m=0.1, 0.2, 0.3 and 0.4 with sinusoidal vibrations (f=40 Hz and a=12 µm).....</i>	<i>176</i>
<i>Table 3-4. Calculation of gain in forging force reduction for m=0.1, 0.2, 0.3 and 0.4 with triangular vibrations (f=40 Hz, a=12 µm and α=0.1).....</i>	<i>177</i>
<i>Table 3-5. Comparison of gain for vibration assisted forging process in VP and EVP domain.....</i>	<i>178</i>
<i>Table 4-1. Specification of Lloyd LR30K.</i>	<i>182</i>
<i>Table 4-2. Specifications of ZWICK Roell ZI200.</i>	<i>183</i>
<i>Table 4-3. Detail of the measurement devices used to measure and generate vibration.</i>	<i>186</i>
<i>Table 4-4. Parameters used in model.....</i>	<i>192</i>
<i>Table 4-5. Material and friction coefficient of the model.</i>	<i>194</i>
<i>Table 4-6. Geometric and process parameter for forging process with sinusoidal vibration.</i>	<i>195</i>
<i>Table 4-7. Geometrical and process parameter.....</i>	<i>199</i>
<i>Table 4-8. Geometrical and process parameter.....</i>	<i>200</i>
<i>Table 4-9. Material Parameters of the Aluminium based on the Hook's law and Norton-Hoff law.</i>	<i>203</i>
<i>Table 4-10. Geometrical and process parameters used for performing sinusoidal vibration assisted forging process.</i>	<i>203</i>
<i>Table 4-11. Material Parameters of the Copper based on the Hook's law and Norton-Hoff law.</i>	<i>205</i>
<i>Table 4-12. Geometrical and process parameters.</i>	<i>205</i>
<i>Table 4-13. Experiment parameters for forging process with relaxation.</i>	<i>207</i>
<i>Table 4-14. Geometrical and process parameter with triangular vibration.....</i>	<i>210</i>
<i>Table 4-15. Geometrical and process parameters of upset forging.</i>	<i>212</i>
<i>Table 5-1. Geometric and process parameters for the forging process with multi vibrations.</i>	<i>229</i>
<i>Table 5-2. Geometric and process parameters for the simulation with different velocity and Ω_0</i>	<i>239</i>
<i>Table 5-3. Impact of Ω_0 on the forging force reduction.....</i>	<i>242</i>

Nomenclature

μ = Coulomb coefficient of friction

σ_n = Normal stress

F = Forging force

\bar{m} = Tresca coefficient of friction

σ_0 = Flow stresses

r_e = Radius of billet

h_0 = Billet initial height

$h(t)$ = height at certain time

$\varepsilon(t)$ = Strain

$\dot{\varepsilon}(t)$ = Strain rate

$\dot{h}(t)$ = Height reduction rate

k = Coulomb coefficient of friction

n = Coefficient of hardening

m = Coefficient of sensitivity to strain rate

v_0 = Constant velocity

v_1 = Vibration velocity of sinusoidal signal

f = Frequency of vibration

a = amplitude of vibration

ω = Coulomb coefficient of friction

R = velocity ratio

\bar{G} = Gain in forging force reduction

α = Cycle duty ratio

v_1^- = Coulomb coefficient of friction v_1^+ = Positive velocity of triangular signal

f_{res} = Resonance frequency

θ_y = angular displacement in y – direction

ω_y = Angular velocity in y – direction

Ω_0 = Maximum amplitude of angular velocity

$\vec{\omega}_{Mx}(t)$ = Angular velocity in x – direction at point m

$\vec{\omega}_{My}(t)$ = Angular velocity in y – direction at point M

$X_s(t)$ = Displacement of upper die

$X_i(t)$ = Displacement of lower die

θ_x = Angular displacement in x – direction

θ_{x0} = Initial angular displacement in x – direction

θ_{y0} = Initial angular displacement in y – direction

Version Française

Chapitre 1 Introduction Générale

1.1 Contexte de l'étude

Avec les nouveaux enjeux économiques et environnementaux, les procédés doivent être améliorés en terme de compétitivité et d'impact sur l'environnement. Dans le cadre des procédés de mise en forme l'introduction de vibrations est une piste possible d'alternative au chauffage et aux lubrifiants. Si leur effet est connu, il reste encore beaucoup d'incertitude quant aux fréquences, amplitudes et formes de ces vibrations. L'apport de cette technologie a été jugé utile au cours de ces dernières années. La première utilisation du forgeage assisté par vibration date de 60 ans [1]. Depuis, des nombreux laboratoires se sont focalisés sur l'étude et la maîtrise du forgeage assisté par vibration. Jusqu'à présent, la plupart des travaux ont surtout traités de l'extrusion et le tréfilage.

Dans la littérature, les opérations typiques impliquant l'utilisation de charges vibratoires incluent l'impact des vibrations sur le forgeage, le chargement cyclique, le forgeage avec des charges de vibrations superposées, et la superposition des vibrations ultrasoniques sur la partie déformée. Il a été établi que les vibrations peuvent être utilisées comme lubrifiant pour réduire le frottement et produire un bon état de surface. Elles augmentent également la plasticité des matériaux, réduisent leurs résistances à la mise en forme, et augmente le degré de mise en forme atteint. Des nombreux auteurs ont utilisé le forgeage assisté par vibration et ont démontré les avantages de l'intégration des vibrations décrites ci-dessus.

Cependant, la plupart des chercheurs ont montré les effets souhaitables (réduction de la charge de la mise en forme, amélioration de l'état de surface finale et une réduction de la force de frottement) pour les procédés de mise en forme assistés par vibrations mais très peu ont essayé de présenter les causes (mécanismes) de ces effets désirables. En effet, les paramètres clés ainsi que les mécanismes physiques impliqués au cours de ce procédé agissent simultanément d'où la nécessité d'une étude expérimentale pour distinguer l'influence de chaque paramètre. Dans ce travail, la modélisation analytique et l'analyse par éléments finis (FEM) seront les outils pour l'acquisition d'une meilleure connaissance des phénomènes qui se produisent au cours des procédés de mise en forme assistés par vibrations.

1.2 Utilisation des vibrations pour améliorer le procédé de mise en forme des matériaux

En raison de l'importance des procédés de mise en forme dans les industries automobile, aéronautique et biomédicales, l'amélioration de ces techniques a été l'objectif des nombreux travaux de recherche. Les chercheurs ont réussi à intégrer de nombreuses techniques pour améliorer les procédés de mise en forme, y compris l'utilisation de lubrification ainsi que le préchauffage de la matière. Cependant, ces techniques ont leurs avantages et leurs inconvénients. Afin de remédier à ces inconvénients, une nouvelle technique de mise en forme assistée par vibrations vient apporter sa contribution à l'amélioration des procédés de fabrication.

En raison de travaux de recherche continues et rigoureux, le domaine de recherche «Intégration des vibrations de fréquence ultrasonique et faible dans le procédé de mise en forme des matériaux» a gagné de nouveaux sommets. L'influence des vibrations sur les procédés de mise en forme des matériaux peut être envisagée dans deux domaines. Tout d'abord, les liens que l'on appelle *l'effet de volume* qui se traduit par un abaissement de la limite d'élasticité du matériau grâce à l'influence des vibrations sur le mouvement des dislocations. Cela couvre les avantages de la technique de chauffage du matériau au cours des procédés de mise en forme. Un deuxième avantage c'est *l'effet de surface* qui se résume par une diminution périodique de la surface de contact et du coefficient de frottement entre le lopin et la matrice. C'est pourquoi, les vibrations sont également appelés lubrifiant intelligent. L'application des vibrations à hautes et basses fréquences contribuent à l'amélioration des procédés de mise en forme, notamment par la réduction de la friction, la diminution de l'intensité de la force de forgeage, l'augmentation de la productivité et l'amélioration de l'état de surface de la pièce finale [1].

1.3 Contribution de la thèse

Cette section met en évidence les apports et les limites du forgeage assisté par vibrations. Une synthèse des travaux effectués dans le domaine spécifié est décrite. L'importance et les limitations du procédé sont abordées. Les recherches effectuées dans le cadre de cette thèse ont été réalisées au sein du Laboratoire de Conception Fabrication Commande LCFC de l'ENSAM de Metz et représente une continuité avec les travaux antérieurs effectués par Ly et al (2010) [2].

1.3.1 Importance de l'étude

Ce travail de thèse intègre les vibrations à basse fréquence dans le procédé de mise en forme des matériaux. Les travaux effectués auparavant sur le procédé de mise en forme assisté par vibration sont basés essentiellement sur l'utilisation des fréquences ultrasoniques nécessitent des équipements spécifiques tels que des résonateurs. Ce travail montre clairement que l'utilisation de vibrations à basse fréquence (0-125Hz) peut également être utile pour atteindre les avantages spécifiés.

Dans cette thèse, des modèles mathématiques pour les procédés de mise en forme assistées par vibration sont proposées avec l'introduction de vibration simples et multiples. Ces modèles nous permettent de trouver les paramètres importants individuels comme la vitesse de procédé, la fréquence et l'amplitude des vibrations et la combinaison de ces paramètres intervenant dans le procédé de mise en forme assisté par vibrations comme la vitesse et le rapport cyclique. Les résultats sont analysés par des expériences et des simulations par éléments finis (FEM).

Ce travail de recherche donne un aperçu en profondeur de l'application de vibrations pendant les procédés de mise en forme. Dans ce contexte de l'étude les modèles analytiques sont rarement présentés. Aucun chercheur n'a pu mettre au point la solution exacte pour le procédé de mise en forme assisté par vibrations. La plupart des travaux sont basés essentiellement sur le calcul par éléments finis et des essais expérimentaux. Les modèles analytiques sont généralement plus enrichissants comparés aux simulations éléments finis. Ils ajoutent ainsi une autre dimension au travail de recherche dans le domaine du procédé de mise en forme assisté par vibrations. Ce travail couvre les effets des vibrations sur les procédés de forgeage en domaine viscoplastique mais présente également quelques résultats de simulation pour montrer l'impact de l'élasticité.

Dans tous les travaux antérieurs relatifs au procédé de mise en forme assisté par vibrations, les chercheurs ont utilisé un seul type de forme d'onde (sinusoïdale). Dans ce travail, la nouvelle approche adopte l'utilisation de différents types de forme d'onde (triangulaire) pour bénéficier du rapport cyclique du signal. Il montre un impact sur la réduction de la force de forgeage considérable et il présente un avancement dans ce domaine.

Tous les travaux anciens effectués dans la carte de procédé de mise en forme assisté par vibrations sont liés à l'application d'une seule source de vibration dans la direction axiale ou radiale. L'une des particularités de ce travail c'est l'utilisation de plusieurs actionneurs piézo-

électriques. Dans cette thèse, les actionneurs piézoélectriques ont servies pour générer des vibrations multi sources avec des ondes de forme compliquées. Ainsi, le présent travail contribuera à l'extension des travaux antérieurs et propose une innovation dans le domaine de forgeage assisté par vibrations.

1.3.2 Limites de l'étude

Le travail présenté dans cette thèse est principalement axis sur les effets dans le domaine viscoplastique pour lequel la loi de Norton-Hoff a été utilisée pour décrire le comportement du matériau. En réalité, l'élasticité joue aussi un rôle important et affecte ainsi la réduction de force de forgeage. Dans le domaine élasto-viscoplastique le gain dans la réduction de la force de forgeage est moins considérable que dans le domaine viscoplastique comme le montre les simulations réalisées dans le chapitre 3. Toutefois, dans ces travaux le modèle analytique n'a pas été abordé. De même les effets thermiques n'ont pas été discutés en détail pour le procédé de forgeage assisté par vibration. Cependant, les simulations par éléments finis ont montrée que cela n'affecte pas beaucoup la force au cours des procédés de forgeage à froid.

Dans ce travail, l'accent était porté principalement sur le développement des modèles analytiques pour le procédé de forgeage assisté par une et plusieurs sources de vibrations. Nous avons également effectué des simulations par éléments finis pour vérifier nos modèles analytiques. Mais les expériences sont effectuées uniquement pour le procédé de forgeage avec une seule source de vibrations. Le dispositif mécanique (pot vibrant) avec multi actionneurs piézoélectrique pour assister le procédé de forgeage est en cours de conception et fabrication.

1.4 Organisation de la thèse

Ce document de thèse s'articule autour de trois grandes parties à cela s'ajoute une conclusion finale. Dans le chapitre 1, une introduction aux travaux de recherche dans le cadre de cette thèse est présentée. Le positionnement de ce travail par rapport aux recherches existantes est décrit tout en portant l'accent sur la contribution et les limitations.

L'état de l'art détaillé relatif aux zones principales dans ce travail de recherche est présenté dans le chapitre 2. Ce chapitre est essentiellement été divisé en trois parties principales. La première partie décrit l'examen des procédés de mise en forme et leurs importances dans l'industrie. Les détails des techniques utilisées pour améliorer les procédés de forgeage sont présentés dans la deuxième partie. La troisième et dernière partie de ce chapitre est relative à

des anciens travaux de recherches dans le domaine de procédés de mise en forme assistés par translations et rotations.

Le chapitre 3 détaille le développement du modèle analytique pour le procédé de forgeage assisté par une seule source de vibrations. Ce modèle analytique est basé sur la méthode des tranches combiné avec une loi de Norton-Hoff pour la détermination de la force de forgeage. Ce modèle a été développé pour un lopin cylindrique et unne forme de parallélépipède pour les cas avec et sans vibrations. Nous avons utilisés deux types de forme d'onde de vibration (sinusoïdale ou triangulaire) pour déterminer le gain obtenu en réduction de la force de forgeage. Enfin, les résultats sont comparés avec des simulations numériques effectuées au moyen du code de calcul par éléments finis FORGE2008 ® et permettent la validation de notre modèle analytique. Les incertitudes liées aux des différentes hypothèses faites lors de l'utilisation de la méthode des tranches sont discutées.

Le chapitre 4 présente le protocole expérimental adopté pour le procédé de forgeage assisté par une seule source de vibrations. Les détails du dispositif expérimental y compris les machines de compression Lloyd ou ZWICK/Roell Z1200, le pot vibrant, l'alimentation électrique, les capteurs et actionneurs utilisés dans les expériences sont définis. Les différents matériaux utilisés pour les expériences sont décrits dans ce chapitre. Des expériences de procédé de forgeage avec et sans vibrations sont également présentés. Ces derniers permettent l'identification des paramètres du matériau, la validation des résultats de simulation FE et du modèle analytique.

Le chapitre 5 décrit l'application de vibrations multi-sources et son impact sur la matrice inférieure. L'étude cinématique de la matrice inférieure sous l'effet de la vibration multiple est présentée en détail pour montrer l'existence d'onde progressive. Le procédé de forgeage avec les vibrations multi-sources ont modélisé avec le logiciel de calcul par éléments finis FORGE2011 ®. La mesure de l'amplitude du déplacement sur la surface de la matrice inférieure a comparée avec la matrice du déplacement calculée analytiquement avec le logiciel Mathematica ®. Enfin, les simulations FEM et les résultats sont présentés pour montrer le gain obtenu par l'application des vibrations multi sources dans le procédé de forgeage.

Le chapitre 6 est le dernier chapitre de cette thèse. Il présente la discussion générale sur le travail de recherche effectué, le potentiel et les limitations de l'approche proposée ainsi que les prochaines étapes de développement et d'amélioration possibles.

1.5 Conclusion

Le travail présenté intègre l'utilisation des vibrations mécaniques dans les procédés de mise en forme à froid des matériaux des comportements visco-plastiques. Les avantages de procédé de mise en forme assisté par vibrations se mesurent par une réduction de l'intensité de la force de mise en forme, une diminution de la contrainte d'écoulement, la réduction du frottement entre l'outil et l'opin, une distribution uniforme de la mise en forme viscoplastique et enfin amélioration de l'état de surface de la pièce finale. A cet effet, un modèle analytique avec une seule source de vibration a été développé pour le procédé de forgeage. Les vibrations sinusoïdale et triangulaire ont été intégrées dans le modèle et il se trouve que les vibrations triangulaire est plus avantageux comparer à les vibrations sinusoïdal a cause du contrôle sur le rapport cyclique. On observe également que les paramètres principaux qui contrôlent la réduction de la force de forgeage sont : le rapport de vitesse définie par l'amplitude de la vitesse de vibration et la vitesse moyenne de l'outillage et la sensibilité à la vitesse de déformation. Le modèle analytique a été validé au moyen des simulations éléments finis réalisés avec le code de calcul FORGE2011 ® et les essais expérimentaux en dispositif expérimentale de pot vibrant a été conçu et les essais ont été réalisé sur les machines Lloyd LR30K ou ZWICK / Roell 1200. L'étude a ensuite été enrichi avec les plusieurs sources de vibrations. L'étude cinématique montre que les vibrations multiples génèrent une onde progressive. Cette nouvelle cinématique a été intégrée dans un modèle numérique sur le code de simulation par éléments finis FORGE2011 ® pour étudier le forgeage assisté par plusieurs sources des vibrations. L'analyse de résultats montre une réduction considérable de la force de forgeage et de la contrainte de l'écoulement ainsi qu'une modification de la loi de frottement générée par le changement de la direction du vecteur de vitesse.

Chapitre 2 Etat de l'Art

2.1 Introduction

Ce chapitre traite l'intégration de vibrations et de rotation dans les procédés de mise en forme. La première partie traite la classification des procédés de mise en forme, leurs utilisations dans l'industrie avec une focalisation particulière sur le procédé de forgeage. La deuxième partie détaille les techniques utilisées pour améliorer le procédé de mise en forme. Enfin, la troisième partie de ce chapitre est dédiée à l'application de vibration et rotation dans les procédés de mise en forme des matériaux.

La troisième partie est en outre classée en trois sous-catégories en fonction de la nature du procédé de mise en forme et du type de mouvement de l'outillage. La première sous-section se compose de recherches basées sur l'application de vibration en translation au cours de tréfilage, extrusion et procédés de forgeage. La deuxième sous-section intègre le mouvement de rotation au cours des procédés de mise en forme. La sous-section finale met en évidence l'application des vibrations dans le procédé de forgeage rotatif.

2.2 Objectifs

Les principaux objectifs de ce chapitre consiste à :

- Décrire l'importance des procédés de mise en forme dans l'industrie,
- Présenter les améliorations du procédé de mise en forme,
- Etudier des travaux de recherche effectués dans le domaine de procédé de mise en forme assisté par une seule source de vibration (Etude théorique, expérimental et numérique) et analyser de leurs contributions et les améliorations possibles décrites dans le chapitre 3 et 4,
- Etude bibliographique du forgeage rotatif dans le but de comprendre la modélisation cinématique et de l'intégrer dans le procédé de forgeage assisté par plusieurs sources de vibration comme décrite dans le chapitre 5.

2.3 Classification des procédés de mise en forme des matériaux

Le procédé de mise en forme correspond à un groupe de procédé de fabrication par lequel le matériau donné, habituellement amorphe ou d'une géométrie simple, se transforme en une

partie utile, sans modification de la masse ou de la composition du matériau. Cette partie a généralement une géométrie complexe avec (a) une forme bien définie, (b) des dimensions, (c) une précision et des tolérances, (d) une apparence et (e) des propriétés. La fabrication de pièces matériaux et des assemblages peuvent être classées de manière simplifiée en cinq domaines (Taylan Altan et al, 2004) [1]. :

- Procédés de mise en forme primaires, tels que le moulage, fonte extrusion, moulage par injection et le frittage
- Les procédés de mise en forme des matériaux tels que le laminage, l'extrusion, le forgeage à chaud et à froid, pliage, emboutissage où le matériau est formé par déformation plastique.
- Les procédés de coupe des matériaux, tels que le sciage, le tournage, le fraisage et le brochage.
- Les procédés de traitement des matériaux, tels que le traitement thermique et le durcissement de surface
- Le procédé d'assemblage tel que soudage par diffusion, et (b) l'assemblage mécanique, comme le rivetage et frettage

Parmi tous les procédés de fabrication, la technologie de mise en forme des matériaux occupe une place spéciale car elle permet de produire des pièces de propriétés mécaniques supérieures avec un minimum de déchets de matière. Dans la mise en forme, le matériau de départ présente une géométrie relativement simple, la matière est déformée plastiquement pendant une ou plusieurs opérations en un produit de configuration relativement complexe. Former au quasi-net ou aux dimensions net-shape réduit considérablement les besoins d'enlèvement de matériau, ce qui entraîne un gain de matériel importants et des économies d'énergie. Le procédé de mise en forme des matériaux nécessite habituellement un outillage relativement cher. Toutefois, le procédé est économiquement intéressant pour les grandes séries de pièces ou lorsque les propriétés mécaniques requises dans le produit fini ne peuvent être obtenus que par un procédé de mise en forme.

Le procédé de mise en forme des matériaux comprend un grand nombre de procédés de fabrication produisant pour les secteurs industriels, les composants militaires et des biens de consommation. Ces procédés comprennent: (a) les opérations de mise en forme massifs comme le forgeage, le laminage et l'étirage (b) la mise en forme de feuilles et l'emboutissage. Contrairement à l'usinage, les procédés de mise en forme de matériaux ne nécessitent pas un enlèvement de matière pour obtenir la forme souhaitée de la pièce. Les

procédés de mise en forme sont souvent utilisés conjointement avec d'autres procédés de fabrication tels que l'usinage et le traitement thermique, afin d'achever la mise en forme de la matière première en produit final.

Les procédés de mise en forme sont particulièrement attrayants dans les cas où :

- La géométrie de la pièce est complexe et les volumes de production sont considérables, de sorte que les coûts d'outillage par unité de produit peuvent être maintenus bas (par exemple, dans les applications automobiles),
- Les propriétés mécaniques et métallurgiques de la pièce sont extrêmement importantes,
- La conception, l'analyse et l'optimisation des procédés de mise en forme exigent:
 - ❖ Une connaissance mécanique de l'écoulement du matériau, des contraintes, et du transfert de chaleur,
 - ❖ Les renseignements technologiques relatifs à la lubrification, le chauffage et les techniques de refroidissement, la manutention, la conception des matrices et des équipements de mise en forme [Altan et al. 1983].

2.4 Importance des procédés de mise en forme dans l'industrie.

Le procédé de mise en forme de matériaux est un procédé de fabrication utilisé principalement pour diminuer les pertes et la précision dimensionnelle. Ce qui permet généralement d'améliorer les propriétés mécaniques du produit formé. Par conséquent, les procédés de mise en forme ont été constamment utilisés dans les industries, surtout dans l'industrie aéronautique, l'automobile, les produits de mesure, dans les applications biomédicales, la production de machines-outils et les outils manuels.

- Ces procédés de fabrication sont utilisés pour les prototypes et travaux de développement. Dans le cas des applications aérospatiales, le matériau est formé en composants de la cellule ou du moteur.
- Dans les applications automobiles, les pièces fabriquées sont principalement les berceaux de moteurs, les composants de suspension, le radiateur et poutres de support du tableau de bord et les composants de moteurs.
- En application biomédicale, les procédés de mise en forme sont utilisés pour la fabrication des pièces pour supporter différents organes humains tels que le soutien de la cheville personnalisée.

- Certaines machines outils pour les installations industrielles, outils manuels, tels que les marteaux, pinces, tournevis, et attaches, tels que des vis, écrous, boulons et rivets ainsi que des conteneurs, tels que des boîtes en matériau, les canettes et boîtes sont fabriqués à partir du procédé de mise en forme.
- Les éléments de construction utilisés pour le perçage de tunnel tels que l'exploitation minière et les carrières (toiture et éléments murs etc.)

L'un des procédés de mise en forme couramment utilisé dans l'industrie est procédé de forgeage, comme mentionné dans la Figure 2-1. Le forgeage est le procédé consistant à déformer le matériau en une forme prédéterminée en utilisant certains outils et équipements.

2.4.1 Procédé de forgeage à chaud

La forgeabilité est généralement définie comme la capacité d'un matériau à se déformer sans se fissurer. Des nombreux de tests ont été développés pour quantifier la forgeabilité d'un matériau, mais aucun n'est accepté universellement [Serope Kalpakjian et al, 2005.].

Le procédé de forgé à chaud est effectué sur la pièce de matériau, il doit être chauffé au-dessus de la température de recristallisation. Forgeage à chaud est également recommandé pour la déformation du matériau qui dispose de rapport élevé de formabilité. Parce que le matériau est chaud, il est facile de déformer, ce qui permet des formes plus complexes comparé au procédé de forgeage à froid. Le forgeage à chaud est commun pour les matériaux durs tels que l'acier qui seraient difficiles à façonner à froid. Pendant ce procédé de forgeage, la structure de grains secondaires est cassée et remplacée par des grains plus fins obtenus grâce à la réduction de la taille du lingot.

D'autres considérations pour l'utilisation du procédé de forgeage à chaud sont la production de composants discrets, les contraintes, la structure homogénéisé de grain, l'augmentation de la ductilité, l'élimination des impuretés chimiques pour les applications particulière.

2.4.2 Procédé de forgeage à froid

En raison de la facilité d'utilisation, les procédés de forgeage à froid sont utilisés plus souvent dans l'industrie. Certaines précautions à prendre en utilisant ce procédé sont les suivantes :

- Le procédé de forgeage à froid consiste à déformer un matériau à une température inférieure à la température de recristallisation. Le procédé est généralement préféré lorsque le matériau est malléable, comme l'aluminium.

- Ce procédé est généralement moins utilisé en comparaison avec le forgeage à chaud et le produit obtenu par le procédé nécessite peu ou aucune étape de finition. On utilise le mot «froid», mais le forgeage à froid est fait à une température ambiante.

Les fabricants s'orientent souvent vers le procédé de forgeage à froid pour des raisons économiques. En effets, le procédé permet de fabriquer des pièces finies, ce que permet de se passer de plusieurs étapes du procédés telles que la chauffe et la finition qui s'avèrent peu fois coûteuses.

2.5 Techniques pour améliorer le procédé de mise en forme

En raison de l'importance du procédé de mise en forme dans le domaine de l'automobile, les industries aéronautiques et biomédicales, l'amélioration des procédés de mise en forme a longtemps été l'objectif des chercheurs. Au vu des avantages de tels procédés, les recherches ont proposés des solutions qui permettent de réduire les efforts et par conséquent la puissance mise en jeu. Ces solutions comprennent la lubrification, le chauffage durant la mise en forme et l'application des vibrations. Dans la paragraphe qui suit, nous allons décrire ces techniques, leurs détails et leurs mérites.

2.5.1 Lubrification

La lubrification très largement utilisée au cours de procédé de forgeage. Elle permet effectivement des réductions significatives des efforts, mais à côté de cette amélioration d'autres problèmes peuvent se poser. En premier lieu c'est une opération supplémentaire, ensuite elle a une influence sur la qualité dimensionnelle de la pièce et enfin elle peut nécessiter des précautions particulières comme pour tout produit chimique.

2.5.2 Chauffer le matériau

Le chauffage du lopin réduit l'effort de mise en forme mais affecte certaines propriétés essentielles du matériau telles que la structure en surface, la structure cristalline, la résistance du matériau etc. Cette solution est à écarter car elle affecter la résistance globale de la pièce obtenue.

2.5.3 Application de vibration et de rotation pendant le procédé de mise en forme

En raison des inconvénients inhérents aux deux techniques citées précédemment, les chercheurs ont mis au point une nouvelle technique pour éliminer ces effets négatifs. Dans

cette technique la vibration est appliquée au cours du procédé de mise en forme. Elle permet d'avoir les avantages de la lubrification et du préchauffage du matériau.

L'intégration des vibrations dans les procédés de mise en forme des matériaux a été étudiée par des chercheurs différents et est présentée dans la section 2.5. Les avantages de l'utilisation des vibrations au cours de mise en forme des matériaux sont :

- Une bonne qualité de surface grâce à la réduction de frottement à l'interface outil-pièce et une répartition uniforme de changement,
- L'amélioration de la matière et les propriétés mécaniques.

Il ya beaucoup d'instruments utilisés pour la génération des vibrations au cours de procédés de mise en forme mais les actionneurs piézo-électrique sont les dispositifs les plus couramment utilisé par les chercheurs pour générer des vibrations dans le procédé de mise en forme des matériaux [8, 9, 10, 11 et 12]. Le détail des capteurs et des actionneurs piézoélectriques sont présentés dans l'annexe A. Les techniques de la rotation de forge, de forgeage rotatif et le forgeage rotatif avec vibrations ont été étudiés, les avantages de ces technique sont présentés dans les sections 2.7 et 28.

2.6 Travaux de recherche ultérieurs

La première application de l'utilisation de vibrations durant la déformation de matériau a été rapportée par Garskij et Efrmov en 1953 [12]. Deux ans plus tard, Blaha et Langkert ont utilisé des vibrations ultrasonores durant des essais de traction de monocristaux de Zinc. Ensuite, des laboratoires partout dans le monde ont commencé à utiliser des vibrations durant la déformation plastique de matériaux [13].

Deux types de phénomènes peuvent être attribués à l'utilisation des vibrations. En premier lieu, des *effets de volumes* permettent la diminution de la contrainte d'écoulement en favorisant le déplacement des dislocations sous l'effet des vibrations [13]. En second lieu, des *effets de surfaces* peuvent expliquer une diminution du coefficient de friction apparent à la suite d'une variation périodique de la surface de contact et/ou une modification périodique de l'orientation du vecteur de la force de friction [13].

2.6.1 Application de vibration dans les procédés d'étirage et tréfilage

L'utilisation de la vibration ultrasonore dans les matrices d'étirage et de tréfilage révèle qu'une réduction de la force de mise en forme, de la contrainte d'écoulement, du frottement entre la matrice et la pièce à former. La production de meilleures qualités de surface et dimension précisés est obtenu. Une étude montre également que la mesure dans laquelle une oscillation peut être avantageuse dépend de la vitesse de procédé, le type de procédé, de type de lubrifiant utilisé, du mode d'oscillation et du matériau utilisé. [14, 15, 16 and 17].

Le procédé d'étirage assisté par vibration ultrasonique implique l'application de vibration ultrasonore soit à la direction axiale ou radiale de la matrice. La Figure 2.7 montre un mécanisme d'étirage avec vibration ultrasonore dans les directions axial (AUD) et radiale (RUD). Il montre aussi la relation entre la vitesse d'étirage et la force de tirage qui ont été obtenues par les expériences pour l'étirage conventionnel (CD), AUD et RUD. Dans ces expériences, la fréquence des vibrations f était 15 kHz, l'amplitude 1 μm et le diamètre du fil tréfilé d_w est de 6.0mm. Le matériau utilisé est du fil d'aluminium pur, A1070-H. Le rapport de réduction R était 6,6%. Les résultats indiquent que la force d'étirage est indépendante de la vitesse d'étirage dans le cas des CD, c'est à dire qu'il était constant à 620 N. D'autre part, la force d'étirage augmente avec d'augmentation de vitesse d'étirage dans le cas d'AUD et RUD. D'une manière générale, la force d'étirage générée par l'étirage AUD et RUD assisté par vibration ultrasonique est sensiblement faible comparée par rapport à celle générée par CD [14].

La Figure 2-8 explique le principe du système oscillant, elle représente le flux d'énergie à partir du générateur jusqu'à la zone de déformation. Le transducteur convertit les oscillations électriques en oscillations mécaniques. La Figure 2-9 montre la réduction de la force d'étirage relative en fonction de l'amplitude. Avec une déformation vrai de 0,24 la réduction de la force obtenue est significative (20%) [15].

Siegert et J. Ulmer, 2001) [16] ont fait des recherches pour séparer des effets de surface et de volume pour le procédé de tréfilage assisté par vibration ultrasonique. Les résultats montrent que la réduction du frottement entre une matrice oscillant longitudinalement et la pièce peut être expliquée par le « Sliding Friction Vector Effect » (SFVE). Une évaluation statistique des mesures de rugosité permet de montrer l'effet de la vibration ultrasonore sur le frottement et donne un aperçu du fonctionnement du SFVE. Si les vibrations acoustiques sont parallèles à la direction d'étirage, la surface de la pièce à former est essentiellement influencée par les

ultrasons. Les paramètres étudiés étaient les amplitudes ultrasonores de 0-46 μm , les matériaux (alliage de cuivre, Ti-alliage) et la vitesse d'étirage variant 80-320 mm/s. Les données mesurées sont la force d'étirage, de l'amplitude de vibration, la température et la puissance ultrasonores. Le résultat est présenté dans la Figure 2-12. Ainsi, l'amplitude de vibration est élevée, les surfaces sont plus régulières.

Dans le formage à la presse, les plissages et les fissures doivent être évités dans la production de produits de haute qualité. Ceci peut être réalisé par la diminution du coefficient de frottement entre la tôle et l'outillage. L'utilisation des vibrations ultrasonores (des fréquences supérieures à 20 kHz) est une façon d'éviter ce phénomène défavorable (Y. et H. Aoyama Ashida, 2007) [17].

Dans le procédé de formage à la presse, le coefficient de frottement du coin de la matrice est très important. Afin de confirmer l'effet de la diminution de la résistance de frottement dans le procédé d'emboutissage profond de cylindre, la résistance de frottement est examinée en utilisant un outil de simulation de formage à la presse (DYNAFORM). Les différences de coefficient de frottement entre le coin et les autres parties de la matrice sont déterminées en utilisant des composants matrice (l'anneau d'épaulement et la matrice).

Le coefficient de frottement entre la tôle et la matrice sans lubrifiant est environ 0,5, et avec une vibration ultrasonore est environ 0,15. Le coefficient de frottement entre la tôle métallique et la matrice avec lubrifiant et une vibration ultrasonore est environ 0,1. Les résultats des simulations dépendent également du coefficient de frottement entre la matrice et le flan, le poinçon et le flan, et le serre-flan et le flan. Toutefois, indépendamment du fait que le pressage est réussi, le coefficient de frottement entre l'anneau d'épaulement et le flan est important. Par conséquent, il n'est pas nécessaire de faire vibrer toute la matrice, et le coefficient de frottement peut être réduit au coin de la matrice.

2.6.2 Application de vibration dans les procédés d'extrusion

Les vibrations ultrasonores peuvent être appliquées sur l'outillage au cours de procédé d'extrusion. S.A.A. Akbari Mousavi et al. 2007 [18] présente des études des effets de vibrations ultrasonores appliquées à un procédé d'extrusion ont montré que l'effort d'extrusion et la contrainte d'écoulement pouvaient être constatés pour des vitesses d'extrusion inférieures à une vitesse critique. En outre, il a été constaté que l'application de vibration n'avait pas d'effets significatifs sur la déformation plastique équivalente du matériau. Une réduction significative de l'effort d'extrusion peut être obtenue en réduisant la

vitesse ou en augmentant l'amplitude de la vibration (Figure 2-18 et Figure 2-19). Les paramètres des procédé et vibration sont $f=5-20$ kHz, $a= 1-20$ μm , $v=40$ mm/s et $\bar{m}=0.05$.

Les chercheurs ont étudiés le procédé d'extrusion inverse pour la vitesse d'outillage 100 mm/s initialement, la force d'extrusion obtenue par cette modèle avec outils rigides est illustré dans la figure 2-20 (a). La figure 2-20 (b) montre la force d'extrusion moyenne pour différentes vitesses de l'outillage (M. Rosochowska et A. Rpschpwski, 2007 [19]). La force d'extrusion relative définie comme le rapport de la force moyenne et force statiques, était de 0,42, 0,56, 0,67 et 0,87 pour des vitesses de 20, 100, 200 et 500 mm/s. La fréquence et l'amplitude utilisés dans ces cas sont $f=20$ kHz et $a= 8.5\mu\text{m}$,

Il est également à noter que la valeur maximale de la force d'extrusion avec vibration est inférieure à la force dans les conditions statiques. La différence entre les deux forces a diminué avec l'augmentation de la vitesse d'outillage et l'application de la vibration a réduit la force de frottement (M. Rosochowska and A. Rpschpwski, 2007 [19]).

L'influence de la vibration ultrasonore sur le frottement dans la direction parallèle et perpendiculaire de la direction de glissement a été étudiée pour les échantillons de l'alliage d'aluminium, le cuivre, le laiton et l'acier inoxydable glissant contre l'acier à outils. Des expériences ont été réalisées avec une vitesse de glissement moyenne de 50mm/s, et la pression moyenne de contact 0,7 MPa avec des amplitudes de vibration jusqu'à 10 μm et fréquence 20 kHz. La réduction significative du frottement glissement a été observée (jusqu'à > 80%) et une bonne correspondance a été trouvée entre les valeurs mesurées et les prédictions des deux modèles simples pour les effets des vibrations longitudinales et transversales. La vibration longitudinale produit une plus grande réduction du frottement comparé à vibration transversale de la même amplitude et la fréquence. Pour les grandes amplitudes de vibration, la réduction du frottement est inférieure à celle prévue par les modèles, car les métaux doux collent à la surface de l'acier à outils (V.C. Kumar and I.M. Hutchings, 2004 [20]).

Une étude numérique des effets de la vibration ultrasonore ($f=20$ kHz et $a= 3\mu\text{m}$) radiale et axiale sur un procédé d'extrusion a été présentée dans l'étude de la recherche (M. Lucas and Y. Daud, 2009 [21]). L'étude confirme les résultats expérimentaux antérieurs pour les quels les avantages de l'application de vibration ultrasonore peuvent être atteints en dessous d'une vitesse d'extrusion critique. L'aluminium est utilisé comme matériau de lopin avec le comportement isotrope élastique-plastique et faible coefficient d'écrouissage (Figure 2-23). Par l'analyse de la réponse de la force-déplacement des modèles éléments finis (ABAQUS),

il est possible d'étudier les effets de l'adaptation du coefficient de frottement à l'interface matrice-billet et donc de confirmer les études expérimentales publiées antérieurement qui ont suggéré que la réduction mesurée en la force d'extrusion moyenne est à cause d'une réduction effective du coefficient de frottement au cours des intervalles d'excitation ultrasonore. On observe que les réductions mesurées dans la force d'extrusion rapportés dans la littérature sont nettement plus élevés que ce qui peut être réalisé en intégrant les réductions du coefficient de frottement couramment cités dans le modèle par éléments finis et que les changements de frottement seuls ne peuvent pas expliquer les données de mesure. Les résultats sont présentés dans le tableau 2-2.

L'effet de la vibration ultrasonore ($f = 2-14$ kHz, $a = 50-200$ μm) sur la structure et les propriétés des conduites polyéthylène de haute densité (PEHD) a été analysée (K. Chen et al. 2008) [22] pour le procédé d'extrusion. Il a été constaté que, pour le procédé d'extrusion avec vibration, la force circonférentielle de tubes en PEHD a considérablement augmenté, et les conduites auto-renforcement biaxes pu être obtenue. L'augmentation maximale de la pression d'éclatement et de résistance à la traction de rendement était de 34,2 et 5,3%, respectivement. Par l'analyse calorimétrique différentielle et la mesure de diffraction par rayons X à grand angle, les tubes en polyéthylène de haute densité préparé par l'extrusion avec vibration donne une cristallinité plus élevée, la température de fusion plus élevée, une taille des cristaux supérieure et plus de cristaux parfaits.

La pression de rupture est influencée par VPE et la Figure 2-24 montre l'effet des vibrations de fréquence f et d'une amplitude a respectivement sur la pression de rupture. Si la fréquence et l'amplitude de vibration sont 0, les données correspondent à des échantillons obtenus par le CST sans vibration. Les résultats expérimentaux montrent que les pressions de rupture des échantillons obtenus par VPE sont tous plus élevés que ceux des échantillons obtenus par le CST.

2.6.3 Application de vibration dans les procédés de laminage

L'influence d'énergie ultrasonore sur les propriétés métallurgiques des échantillons de tôle d'acier laminés à froid au cours du recuit a été étudiée (I. Yoshida and H. Ohson, 1981) [23].

L'énergie acoustique a causé l'accélération du taux de croissance des grains. La texture de recuit a également été modifiée par ultrasons est la croissance des grains a été renforcée. En

raison de ces effets, la ductilité de la tôle d'acier pour le formage sous pression a sensiblement augmenté, et l'aptitude de l'emboutissage est donc améliorée.

2.6.4 Application of translation in metal forging process

Récemment, plusieurs chercheurs ont essayés d'évaluer des effets bénéfiques d'application de vibration dans le procédé de forgeage. L'étude de forgeage assisté par vibration ultrasonore (M. Lucas et al., 2002 [24]) présente un résultat cohérent avec des essais de compression lors de la vibration ultrasonore est superposé sur la force statique.

Pour modéliser la plasticité, le modèle de matériau élasto-viscoplastique est formulé à partir d'un mélange de particules solides fines, dures et une viscosité du liquide non Newtonien bas. Comportement de matériau est décrite par la relation Herschel-Bulkley, le critère de rendement Von Mises est spécifié, cette relation est adéquat pour décrire le comportement viscoplastique.

Lucas a effectué un essai de forgeage assisté par les vibrations de fréquence ultrasoniques, et elle a montré qu'il y a une réduction de force de forgeage qui augmente avec la durée de vibration ainsi qu'une amélioration de l'état de surface (Figure 2-29 et 2-30).

Margaret Lucasa et al. [25] explique que si la déformation est effectuée sous la vibration superposée, l'effort moyen nécessaire pour maintenir l'écoulement plastique diminue sensiblement en comparaison de celui pour la déformation purement statique, et cette diminution est exactement prévue par les modèles éléments finis en employant la plasticité qui a un comportement semblable à l'acier à la température élevée.

Les résultats de simulation par éléments finis montre également une connaissance approfondie de la distribution de contrainte effective, la déformation plastique et la contrainte axiale. Pendant le procédé de forgeage, le vibration avec les amplitude de 10, 20, 40 μm et une fréquence de 40 Hz (et plus) sont appliqués sur le plateau inférieur, une relation est obtenue entre la méthode expérimentale et analytique qui montre que il y a réduction de force de forgeage et contrainte d'écoulement qui est forcément dépendante sur l'amplitude et légèrement de la fréquence de vibrations (Figure 2-23 et Figure 2-24).

Le dispositif traditionnel pour le procédé de forgeage ne peut pas fonctionner à haute température. Pour cette raison l'effet de la vibration ultrasonore sur le procédé de mise en forme des métaux a rarement été abordée dans la littérature. L'étude préserve un système de

forgeage à chaud avec vibration ultrasonore. Un mécanisme de refroidissement est utilisé pour résoudre le problème de la température élevée (J-C. Hung et C. Hung, 2005 [26]).

Pour analyser l'influence de la vibration ultrasonore sur le procédé d'écrasement de lopins d'aluminium chauds, les résultats expérimentaux (les courbes force-déplacement) pour d'écrasement conventionnel (CU) et avec vibration ultrasonore axial (AUU) sont obtenus à 25 °C (Figure 2-36). Un seul résultat est présenté ici et il montre que pour le CU, le taux de compression a été près de 67% (avec le déplacement de 4 mm) sous une force de compression de 14 817 N pour la CU. Mais pour AUU, la force de compression était 12709N pour obtenir le même taux de compression. La force de compression était donc réduite de 2108 N.

Le but des travaux de recherche rapportés (Y. Daud et al., 2007 [27, 28]) était d'étudier la réponse oscillatoire à des essais de compression ultrasonores sur les lopins cylindriques d'aluminium en examinant les courbes maximum, moyennes et minimales de contrainte-déformation oscillés. Dans ces expériences, des lopins cylindriques d'aluminium ont été forgés entre deux plateaux. Le plateau inférieur est oscillé avec un mode longitudinal de 20 kHz et l'amplitude 8 μm . La vitesse constante de plateau supérieur était de 5 mm / min pour ces expériences. Un transducteur de force (piézo-électrique) a été utilisé pour mesurer la réponse d'effort statique-oscillant pendant la compression et illustré dans la Figure 2-37.

Le Figure 2-38 représente les courbes de contrainte-déformation pour le forgeage avec et sans oscillation ultrasonores (oscillation du plateau inférieure à 20 kHz et 8 μm) pour les deux intervalles d'excitation ultrasonore du plateau inférieur pendant déformation plastique. Dans ce test, l'excitation ultrasonore a été appliquée pour 6s et ensuite éliminée pour 6s pendant compression statique. L'excitation ultrasonore a été appliquée encore pour 12s. Pour tous les essais effectués avec l'amplitude constante du plateau inférieur, la contrainte moyenne a diminué de 40% environ comparé à la contrainte d'écoulement statique.

La comparaison de la réduction de la force pour les essais de forgeage avec et sans vibration ultrasonore pour différents métaux ont été réalisées (SA Aziz et M. Lucas) [29] et les résultats sont présentés dans la figure 2-41. Les résultats en termes de pourcentage de réduction de la force de forgeage sont résumées dans le Tableau 2-3.

J-C. Hung et al., 2007 [30] montre l'influence de vibrations ultrasonores lors d'essais d'écrasement de lopins d'aluminium chauds démontrant expérimentalement une réduction

significative de l'effort de forgeage et frottement est éliminée. La réduction de l'effort n'évolue pas significativement lorsque la température est augmentée (Figure 2-42).

L'introduction de vibrations ultrasonores montrent que de nombreux avantages peuvent être obtenus en terme de réduction de l'effort, contrainte d'écoulement, coefficient de friction et état de surface, leur mise en œuvre industrielle est limitée par les puissances des générateurs nécessaires (N.V.Polyakov and N.V.Mikhailov, 1966 [31]), et il serait préférable d'utiliser des vibrations à basses fréquences afin de limiter les courants réactifs nécessaires aux actionneurs piézoélectriques. L'étude montre qu'avec l'accroissement de l'amplitude et de la fréquence (10-40 Hz, $a=0.6\text{mm}$ et $f=15-100$ Hz, $a = 0.15\text{mm}$), le taux de déformation croît et la résistance à la déformation est diminuée pour le procédé de forgeage, laminage, étirage et très filage.

Le travail présenté par R. Ly et al., 2009-2010 [32, 33, 34 and 35] concerne la modélisation d'actionneurs piézoélectriques utilisés comme générateur de vibrations mécaniques pour l'assistance à la mise en forme de matériaux massifs. L'actionneur multicouche est monté en mode encastré-libre et seule la direction de déplacement longitudinale est considérée dans le cadre de ses travaux de recherche. La modélisation est fondée sur l'application du principe d'Hamilton pour établir les équations du mouvement du système global. L'approche analytique utilise une décomposition modale pour résoudre les équations de fonctionnement de l'actionneur piézoélectrique. Un modèle de type fonction de transfert entrées-sorties permet l'analyse des réponses dans les domaines temporel et fréquentiel. La difficulté du modèle analytique est de recalculer toutes les données modales dès que les conditions aux limites sont modifiées. Une approche par éléments finis placés selon la direction longitudinale de l'actionneur est également développée. Par comparaison au modèle analytique, une étude de la précision du modèle par éléments finis fonction du nombre d'éléments est effectuée. Les deux modèles développés sont ensuite couplés à un modèle analytique simplifié du procédé de forgeage basé sur des lois viscoplastiques afin de modéliser l'ensemble du procédé soumis à des vibrations mécaniques. Le principal avantage de ce modèle tient en la possibilité d'analyser et d'optimiser l'ensemble actionneur- procédé. Une comparaison entre les simulations par éléments finis sous Forge2008®, le modèle de couplage sous Matlab® et les essais expérimentaux est présentée. Lors des essais, l'actionneur piézoélectrique alimenté par un onduleur de tension commandé en modulation à largeur d'impulsion fait vibrer la matrice inférieure à des amplitudes allant de 0 à $80\mu\text{m}$ et des fréquences entre 10 et 130 Hz . La comparaison des résultats expérimentaux et des

simulations dans le cas d'un écrasement plan est encourageante. La modélisation du comportement du dispositif expérimental constitue un élément de base d'un futur outil de conception des dispositifs mécaniques vibrants.

2.7 Procédé de forgeage rotatif/torsion

Une autre modification a été apportée pour améliorer le procédé de mise en forme où la rotation est utilisée à la place de la translation. La plupart de l'étude de recherche dans procédé de mise en forme assisté par rotation / torsion se fait dans le domaine d'écrouissage, donc dans cette section, il sera discuté en détail.

Le procédé du forgeage assisté par rotation est un procédé consistant à effectuer par la rotation de la matrice inférieure à l'aide de moteur d'entraînement alors qu'une matrice supérieure se déplace dans la direction longitudinale de la pièce de travail. Un procédé de forgeage assisté par la rotation est représenté dans la figure 2.45 dans laquelle F est la force appliquée par la presse, V_0 est la vitesse de la presse et ω est la vitesse angulaire de la matrice inférieure.

La combinaison d'écrasement et la torsion a été utilisée par de nombreux chercheurs au cours de leur travail dans le procédé de forgeage et a obtenu de nombreux avantages. Carlos Eddy et son collègue chercheur ont développé des réglages mécaniques agissant comme la presse de procédé de mise en forme avec la rotation. L'objectif principal était de permettre d'obtenir des données pour les simulations de l'interface outil-pièce (C. Eddy et al., 2003) [42].

Les auteurs Gow-Yi Tzou et al [43] ont présenté le modèle analytique pour l'écrasement de la cylindre double couche basé sur la méthode de tranche. Dans leurs travaux, ils analysent les effets du frottement, rapport d'aspect, le rapport de réduction de la taille, de la densité initiale, et la vitesse angulaire sur les caractéristiques d'écrasement rotatif.

S. S. Youn et al., 2004 [44] ont développé un modèle analytique pour le procédé d'écrasement et valider ce avec des expériences et des simulations par éléments finis. Le schéma de modèle analytique est illustré dans la Figure 2-46. Ce modèle analytique est dérivé de la méthode de la limite supérieure et basée sur le taux de dissipation d'énergie totale pour le forgeage assisté par la rotation.

Les distributions de contraintes, déformations et la force de forgeage dans le procédé ont été obtenus et comparés avec le forgeage conventionnel. Dans le procédé, une augmentation d'un facteur de frottement et la rotation de vitesse résulte une diminution de l'intensité de la

force de forgeage, d'une zone morte de métal, et une déformation non-homogène. Ce procédé peut réduire la force de forgeage (Figure 2-48), une amélioration de la vie de matrice et aussi réduire l'effet de bombé (Figures 2-51, 2-52 et 2-53) [44].

La comparaison des procédé de forgeage et de forgeage complexe qui impliquant la force de compression et moments de torsion a été fait par Xu Shuqin et Fu Yuan [45]. Les deux procédés de forgeage sont simulées pour plasticine et pour l'évolution des trous dans les cylindres étant observées, le principe et les résultats de la réduction de la force de forgeage dû procédé a été analysé par la théorie de la plasticité et la distribution de déformation du nouveau procédé étant prévus avec FEM. Il a été constaté que la force axiale pour le forgeage complexe est inférieure à celle de forgeage simple. La réduction de la force dépend de la dimension du cylindre et la distribution entre la force axiale et le moment de torsion au cours du procédé. Dans le forgeage complexe, la répartition de contrainte est plus uniforme, la zone semi-rigide et un renflement qui sont présents dans le forgeage classique disparaissent. Il est utile pour les pièces forgées pour obtenir des propriétés mécaniques élevées et l'isotropie. L'utilisation de forgeage complexe permet d'éliminer efficacement les défauts d'écoulement et évite de produire une anisotropie.

J.H. Park et al., 2001[46, 47] ont vérifié expérimentale des paramètres du procédé de forgeage de rotation. Ils ont noté que dans un forgeage conventionnel, le frottement à l'interface pièce-outil travail augmente avec la pression et la force de forgeage, mais aussi conduit une déformation hétérogène. Pour résoudre ces problèmes, ils ont réalisé une étude paramétrique sur un nouveau procédé de forgeage assisté par la rotation. La présence de la rotation (torsion) peut modifier l'effet négatif du frottement.

Il est également noté que la rotation conduit la réduction des forces de déformation dans le procédé. C'est le plus grand lorsque le ω est 0.09rev/s. On observe que la réduction de la force devient plus grande quand le rapport h/d de billette initiale est petit. La comparaison avec le procédé de forgeage conventionnel, le procédé de forgeage assisté par rotation réduit la force de forgeage et forme bombé. La déformation pour le forgeage avec la rotation est plus uniformément répartie et la déformation totale est supérieure à celle du forgeage classique pour la même diminution de hauteur.

Gow-Yi Tzou et al., 2006 [48] ont fait une analyse pour le forgeage assisté par rotation pour un lopin de forme anneau (alliage d'aluminium A6061) en utilisant le code commercial SUPERFORM. Ils montrent l'effet de la vitesse angulaire de rotation pour l'anneau déformé pour les réductions différentes. Les conditions sont $\omega = 0$, $\omega = 0,16 \text{ rad / s}$ et $\mu = 0,214$ pour

chaque réduction, l'effet bombé est plus petit avec la rotation que sans rotation. On a constaté que la force de mise en forme nécessaire est moindre pour le procédé avec la rotation.

Ching-Jyi Chen, 2006 [49] proposent la méthode de tranche et la méthode de la limite supérieure pour analyser le procédé d'écrasement de cylindre assisté par la rotation ($v=1$ mm/sec, $\omega = 0$, $\omega = 0.5$ rad/s and $\bar{m}=0.7$). Le taux de la puissance totale est trouvé avec un champ de vitesse (3D) basé sur la méthode de la limite supérieure. Il a été constaté que la force de mise en forme a diminué dans le cas d'écrasement assisté par la rotation.

2.8 Forgeage rotatif/orbital

Les chercheurs ont développés une nouvelle technique de forgeage rotatif/orbital pour améliorer le procédé de forgeage. Le forgeage rotatif ou orbital diffère de le forgeage assisté par rotation du fait de l'inclinaisons la matrice supérieure avec un petit angle. On peut dire aussi que la matrice supérieur se déplace le long de la matrice avec une trajectoire orbitale [5] C'est pourquoi il est appelé forgeage orbital. Il existe deux mouvements possibles des matrices supérieure et inférieure, en plus de mouvement orbital de la matrice supérieure [50].

- La matrice supérieure se déplace en orbite pendant que la matrice inférieure est statique et est soulevée axialement vers la matrice supérieure.
- La matrice supérieure tourne en orbite et se dirige vers la pièce tandis que la matrice inférieure est fixée axialement.

Le forgeage orbital est le procédé utilisé pour forger des pièces en appliquant le procédé de forgeage incrémentale. Cette technique est couramment appliquée dans des conditions industrielles, pour réduire la force et d'augmenter la maniabilité pendant le forgeage en comparaison avec le procédé classique monotone. Un autre avantage est la possibilité de forger des matériaux difficile à déformer et d'obtenir de déformation élevée sans risque de défaillance [50]. La force nécessaire pour le forgeage orbital est de moindre comparée à la forge classique, mais il ya plus de probabilité de l'apparition de fissures sur le pourtour.

Xinghui Han et Lin Hua ont comparé les procédés de forgeage rotatifs et forgeage conventionnel. Ils ont développé une modèle dynamique élasto-plastique FE 3D de forgeage rotatif à froid pour une pièce cylindrique dans le logiciel ABAQUS. Sa validation est vérifiée par l'expérience (X. Han et al., 2009) [51].

Ils ont conclu que :

- Le procédé de forgeage classique montre la caractéristique de la déformation symétrique et donc il peut être simplifié comme un procédé de déformation 2D et le forgeage rotatif à froid est un procédé de déformation 3D asymétrique
- Le forgeage conventionnel est un procédé de mise en forme plastique dans lequel la déformation augmente progressivement (quasi-linéairement) avec le temps. Le procédé de forgeage rotatif à froid est un procédé d'accumulation de la déformation par un grand nombre de petites quantités de contrainte et donc il est considéré comme une technologie de mise en forme incrémental.
- Dans le forgeage classique, la partie centre de la pièce cylindrique présente des déformations plus importantes (PEEQ et des composants de contrainte) comparé la région supérieure et inférieure de la pièce. Ainsi, la pièce (cylindrique) déformée présente l'effet de tambour. En forgeage rotatif à froid, la déformation (PEEQ et des composants de contrainte) diminue progressivement à partir de la surface supérieure à la surface inférieure, conduisant ainsi à une géométrie en champignon évidente de la pièce à déformée.
- La zone de contact entre la matrice supérieur et la pièce dans de forgeage rotatif à froid est plus faible comparé un système classique de forgeage, la force et l'énergie nécessaire pour déformer à pièce sont réduites à une petite fraction de celle de forgeage classiques.

Il montre que la force (axiale) maximale de forgeage conventionnel est quatre fois celle de la force de forgeage rotatif à froid. Le procédé de forgeage rotatif est un procédé progressif qui peut réduire la force de forgeage à manière significative.

Les auteurs ont également analysé l'effet de la taille de la pièce cylindrique sur le procédé de forgeage rotatif à froid [52] et les résultats sont présentés dans la figure 2-66.

Il a été constaté que:

- Avec l'augmentation du diamètre initial D_0 de la pièce (cylindrique) à forger, l'effet de "champignon" de la pièce à forger est moins évident et la déformation devient plus homogène mais la force (axiale) maximale de forgeage et le moment de forgeage augmenter progressivement
- Avec l'augmentation de la hauteur initiale de la pièce cylindrique H_0 , l'effet "champignon" de la pièce déformée devient plus évidente et la déformation devient

plus homogène. En même temps, la force (axiale) maximale de forgeage et le moment de forgeage augmenter lentement

- L'effet de la changement de D_0 sur la rapport H_0/D_0 est différent comparé à l'effet de changement de H_0 . Les résultats ci-dessus ont été expliquées par un paramètre critique affectant le procédé rotatif de forgeage à froid de façon significative, le rapport longueur et hauteur de la zone de déformation plastique \bar{K} .

X. Han et L. Hua [53] ont également effectuées les simulations élément fini (3D) pour la modélisation de forgeage rotatif à froid d'une pièce cylindrique. Les effets de trois principaux paramètres de traitement, vitesse d'avancement v de la partie inférieure, vitesse de rotation n et angle d'inclinaison γ de la matrice supérieure sur l'écoulement du matériau, le degré de déformation non homogène de la pièce, force et les paramètres de puissance dans le procédé de forgeage rotatif froid ont été explorées.

Avec l'augmentation de la vitesse d'avance par révolution, l'effet de «forme de champignon» devient moins évident et la déformation de la pièce cylindre devient plus homogène, la force (axiale) de forgeage maximale augmente progressivement. Avec l'augmentation de l'angle d'inclinaison de la matrice supérieure, l'effet de "forme de champignon" devient plus évidente et la déformation devient plus homogène, la force (axiale) de forgeage maximale augmente progressivement. L'écoulement du matériau et du degré de déformation non-homogène de la pièce de cylindre peuvent être contrôlés de manière plus efficace par l'angle d'inclinaison de la matrice supérieure a une vitesse d'avance plus faible, la force (axiale) maximale de forgeage et la torsion peut être contrôlée par l'angle d'inclinaison de le matrice supérieure avec une vitesse d'avance plus grand (X. Han et al., 2009) [53].

E. Appleton et CAR Slater montrent les effets de la configuration de plateau supérieur dans le procédé de forgeage rotatif (E. Appleton et al., 1973) [54]. Ils ont constatés que le choix d'un angle d'inclinaison γ de l'axe du plateau supérieure conique doit être fait en fonction de la vitesse de rotation de matrice (conique) supérieure. Il est suggéré d'utiliser un petit angle γ qui permet la conception d'une matrice solide est plus approprié pour le travail à froid et une plus grande valeur de γ serait avantageux pour le travail à chaud à cause du temps de travail plus courte.

T. Canta et des autres chercheurs associés [55] ont travaillé sur certains aspects de la distribution d'énergie dans les procédés de mise en forme rotatifs et réalisé des expériences sur le forgeage rotatif en utilisant le plomb et l'acier comme matériaux d'essai. Les mesures

des paramètres de forgeage (force axiale, déplacement de matrice, la vitesse d'avance par cycle, la charge de couple) sont prises au long du procédé, afin d'établir la distribution d'énergie pour le mouvement axial et orbitale. Les expériences montrent une forte dépendance de la distribution de l'énergie de mise en forme sur les paramètres de rotation et du type des procédés de mise en forme. En augmentant la vitesse d'avance pour l'écrasement ou extrusion inversé, le taux d'énergie de rotation a augmenté. L'énergie totale dans le procédé de forgeage rotatif est légèrement plus grande comparé la mise en forme classique en raison de la complexité du mécanisme. Cependant, la charge est plus petite pour le forgeage rotatif comparé à un classique en raison de zone de contact plus petite entre la pièce et la matrice conique.

Une analyse élément fini 3D (plastique rigide) est réalisée par Wang Guangchun et Zhao Guoqun [56] pour la déformation de la pièce annulaire par le forgeage rotatif. Les champs de vitesse et de contrainte-déformation de la pièce annulaire de la déformation par forgeage rotatif sont obtenus. Le mécanisme de déformation du forgeage rotatif de la pièce (annulaire) à forger est développé complètement. La déformation dans une pièce résulte principalement de l'écoulement du métal dans la zone de couche locale. Parce que la pièce annulaire est chargé localement et de manière excentrique par la matrice supérieure conique dans le forgeage rotatif, le métal en contact avec les couches superficielles de la zone locale écoule et se déforme en premier lieu. Le métal ici est écrasé dans la direction axiale avec l'augmentation de rayon dans les directions radiales et tangentielles. La valeur absolue de la contrainte axiale diminue progressivement vers le bas et la zone déformée est principalement concentrée sur une petite portion de la partie supérieure de la pièce annulaire (W. Guangchun et al., 1999) [56].

Zhi-hong et Gai-pin [57, 58] ont réalisé les effets de volume et de surface avec l'application de vibration dans forgeage rotatif. Leur travail est la combinaison de la translation et le forgeage rotatif. Ils ont constaté que lors d'expériences de simulation lorsque l'amplitude reste à la même et à fréquence élevée est appliquée à des expériences, l'effet volume est plus évident, tandis que la fréquence est plus basse, l'effet volume est plus faible ou même disparaît. Pour les différents paramètres de la simulation et dans les mêmes conditions paramètres de simulation, les effets de volume et de surface apparaissent parfois, disparaît parfois, et leur force change, ce qui indique que l'émergence du volume et des effets de surface sont conditionnelles.

Par les travaux de recherche effectuée par des chercheurs présentés dans cette section, on peut conclure que le forgeage assisté par la rotation et procédés de forgeage rotatifs a des avantages comparé aux procédés de forgeage classiques. Le travail présenté dans ce chapitre est également une étape avancé de l'amélioration des procédés de mise en forme, car il comprend la translation et de rotation les deux en même temps.

2.9 Conclusion

Par l'analyse brève exposée dans ce chapitre, l'influence de l'utilisation de vibrations (basses fréquences et ultrasons) sur les différents procédés de mise en forme des matériaux ont été étudiée expérimentalement et par simulation par éléments finis par plusieurs chercheurs. Cependant, la plupart des études ont démontré les effets désirables de mise en forme assisté par vibration et les chercheurs ont joué avec différents paramètres du procédé et de la vibration par exemple les coefficients de frottement, la vitesse, l'amplitude et la fréquence de vibration changer pour obtenir ces effets souhaitables dans le procédé de mise en forme, très peu ont démontré de l'origine des phénomènes mis en jeu (rhéologie, étiologique ou les deux). Dans quelle mesure chacun de ces mécanismes affecte spécifiquement un procédé demeure incertain. Les techniques expérimentales permettant d'isoler ces influences n'ont pas encore été développées.

Chapitre 3 Modélisation de procédé de mise en forme assisté par une source de vibration

3.1 Introduction

Dans le chapitre 2, une synthèse des travaux de la littérature qui porte sur l'influence de l'utilisation des vibrations (basses fréquences et ultrasons) sur différents procédés de mise en formes des matériaux été présentée. La plupart des études ont démontré les effets désirables de mise en forme assistée par vibration, les chercheurs ont étudiés l'impact des différents paramètres sur le procédé par exemple les outiles, les coefficients de frottement, la vitesse, l'amplitude et la fréquence de vibration pour obtenir les effets souhaitables dans le procédé de mise en forme. Très peu ont fait preuve de discrimination à l'origine des phénomènes mis en jeu (rhéologie, tribologique ou les deux). Cependant, les paramètres qui affectent spécifiquement le procédé demeurent incertains. Les techniques expérimentales permettant d'isoler ces influences n'ont pas encore été développées.

3.2 Objectifs

Les principaux objectifs de cette section sont:

- Le développement de modèles analytiques pour procédé de mise en forme assisté par une seule source de vibrations (vibration appliquée dans la direction axiale, c'est à dire dans le sens de la réduction de la hauteur de lopin),
- L'utilisation des différentes formes d'onde (sinusoïdale, carrée, rectangulaire et triangulaire) dans le procédé de mise en forme pour d'obtenir le contrôle sur le rapport cyclique,
- La vérification des modèles analytiques avec l'aide des simulations éléments finis (2D) dans le logiciel FORGE2008 ®.

Toute fois, il n'existe pas de modèle analytique pour expliquer le fonctionnement du procédé de mise en forme assisté par vibration, l'interaction entre le procédé et les paramètres des vibrations pour obtenir le gain, le plus souhaitable. Ainsi, dans les sections suivantes, un modèle analytique est proposé pour tenta une tentative de répondre à ces questions. En outre, les résultats des simulations par éléments finis sont également présentés dans les sections suivantes pour vérifier ce modèle dans FORGE2008 ®.

3.3 Modèle analytique pour le calcul d'effort de forgeage assisté par vibrations (application au lopin cylindrique)

Les calculs les plus fondamentales utilisées dans l'analyse de mise en forme des matériaux impliquent une estimation de l'effort de forgeage pour le dimensionnement des équipements nécessaires pour mise en forme du produit. Cette estimation a été améliorée par des techniques approchées plus élaborées telles que la méthode des tranches, la méthode des lignes de glissement, la méthode de la borne supérieure, la méthode générale de Hill et enfin la méthode des éléments finis. Ces méthodes ont été utilisées pour permettre l'estimation d'effort du forgeage mais également l'écoulement de la matière et la répartition des contraintes. Les deux premières méthodes, à savoir la méthode des tranches et la méthode des lignes de glissement ont été utilisées pour résoudre les équations de champ de vitesse dans une forme différentielle directement avec certains degrés de simplification. D'autre part, les autres méthodes de résolution des équations de champ dans une forme intégrale dérivent des théorèmes énergétiques associés [1]. Pour la simulation éléments finis, l'application est généralement limitée aux procédés de forgeage de matériau avec une géométrie simple et des lois de comportement des matériaux idéalisés ('Handbook of workability and process design', page 220, [2]).

Dans la section suivante, la méthode classique appelée 'Méthode des tranches' [3, 4] est utilisée pour la prédiction de la force de forgeage et sera utilisée pour développer le modèle analytique. Cette méthode peut être utilisée pour des procédés de forgeage avec et sans vibrations forgeage. Cette méthode est facile à appliquer et relativement simple cependant elle ne peut être utilisée que pour les géométries simples.

3.3.1 Principe de la méthode des tranches

La méthode des tranches est utilisée pour calculer la force de forgeage dans le procédé de forgeage. Dans ce procédé, la force de forgeage est calculée sur une tranche de la pièce (lopin) et elle est intégrée sur l'ensemble du volume pour déterminer la force totale.

3.3.2 Limites de la méthode de tranche

Avant de l'utilisation de cette méthode, les hypothèses suivantes doivent être prises en considération :

- La forme de la pièce conserve sa géométrie : un lopin cylindrique reste cylindre et les parallélépipèdes restent parallélépipèdes,
- Les effets thermiques ne sont pas pris en compte au cours du procédé de forgeage,

- La méthode est applicable seulement au domaine viscoplastique.

Ici, le but de l'application de cette méthode consiste à prédire le gain en termes de réduction de la force dans les cas avec et sans prise en compte des vibrations. Le cas le plus simple de l'écrasement d'une pièce cylindrique (lopin) entre deux matrices rigides sera considéré. Le frottement est pris en compte en utilisant un modèle de Coulomb.

Les matrices sont censées être rigide, et l'on suppose que la réduction de la hauteur de la pièce à forger $h(t)$ est imposée par le déplacement de la matrice supérieure. De plus, la géométrie de la pièce à usiner donné est censée être conservé lors de la mise en forme, à savoir la pièce restera cylindrique et le tonnelage n'est pas pris en considération. La contrainte est supposée varier principalement dans la direction radiale, lorsque le flux de matière se produit, donc les contraintes seront fonctions du rayon. Par conséquent, on peut considérer que les contraintes sont constantes dans une tranche, comme indiqué dans la Figure 3-2. L'effort de forgeage peut être aussi écrit comme une fonction de la hauteur du lopin (équation 3-12).

Dans cette équation, $h(t)$ désigne la hauteur de la pièce à forger. Cette dernière est entraînée par le déplacement de la matrice supérieur qui dépendra plus tard du temps. La déformation $\varepsilon(t)$ est relative à la hauteur $h(t)$ (équation 3-13), avec h_0 la hauteur initiale de la pièce. À partir de cette expression on peut calculer la vitesse de déformation donne par l'équation 3-14. La contrainte de limite élastique est écrite comme une fonction de $\varepsilon(t)$ et $\dot{\varepsilon}(t)$ (équation 3-15). La force de forgeage peut être exprimée en fonction des paramètres décrits dans l'équation 3-16.

Ce travail se concentre sur un matériau viscoplastique, cette expression sera utilisée en conjonction avec la loi de Norton-Hoff (équation 3-17), où ' k ' est la consistance du matériau, ' n ' est un coefficient d'écroûissage et ' m ' est une sensibilité à la vitesse de déformation. Dans cette loi, l'effet de la température n'est pas pris en compte, en effet ce travail traite le forgeage à froid et nous allons nous concentrer uniquement sur les basses fréquences. Dans les sections suivantes, le cas de l'application des vibrations sinusoïdales et triangulaires dans le procédé de forgeage sera considéré.

3.4 Influence de la forme d'onde dans le procédé de mise en forme assistée par vibrations

Dans cette section, deux formes d'onde sont présentées et ces seront utilisées dans les procédés de mise en forme de matériaux assisté par vibration. Dans un premier temps l'onde

classique sinusoïdale sera utilisée. Dans un seconde temps un concept de nouvelle onde triangulaire sera introduit dans le procédé de mise en forme. L'objectif est de bénéficier des avantages du rapport cyclique du signal.

3.4.1 Application de vibration sinusoïdale

Pour décrire le mouvement des matrices, la hauteur de la pièce à forger en fonction du temps s'écrit sous la forme de l'équation 3-20 où v_0 est la composante constante de la vitesse de la matrice, $v_1/2\pi f$ est l'amplitude $a_1(t)$ de la vibration sinusoïdale qui est superposée, et f est la fréquence. Dans ce modèle, on ne distingue pas si la vibration est appliquée par l'outillage supérieur ou inférieur. A partir de cette expression, la vitesse de la matrice est écrite dans l'équation 3-21.

Pour maintenir le procédé de forgeage à vitesse constante, nous pouvons faire $v_1 = 0$ ce qui donne $\dot{h}(t) = v_0$. L'expression de la force de forgeage est donnée par l'équation 3-22. En présence de vibrations sinusoïdales, la force de forgeage est donnée par l'équation 3-23.

Pour évaluer l'effet de vibration sur le procédé de forgeage en terme de la réduction de la force de forgeage, on doit définir le gain \bar{G} obtenu par le 'rapport de force' de forgeage avec et sans vibration $\frac{F_s}{F_0} = \bar{G}$. Le résultat final est obtenu sous la forme de l'équation 3-24.

Le rapport des vitesses $R = v_1/v_0$ a été déterminé afin d'assurer que l'écoulement plastique est maintenu. Par l'examen de l'équation si $|v_1(t)| \leq |v_0(t)|$, la condition est respectée dans le cas particulier de la vibration sinusoïdale, ce qui signifie que $0 \leq R \leq 1$. En fait, cette condition n'est pas stricte, et le modèle pourrait être étendu au cas où $R > 1$ en laissant la force de forgeage étant égale à zéro dans l'intervalle de temps où $v_1(t) > v_0$, qui décrirait le fait que, puisque, aucune élasticité n'est considérée dans le modèle, une perte de contact entre la matrice et la pièce à forger se produit. Ce cas ne sera pas traité dans ce travail. Le rapport de force ou gain \bar{G} représente une réduction de la force de forgeage avec vibration normalisée en fonction du temps. Cette expression indique que:

- Lors de l'application de la vibration, la force de forgeage va osciller au-dessous de la valeur nécessaire sans vibration,
- Le ratio est limité par les valeurs : $(1 - R)m \leq \bar{G}(t) \leq (1 + R)m$, indépendamment de la consistance de matériau k et le coefficient de durcissement n ,

- Au cours de l'application de la vibration, la force de forgeage peut être proche à zéro si $R = 1$ lorsque la vitesse relative entre la matrice et la pièce est égale à zéro.

La Figure 3-3 illustre la fonction $\bar{G}(t)$ sur une période ($f=1$ Hz, $m=0,4$) pour le rapport de vitesse $R = 0,5$ et $R = 1$. Sur la même Figure, la valeur moyenne du rapport de réduction de la force est représentée, et on peut en conclure que plus le rapport de vitesse est élevé, plus l'intérêt de la vibration (en valeur moyenne) est considérable. Ceci est une conséquence de la forme non linéaire du terme viscosité dans la loi de Norton-Hoff qui suppose que $m < 1$, donc, les valeurs moyennes de vitesse sur la vitesse moyenne ont moins d'effets. De l'observation précédente, il est possible de conclure que, pour évaluer l'efficacité de la vibration, la valeur moyenne de la force normalisée est un meilleur critère.

Comme la déformation à la compression est considérée, elle doit être toujours positive ou nul sur une période de vibration. Pour toutes les valeurs de R entre 0 et 1, la fonction $\bar{G}(t)$ est périodique et définie positive. On peut donc calculer sa valeur pendant une période entière par l'équation 3-25.

3.4.1.1 Solution exacte

L'intégrale définie dans la dernière équation est très compliquée à calculer. Il existe un cas particulier c'est à dire $R = 1$. Cela signifie que la vitesse de vibration annule la vitesse constante d'outillage particulier dans ce cas. Ce qui permet de décrire le gain comme l'équation 3-27. Cette fonction spéciale est définie par $\Gamma(x) = \int_0^{\infty} t^{x-1} e^{-t} dt$. La solution exacte est présentée dans la Figure 3-4. Le gain moyen est présenté comme la variation du rapport de force (avec et sans vibrations) en fonction du coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation ' m '. Pour un rapport de vitesse plus faible, une solution analytique peut être également calculée en termes de la fonction spéciale donnée par l'équation 3-28, où ${}_2F_1[a, b, c, y]$ est la fonction hypergéométrique de Gauss.

On peut remarquer que le gain dans le procédé de forgeage est de 10%, ce qui est la même pour le lopin cylindrique. Le gain est également indépendant de la force de frottement. En revanche, il dépend du coefficient ' m ', qui est l'exposant de la vitesse de déformation.

3.4.1.2 Solution approchée

La solution approximative est également possible pour la fonction définie dans l'équation. 3-24. Relation $\frac{F_s}{F_0} = \bar{G}$ peut également être calculé par la série de Taylor d'ordre 4 de la fonction $(1 + R\cos(\omega t))^m$. On peut obtenir l'équation 3-29.

On peut conclure que le taux de réduction de la force moyenne est une fonction décroissante par rapport à R , puisque seules les puissances paires de cette variable apparaissent et le polynôme a coefficients négatifs pour les puissances supérieures à zéro ($0 \leq m < 1$).

On a encore besoin d'étudier la dépendance de \bar{G} sur m ($0 < m < 1$) pour une valeur différente de R . A titre de comparaison, les cas $R = 0,5$ et $R = 1$ ont été sélectionnés, et confirment le résultat discuté avant. Le rapport de réduction de force moyenne est un minimum au niveau $m = 0,4$, où une diminution de près de 10% se produit. D'un point de vue pratique, les valeurs de m plus grandes que 0.4 sont rarement rencontrées et donc il peut être conclu que dans le cas des vibrations sinusoïdales, la réduction de la force est plus importante dans le cas de matériaux avec une forte dépendance à la vitesse de déformation.

Remarque:

Notre modèle est valable pour le rapport de vitesse jusqu'à $R = 1$, après que le gain prédit à l'aide de ce modèle n'est pas fiable.

De même, on peut prendre le cas du parallélépipède. Si le lopin parallélépipède a été prise et la méthode de la tranche a été appliquée, puis la force de forgeage est calculée. A la fin, on peut conclure que la réduction de la force est la même que pour le lopin cylindrique.

3.4.2 Utilisation de forme d'onde triangulaire

Comme mentionné précédemment, en raison de la vitesse de déformation, la force de forgeage oscille entre les valeurs hautes et basses. Cependant, le non linéarité de la viscosité tend à atténuer l'effet des taux de déformation élevés. Ceci est visible sur la Figure 3-3, où l'augmentation de force de forgeage des valeurs maximales pour $R = 0,5$ et $R = 1$ sont proches. En revanche, la faible vitesse permettra de réduire considérablement la contrainte. Cela suggère d'utiliser une forme d'onde différente qui alterne:

- Pendant une grande partie de la période à faible vitesse v^+
- Le reste du période on impose un taux de déformation plus grand par un mouvement la pièce forgée est bombée à la fin de l'écrasement grande vitesse de la matrice (vitesse v_1^-), afin de réduire la force moyenne sur une période.

La façon la plus simple de réaliser ces exigences est d'utiliser une forme d'onde carrée de la vitesse avec un rapport cyclique α . Figure 3-8 illustre un tel profil de vitesse de matrice. Le déplacement de la matrice supérieur est représenté sur la Figure 3-9 qui est une forme d'onde triangulaire avec une dérive constante. En prenant l'hypothèse $v_1^+ = 0$ (limite de déchargement), le gain ou rapport de force moyenne est donnée par l'équation 3-43.

De cette relation, pour $0 < m < 1$, on peut en déduire que plus petit sera le rapport cyclique, plus grande sera la réduction de l'effort de forgeage (Figure 3-9). Ceci implique des vitesses élevées, ce qui peut être un problème dans la pratique pour ce qui impliquerait l'utilisation d'actionneurs auxiliaires dynamiques élevées pour réaliser la vibration. Une autre conclusion "surprenante", est que, à l'aide de ce modèle, l'optimisation de la forme d'onde de vitesse conduit à une stratégie assez similaire aux procédés de forgeage incrémentaux.

La Figure 3-10 montre le rapport de réduction de force moyenne pour $\alpha = 0,1$ et $0,5$ et des valeurs différentes de sensibilité à la vitesse de déformation m . Contrairement au cas des vibrations sinusoïdales, le matériau à faible viscosité présente de meilleures performances et la réduction de l'effort peut atteindre des valeurs aussi élevées que 90%.

3.5 Modèle éléments finis et les simulations de procédé de forgeage assiste par vibration (2D) dans FORGE2008 ®

Les principales caractéristiques de ce modèle FEM sont que la valeur moyenne de la force de forgeage normalisée :

- Reste constant au long du procédés,
- Ne dépend pas de la consistance du matériau et de son coefficient de durcissement,
- Ne dépend pas de la géométrie.

Cependant, ces propriétés pourraient être une conséquence de l'hypothèse sur le flux de matière qui sous-tend le modèle. Dans la pratique, le matériau ne s'écoule pas seulement dans la direction radiale et les contraintes sont plus compliquées sous l'influence de l'effet de frottement et la pièce est bombée à la fin de l'écrasement. Ainsi, bien que le modèle prenne en compte l'effet du frottement, comme indiqué à la section 3, leur effet sur la géométrie est ignoré.

Le principal objectif de cette section est d'utiliser des simulations éléments finis (FEM) du procédé de forgeage y compris les vibrations fait dans le logiciel Forge2008 ®, afin de valider le modèle analytique proposé. Les paramètres de simulation ont été choisis aussi plus

proche de l'hypothèse qui sous-tend le modèle, afin d'évaluer l'influence de la cinématique à la fois dans le cas de formes d'onde sinusoïdale et triangulaire de vibration. Pour les différentes configurations, la vibration a été simulée, en imposant la vitesse de matrice supérieure. Ce choix est imposé par le logiciel utilisé qui ne peut simuler un déplacement de la matrice supérieure en utilisant des données stockées dans un fichier. Dans le cas de vibrations, la taille de fichier devient rapidement énorme et l'accès au disque ralentit considérablement la simulation. Pour simuler la matrice supérieure, une routine FORTRAN peut être utilisé et aucune différence entre les deux approches n'a peut être remarquée à partir de simulations préliminaires, aussi cette solution a été adoptée. Dans les simulations présentées ici, v_0 était égal à 3 mm/s, qui sont la vitesse utilisée pour les expériences (Ly et al., 2010).

3.5.1 Protocole pour les simulations de procédé de forgeage assisté par vibrations sinusoïdales

Le modèle analytique montre que le gain maximum est obtenue pour un rapport de vitesse $R=1$, donc la valeur de v_1 est choisi est déterminé à partir de $v_1 = 2\pi a f$. Les basses fréquences ont été utilisées entre la plage de 40 à 125 Hz, l'amplitude étant calculée en conséquence. La simulation a été effectuée en supposant un comportement viscoplastique. La consistance k et le coefficient de durcissement n du matériau ont été maintenues constantes, et la sensibilité au taux de déformation m a varié entre l'intervalle de 0,1 à 1 pour comparer avec le modèle analytique. Les effets thermiques ont été annulés, et le frottement est modélisé en utilisant un modèle Tresca avec $\bar{m} = 0.8$. Tableau 3-1 résume les différents paramètres ainsi que la géométrie de la pièce à forger utilisés.

Sur la Figure 3-12, les courbes de la force moyenne de forgeage en fonction du temps sont représentés pour les procédés sans et avec vibrations pour différentes valeurs de m . Dans le cas où les vibrations ont été appliquées, les résultats obtenus à partir de la simulation présentent de grandes oscillations. Les courbes ont donc été filtrées en utilisant un filtre à moyenne mobile sur dix périodes. Cette Figure montre clairement la réduction de force de forgeage avec l'application de vibrations à savoir la dépendance à m et le rapport vitesse constant entre la force de forgeage avec et sans vibrations. Ces résultats seront discutés plus en détail dans la section de résultats et discussion. Figure 3-13 montre le gain a été obtenu pour $m = 0,2$, en comparant les deux courbes de force pour les procédés de forgeage avec et sans vibrations pour $m = 0,2$.

3.5.2 Protocole pour les simulations de procédé de forgeage assisté par vibrations triangulaires

Les paramètres résumés dans le tableau 3-1 ont également été utilisés dans le cas de vibrations triangulaires. Les simulations ont toutes été réalisées à l'aide d'un rapport cyclique $\alpha = 0,1$. Théoriquement, le déplacement devrait être simulé à l'aide d'une fonction périodique (T étant la période) imposant une vitesse constante de 30 ms^{-1} pendant αT . La matrice étant au repos pendant le temps restant ($v_1^+ = 0$). Cependant, avec ce profil de vitesse, les simulations s'arrêtent automatiquement en raison de problèmes de détection de zéro. Par conséquent, une vitesse légèrement supérieure devait être utilisée, afin d'avoir une séparation de la matrice et de la pièce à travailler et ainsi empêcher cette fin inappropriée du calcul. Ces simulations consomment beaucoup de temps, on a utilisé la valeur de m variant entre 0,1 et 0,4 et qui couvre la plupart de la gamme des matériaux réels. Certains des résultats de ces simulations sont présentés sur la Figure 3-14. Là encore, les résultats de simulation sont filtrés pour éliminer l'oscillation à l'aide d'un filtre à moyenne mobile. La Figure montre clairement la réduction significative de la force moyenne de forgeage et le rapport constant entre les charges, avec ou sans vibrations. Une autre observation intéressante est l'analyse de la «sensibilité à la vitesse de déformation». L'influence est nettement inférieure comparée à celle des ondes de vibrations sinusoïdales.

La Figure 3-15 présente la comparaison de deux courbes pour $m = 0,2$ avec et sans vibration. Le gain normalisé est obtenu en comparant les courbes avec et sans vibration dans le temps.

3.5.3 Simulations (FORGE 2008 ®) supplémentaires

On peut obtenir quelques informations supplémentaires à travers ces simulations par exemple l'impact de la taille de maille et la vitesse de la matrice supérieure avec et sans vibrations. L'objectif principal de l'analyse du maillage consiste à vérifier la convergence de la solution. De même pour l'analyse du champ de vitesse fixé à la matrice supérieure. La vitesse liée peut être analysée pour le procédé de forgeage avec des vibrations sinusoïdales et triangulaires.

3.5.3.1 Maillage de la pièce

Dans ces simulations, le maillage de surface appliqué à la pièce est de forme triangulaire dont la taille par défaut est de 3.53. Pour voir l'effet du changement de la taille des mailles de nos simulations, nous avons effectué des simulations avec différents maillages. Le détail du procédé de forgeage (avec et sans vibrations), les différentes tailles de maillage de la pièce, le nombre de nœuds et le temps de simulation sont indiqués dans le tableau 3-2. Les

paramètres géométriques et la mise en donnée des simulations ont déjà été décrites dans le Tableau 3-1.

Neuf simulations ont été réalisées afin de voir l'effet du changement de la taille du maille sur le procédé de forgeage avec et sans vibration. Il a été constaté que les simulations sont insensibles à la taille de maillage et les résultats sont similaires. Nous avons présenté les résultats du procédé de forgeage sans vibrations pour les petite, moyenne et grande taille de maille correspondant à la pièce présenté à la Figure 3-16. Nous avons agrandi la zone graphique de 3,7 à 3,8 secondes pour montrer la différence entre les courbes de force.

Remarque : Les courbes de forces illustrées à la Figure 3-16 ne montrent pas de divergence avec différents maillages et la solution converge pour le procédé de forgeage (2D). De même, les simulations ont été effectuées pour le procédé de forgeage avec vibrations les résultats converges aussi mais ils n'ont pas été présentés.

L'inconvénient de l'utilisation d'un maillage fin réside dans l'augmentation du temps de calcul. Pour différentes tailles de maille, les résultats de calcul sont synthétisés dans le tableau 3-2.

3.5.3.2 Le profil de vitesse de matrice supérieure

Afin de s'assurer que la vitesse a bien été appliquée à la matrice supérieure au cours du procédés de mise en forme des matériaux avec et sans vibration, nous avons comparé le profil de vitesse de la matrice supérieure à vitesse constante, sans vibrations et avec vibrations sinusoïdales et triangulaires dans la Figure 3-17. Le zoom sur le graphique de la vitesse de la matrice supérieure par rapport au temps a été présenté pour 3 à 3,08 secondes. Les profils de vitesses sont représentatifs des vitesses tout au long du procédés de forgeage avec $m = 0,2$ et $v_0 = 3$ mm/s. Pour le procédé de forgeage avec vibrations sinusoïdales, la fréquence et l'amplitude correspondantes sont respectivement de 40 Hz et 16 μm . De même, pour le procédé de vibrations triangulaires, le rapport de fréquence et l'amplitude sont de 40 Hz et 67,6 μm et 0,1.

La vitesse pour le procédé de forgeage sans vibrations est constante et son amplitude est de 3 mm/s, alors que les profils de vitesses avec des vibrations sinusoïdales et triangulaires sont à vitesse constante.

3.6 Résultats et discussions

Pour toutes les simulations effectuées, les propriétés soulignées dans la section 3-6 ont été vérifiées. Il semble indiquer que l'influence de la bombée n'est pas dominante dans ce cas. Le modèle prend en compte une déformation homogène et la répartition des contraintes ne dépend que du rayon de la pièce à usiner ce qui implique une bonne approximation pour ce cas simple. Une autre caractéristique de ce modèle est que la sensibilité à la vitesse de déformation m est un paramètre clé dans la réduction de la force de forgeage.

Pour les ondes de formes sinusoïdales (Figure 3-18), les résultats du modèle analytique sont représentés en trait plein et le calcul FEM par des points les résultats pour le rapport de réduction de force moyenne sont représentés sur un même graphique. Chaque point correspond à une seule simulation. Clairement les résultats de simulation suivent le même modèle que la courbe analytique, mais la simulation prédit un ratio moyen de réduction de 4% de moins que le modèle proposé.

Dans le cas de formes d'onde triangulaire, la même comparaison est présentée dans la Figure 3-19. Le modèle analytique présente une meilleure prédiction avec une erreur relative entre les deux modèles de moins de 1%. Les simulations FEM confirment également l'impact considérable de la forme d'onde proposée, qui est illustrée par la Figure 3-19. Dans ce cas, tous les résultats sont superposés sur la Figure 3-20. Les résultats des simulations ont été analysés pour voir l'impact des trois hypothèses retenues pour la méthode des tranches lors de l'élaboration de modèle analytique. À cette fin, nous avons déterminé la forme finale de la pièce avec et sans vibration pour analyser la première hypothèse qui porte sur la conservation de la forme de la pièce après le procédé de forgeage. La Figure 3-21 montre la comparaison des contours de la forme finale de la pièce avec la forme finale théorique (hauteur et rayon)

Le rayon théorique est calculé puis comparé avec le rayon obtenu avec la simulation. On a observé que la pièce forgée est bombée à la fin de l'écrasement. La pièce n'a pas conservé sa forme initiale, à savoir cylindrique. Ce résultat est similaire pour toutes les simulations. On peut remarquer que les résultats obtenus à partir de la simulation s'écarte du résultat analytique, notre première hypothèse ne tient pas compte de l'effet de forme bien présent.

Les effets thermiques ont été aussi ignorés dans le modèle analytique, mais ils pourraient aussi influencer le procédé de forgeage en induisant un gradient thermique à l'interface outil-pièce. Pour vérifier cela, certaines simulations supplémentaires, incluant un terme thermique

dans la loi de Norton-Hoff ont été intégrés. Les résultats ont obtenu pour $m = 0,4$. Une légère augmentation du gain (quelques percent) a été observée dans les résultats de calcul par éléments finis. Cela devrait conduire à la conclusion qu'ils ont influence, mais ils peuvent être négligés pour les fréquences considérées dans ce travail.

Dans le comportement du matériau l'impact de l'élasticité a été négligé mais en réalité, l'élasticité a un fort effet sur la réduction de la force de forgeage. Afin d'évaluer l'impact de l'élasticité, les simulations ont été effectuées dans le domaine élasto-viscoplastique pour différentes valeurs du paramètre m . La loi de comportement du matériau utilisé dans ce cas a été dérivé par la loi puissance linéaire. On a pris la valeur réelle de m comprise entre 0,1 et 0,4. 12 simulations ont été réalisées pour le procédé de forgeage avec et sans vibrations sinusoïdales et triangulaires.

Le gain ou la réduction de la force normalisée obtenue par comparaison du procédés de forgeage avec et sans vibrations triangulaires sont présentés pour différentes valeurs de m . Les résultats des simulations montrent que l'élasticité a plus d'impact sur le gain et la réduction de la force de forgeage que les deux autres hypothèses. Cet effet doit être pris en compte dans la modélisation du procédé de forgeage assisté par vibrations.

Dans le tableau 3-5, on a comparé les gains obtenus pour les procédés de forgeage assisté par vibrations (sinusoïdale et triangulaire) pour le domaine viscoplastique (VP) et élastique-viscoplastique (EVP). Le tableau indique clairement l'influence de l'élasticité dans le procédé de forgeage et également sur le gain de la réduction de la force de forgeage.

3.7 Conclusion

Un modèle analytique basé sur la méthode des tranches a été proposé dans ce travail. Le comportement du matériau est défini par la loi de Norton-Hoff, ce travail de recherche est donc spécifique du domaine viscoplastique. Le modèle donne un aperçu sur les phénomènes induit par la variation de la vitesse de la matrice variant avec le temps, et montre que le changement de contrainte limite d'élasticité à une influence sur les forces de frottement. Une extension du modèle est possible pour prendre en compte des effets du changement de la géométrie et le couplage entre le comportement du matériau et le frottement. Par conséquent, d'autres lois pourraient être envisagées, par exemple, une loi de Herschel-Bulkley. Ce modèle a permis le calcul de l'effort de forgeage dans le cas où les vibrations sont superposées. En définissant le moyen de la force normalisée par rapport à celle sans

vibrations, il fournit un critère pour comparer l'efficacité de la vibration. Les importantes conclusions qui peuvent être déduites en utilisant cette approche sont les suivantes :

- La réduction moyenne de l'effort de forgeage ne dépend pas de la géométrie, de la consistance du matériau, du coefficient d'écrouissage et de coefficient de frottement m-barre,
- La réduction de l'effort reste constante dans tout le procédé,
- Les principaux paramètres qui contrôlent la quantité de réduction sont les suivants : le rapport de vitesse définie par l'amplitude de la vitesse de vibration sur la vitesse moyenne de la matrice et la sensibilité à la vitesse de déformation.

A partir de ces considérations une amélioration a été proposée consistant à utiliser de formes d'onde triangulaire particulière. Le modèle a été testé en utilisant les simulations par éléments finis et la prédiction analytique sont en accord, bien que certaines différences dans le cas de la forme d'onde sinusoïdale aient été remarquées. Ils peuvent être attribués à l'absence de description de l'effet dynamique du modèle utilisé. Ceci est une indication du domaine de validité du modèle proposé qui ne devrait pas être utilisé pour les hautes fréquences.

Les ondes de formes triangulaires peuvent être une alternative intéressante aux ondes sinusoïdales, car elles améliorent les avantages des vibrations avec les forces souhaitées entre 12 et 25% de ceux sans vibrations. A cause de l'effet efficace même pour les matériaux moins visqueux, comme la plupart des matériaux à froid, le procédé ne nécessite pas de hautes fréquences et l'utilisation d'un résonateur. Cependant, le modèle repose sur l'hypothèse que le matériau est viscoplastique, et les résultats des simulations montrent l'influence de l'élasticité sur la réduction de la force de forgeage.

Chapitre 4 Essais expérimentaux dans le cas d'un forgeage avec une source de vibration

4.1 Introduction

Ce chapitre décrit la procédure expérimentale utilisée dans le cas du forgeage par vibration. Au cours du procédé de forgeage, des vibrations avec différentes formes d'ondes sont appliquées. L'effet de la vibration sur le procédé de forgeage a été analysé. Il s'agit d'une étape importante afin de comparer nos résultats avec ceux expliqués dans le chapitre 3.

Il a été observé lors de l'étude bibliographique (chapitre 2) qu'il est possible d'appliquer des vibrations avec une source de vibration unique dans la direction axiale (réduction de la hauteur de la pièce) ou radiale (perpendiculaire à l'axial) au cours du procédé de forgeage. Les deux méthodes ont montré leur utilité dans la réduction des efforts de déformation, comme indiqué dans le modèle d'analyse FEM présenté [8]. En simulation, il est facile d'appliquer des vibrations radiales, mais en réalité la conception et la modélisation n'est pas pratique. En effet, la plupart des travaux réalisés dans le domaine du forgeage par vibration ne s'applique que dans le cas du forgeage axial.

Dans le chapitre précédent, un modèle analytique dans le cas du forgeage par vibrations dans le sens axial a été développé, un dispositif expérimental a été également conçu dans ce but.

4.2 Objectif

Les objectifs principaux de ce chapitre sont:

- Confirmer que les modèles analytiques développés marchent dans les conditions réelles.
- Déterminer les limites de ces modèles dans les conditions réelles.

4.3 Description de l'installation expérimentale

Le dispositif expérimental utilisé pour la réalisation d'expériences se compose de deux moyens :

- Lloyd LR30K la machine de test universelle et ZWICK / Roell 1200,
- Dispositif de vibration et de génération de forme d'onde avec l'alimentation.

Les expériences ont été effectuées sur la machine Lloyd ZWICK / Roell Z1200 et une configuration spéciale a été utilisée pour l'induction de vibration dans la matrice inférieure.

La matrice supérieure se déplace avec une vitesse uniforme de haut en bas, dans le but d'effectuer l'opération de forgeage, tandis que la matrice inférieure oscille suivant un modèle de vibration. La vibration est pilotée via un actionneur piézo-électrique, ce dernier est relié à un générateur de fréquence qui fournira des vibrations sous forme de tension.

4.3.1 Machine de Lloyd LR 30kN

La machine d'essai LR30K combine haute performance, souplesse et facilité d'utilisation. Elle est idéale pour des applications jusqu'à 30 kN, et conçue également pour des tests de qualité et des tests en plusieurs étapes. La machine utilise des capteurs de haute précision interchangeable XLC.

4.3.2 ZWICK/Roell Z1200

Afin de réaliser des expériences avec des pièces plus rigides (l'aluminium et le cuivre), nous avons utilisé une machine d'essai lié au sol ZWICK Roell Z1200.

Le dispositif de production de vibrations et de forme d'onde est constitué de deux parties principales.

- Un montage mécanique spécial qui permet la génération de vibration dans une direction spécifique (pot vibrant).
- Une alimentation électrique pour l'actionneur piézoélectrique.

La signification et l'utilisation de ces deux parties sont présentées dans les sections 4.3.2.1 et 4.3.2.2.

4.3.2.1 Pot Vibrant

L'actionneur piézo-électrique est intégré dans le système pour faire vibrer la matrice inférieure. Pour éviter tout endommagement mécanique, l'actionneur piézo-électrique doit être chargé le long de son axe longitudinal. Pour ce faire, un montage mécanique spécial a été conçu pour générer des vibrations.

Ce dispositif mécanique (Figure 4-4) permet d'appliquer des vibrations dans la direction souhaitée et supprime tous les efforts sur l'actionneur piézoélectrique dans les autres directions. Un seul actionneur piézo-électrique est monté au centre du tube interne fixé au plateau supérieur. Un support avec le plateau supérieur peut déclencher le découplage cinématique nécessaire pour l'actionneur. Le plateau inférieur est encastré au tube extérieur. Les lames flexibles relient le tube intérieur au tube extérieur. Six lames divisées en deux

sous-ensembles assurent un glissement sans frottement. Le dimensionnement des lames est réalisé pour limiter la dissipation d'énergie lors de la déformation. Le système est donc élastique et prend toutes les forces exercées sur la structure de la matière. L'actionneur piézo-électrique est enfin soumis à des vibrations par le support de pointe, le tube intérieur et le plateau supérieur par rapport au tube extérieur.

4.3.2.2 Alimentation Electrique

Le bloc d'alimentation est conçu pour générer des formes d'ondes de tensions élevées à partir d'une alimentation à tension continue standard. Le schéma du circuit d'alimentation électrique de l'actionneur piézo-électrique est représenté dans la Figure 4-6. Il se compose de deux étages, à l'aide d'un onduleur de 3 phases standard (Semikron).

Tout d'abord, la tension continue (tension maximale de 150 V) reliée au nœud U est augmenté par une impulsion convertisseur CC / CC, qui est réalisée avec l'un des trois bras disponibles. En utilisant un rapport cyclique de 0,17, le condensateur DC de l'onduleur atteint théoriquement 900 V. Dans la pratique et en raison des pertes diverses dans les commutateurs, la tension atteinte était de 870 V.

Le second étage est constitué d'un convertisseur abaisseur de tension CC / CC avec un rapport cyclique variable en vue de réaliser la forme d'onde désirée (bras relié au nœud V). En raison de la nature capacitive de l'actionneur piézo-électrique, une inductance en série est nécessaire. Pour éviter des pertes fer et des effets de saturation, une inductance de bobine d'air de 10 mH résistante à 1000 V a été réalisé. Cette solution était nécessaire pour fournir une dynamique suffisante. La fréquence PWM des commutateurs est de 10 kHz, et l'association de l'inductance de l'air avec la capacité de l'actionneur piezomécanique est de 1 kHz dans le pire des cas (la capacité de l'actionneur piezomécanique 1000/35/40 étant 1,6 pF). Ceci fournit une réponse rapide et de haute précision pour l'alimentation en courant alternatif.

4.3.3 Capteurs utilisés pour les mesures de données

Les principaux capteurs et instruments utilisés pour mesurer les données sont présentés dans le tableau 4-3.

4.4 Matériaux utilisé pour les expérimentations

Trois matériaux ont été utilisés dans les expériences : la plasticine, l'aluminium et le cuivre. La plasticine est utilisée initialement comme un matériau test, l'aluminium et le cuivre ont

été introduit après pour observer l'effet positive de l'utilisation de la vibration dans les cas d'autre matériaux.

4.4.1 Plasticine (pièce cylindrique avec $d=50$ mm et $h=50$ mm)

Il existe de nombreux types de plasticines utilisés en forgeage par vibration. Les propriétés physique et chimiques du matériau ne varient pas beaucoup en fonction des types (k, m et n : mentionné au chapitre 3). Les avantages d'utiliser des pièces en plasticine sont:

- Leur comportement lors de la déformation peut être assimilé à celui de l'acier à chaud à basse température,
- Elles n'ont pas besoin de grands efforts pour effectuer les opérations de forgeage,
- Elles sont faciles à modeler et à façonner.

Les pièces cylindriques faites à partir de la plasticine sont placées entre les deux matrices de la machine Lloyd et le procédé de forgeage est effectué. La pièce n'est pas mise en contact direct avec l'outillage, en effet, les différentes conditions de frottement sont vérifiées. Les expériences ont été réalisées avec du papier, d'un lubrifiant liquide (glycérine) et du talc.

4.4.2 Aluminium (pièce cylindrique avec $d=8$ mm and $h=16$ mm)

Afin de ne pas dépasser l'effort maximal de la machine Lloyd, le choix des échantillons s'est porté sur des pièces cylindriques avec un diamètre et une hauteur très petites par rapport à ceux de la plasticine.

4.4.3 Copper (pièce cylindrique avec $d=6.3$ mm and $h=8$ mm)

Le cuivre a également été utilisé dans ces expériences. Le but étant de déterminer l'influence du matériau sur ce type de procédé.

4.5 Expérimentation pour vérifier les performances du système (sans lopin)

Initialement, les expériences ont été effectuées pour vérifier le dispositif expérimental sans lopin, et surtout pour voir les effets dynamiques transférés au corps de la machine. La fréquence de résonance du pot de vibration peut être estimé. De l'évolution du déplacement, il a été constaté que le déplacement phénomène d'amplification apparaît autour de 80Hz. L'effet de l'augmentation de la fréquence et de son impact sur la matrice supérieure montre que, avec l'augmentation de la fréquence de vibration, la vibration est transmise à la matrice supérieure. Pour conclure, il existe un couplage entre la traverse (matrice supérieure) et le

châssis de sorte qu'il est préférable d'joindre la base du pot de vibration une grosse masse qui permet de filtrer les vibrations transmises au bâti.

4.6 Transfert et analyse des données

Les données sont transférées à partir du dispositif expérimental à l'aide d'une carte d'acquisition NI 6124, ensuite, elles sont stockées sous le format .tdms à l'aide du logiciel Lab View. Les données peuvent ensuite être transférées à des logiciels d'analyse de données, comme par exemple: MS Excel ou Matlab. Ces données ne peuvent pas être utilisées directement pour obtenir des résultats, il faut donc les mettre à l'échelle pour obtenir des résultats exacts. Dans le paragraphe suivant, les données analysées sont ceux relatives au déplacement, au temps et à l'effort.

4.6.1 Mesure du déplacement

Les données de déplacement sont mesurées à l'aide d'Heidenhain MT2581 qui se déplace par rapport aux deux matrices. Le déplacement doit ensuite être multiplié par un facteur de $2 \cdot 10^{-6}$ pour obtenir le déplacement exact.

4.6.2 Mesure du temps

La durée de l'opération de forgeage ne peut pas être directement calculée via la carte d'acquisition. Par contre, elle peut être calculée à l'aide de la période d'échantillonnage et le déplacement de la matrice supérieure. La période d'échantillonnage est calculée par la fréquence d'échantillonnage qui est de 2000 Hz.

$$T(\text{échantillonnage}) = 1/2000 \text{ (sec)}$$

Si N est la longueur des données de déplacement, alors le temps nécessaire pour une opération de forgeage peut être calculé à l'aide de cette formule :

$$t \text{ (procédé)} = 1/2000 * N \text{ (sec)}$$

4.6.3 Mesure de l'effort

Le capteur d'effort piézo-électrique produit une charge électrique qui varie en fonction de la charge ou de la force agissant sur l'actionneur. La charge est mesurée à l'aide du charge mètre Kistler 9351B. La force exacte appliquée peut être calculé à l'aide de la formule suivante :

$$\text{Valeur de l'effort} = \text{lecture} * \text{échelle de sortie de la tension de mesure} \text{ (N/V)}$$

L'échelle de sortie de la tension est généralement modifiée pour réaliser des expériences avec des matériaux différents.

4.7 Expérimentation pour le procédé de forgeage (avec lopin)

Les expériences ont été réalisées avec et sans vibration. Dans les sous-sections suivantes, ces expériences et leurs utilités seront décrites en détail.

4.7.1 Procédé de forgeage sans vibration

Pour vérifier les performances du dispositif expérimental, des expériences ont été effectuées dans le cas du forgeage simple, sans l'application de vibration. Ces expériences nous permettent de déterminer les propriétés du matériau utilisé et de faire la comparaison avec le procédé de forgeage avec vibration.

4.7.1.1 Expériences pour déterminer les paramètres matériaux

Ces expériences ont été réalisées pour identifier les paramètres k , n et m de la loi de comportement mentionnés dans le chapitre 3. Ces paramètres sont :

k = consistance du matériau,

n = coefficient d'écroutissage de matériau et

m = coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation

Ces paramètres sont identifiés dans le cas d'une pièce cylindrique en plasticine. Deux tests expérimentaux différents avec des vitesses de forgeage constantes ont été effectués pour la même dimension de pièce à forger.

Vitesses utilisées $v_{01} = -0.5 \text{ mm/s}$, $v_{02} = -4 \text{ mm/sec}$

Dimension de lopin en plasticine= $50 \times 51 \text{ mm}$

La méthode des moindres carrés peut être utilisée pour identifier les paramètres k , n et m ainsi que le coefficient \bar{m} , mais le modèle doit être sous la forme d'une fonction linéaire. La courbe d'effort se compose normalement de deux parties et la loi de Norton-Hoff représente la partie plastique du procédé. En réalité, la déformation de la matière suit deux étapes ; une partie élastique (au début de la courbe) et une partie plastique. Les paramètres déterminés sont montrés dans le tableau 4-5.

4.7.1.2 Expériences pour comparer les procédés de forgeage avec et sans vibration

D'autres expériences ont été réalisées pour procédé de forgeage sans vibration pour obtenir l'uniformité des résultats c'est-à-dire les tests ont été répétés pour obtenir les mêmes courbes de force pour les mêmes groupes de test. Il a été noté que les résultats obtenus à partir du même groupe d'expériences avec les mêmes paramètres ne correspondent pas.

Remarque: Les principales raisons de résultat décalage sont

- Les échantillons ne sont pas exactement de la même taille soit, il ya toujours une différence de hauteur de la pièce, dans chaque cas. Cela provoque la longueur de la courbe de force d'être différent pour chaque pièce comprimée ce qui rend la comparaison difficile,
- les surfaces des pièces à usiner ne sont pas exactement parallèles aux matrices, de sorte que les courbes de force d'obtenir ont des pentes différentes, au démarrage, provoquant ainsi la différence de la force de forgeage pour chaque pièce à usiner dans le même groupe.

Des expériences ont été réalisées pour le procédé forgeage avec des sinusoïdes, des vibrations de forme d'onde triangulaire et carré pour la gamme de fréquences comprise entre 0-125Hz. Ces expériences sont réalisées à

- Analyser l'effet des vibrations sur différents matériaux,
- Analyser l'effet des différentes formes d'onde sur la réduction de la force de forgeage,
- Validité du modèle d'analyse et de simulation a vu au chapitre 3.

Au départ, un problème a été confronté que une partie de vibration appliquée par pot vibrant à la matrice inférieure au cours du procédé de forgeage est transférée au bâti de machine de Lloyd, et le déplacement de la matrice supérieure est soumise à la vibration. Cela pourrait affecter la crédibilité des résultats obtenus. Afin d'isoler la matrice inférieure afin de minimiser la transmission des vibrations au corps de la machine, une masse rigide est placée sous la matrice inférieure pour filtrâtes les vibrations transmises à la machine.

4.7.2 Procédé de forgeage avec vibrations sinusoïdales

Les tests de forgeage ont été effectués en présence de vibrations sinusoïdales. Différents matériaux ont été utilisés comme matériau de la pièce à cet effet.

4.7.2.1 Essais de forgeage pour plasticine en présence de vibrations sinusoïdales

Initialement, les tests ont été effectués avec la plasticine comme le matériau de la pièce sur la machine Lloyd. Les paramètres géométriques et procédé pour ce test sont décrits dans le tableau 4-6.

L'amplitude de vibration des émissions plus faibles de la matrice que l'amplitude (17 μm) de la vibration est appliquée sur la matrice inférieure. L'actionneur piézo-électrique utilisé pour ce test est PZT 1000/35/40, avec l'amplitude maximale de 40 μm à 900 V. Selon les calculs théoriques, 450 V crête à crête doit correspondre à 20 μm , mais en raison de l'élasticité dans le procédé, l'amplitude donnée à la matrice inférieure était de 17 μm . La raison du choix de ces valeurs de fréquence, l'amplitude est de garder le rapport de vitesse $R = 0,5$, de sorte que nous puissions comparer avec le modèle analytique.

Maintenant, si on fixe le rapport de vitesse $R = v_1/v_0$, avec v_1 est la vitesse maximum de vibrations. Nous pouvons trouver v_1 par la relation $v_1 = 2\pi fa$. Ici, a est l'amplitude moyenne et non la valeur crête à crête. Comme une valeur crête à crête d'amplitude de 17 μm est utilisée pour cette expérience, l'amplitude est de 8,5 μm . Par conséquent, R peut être calculé comme $R = v_1/v_0 = 0.57$.

De même, un autre test a été effectué avec la pièce plasticine de la même dimension et la vitesse de matrice supérieure, mais dans ce cas, aucune vibration n'a été appliquée. Il peut être vu à partir de la comparaison des procédés avec et sans vibration que il n'y a pas de réduction de la force de forgeage. Bien que, nous obtenions un petit gain à la fin de l'essai dans l'ensemble, il n'y a pas grand avantage de l'utilisation de vibrations dans ce cas. Ainsi, l'amplitude de vibration dans le début du procédé joue un rôle important. En raison de cela, la courbe de force au début est toujours au-dessus de la courbe sans vibration. Pour $R = 0,57$, le gain de procédé de forgeage avec vibration sinusoïdale donnée par l'équation 3-31 $m = 0,116$ (pâte à modeler) est près de 1%. Ainsi, comme prévu, les résultats obtenus se situent bien dans la gamme de modèle analytique.

Afin de surmonter le problème rencontré avec deux expériences différentes, des expériences supplémentaires avec une pièce cylindrique ont été réalisées où les vibrations et pas de vibration sont appliquées au cours d'une expérience, puis la comparaison est faite entre la partie avec et sans vibration. Cela prouve l'avantage supplémentaire que l'on peut obtenir le gain en forgeant à partir d'une courbe seulement.

De même, un autre test est réalisé pour en considèrent différents paramètres géométriques et de procédés. Initialement, le procédé de forgeage est démarré sans l'application de la sinusoïde et après un certain temps de vibration est appliquée. Les paramètres géométriques et du procédé pour ce test sont présentés dans le tableau 4-7. Dans le cas, $R = v_1/v_0 = 1$, la réduction obtenue est 3% dans ce cas. A partir du modèle d'analyse pour $R = 1$, le gain est de près de 4%. Notre résultat est dans la gamme de modèle analytique.

D'autres expériences ont été réalisées pour la pâte à modeler avec une légère modification. Pendant l'expérience, vibrations sinusoïdales ont été appliqués d'abord, puis elle est enlevée. Cette application et le retrait de la vibration est répétée plusieurs fois pendant le procédé. Amplitude théorique peut être calculée à partir de la tension de crête. Pour cette limite de tension piézo-électrique est comprise entre -200 / 1000 volts pour une amplitude maximale de 55 μm . Dans cette expérience, 400 V ont été appliquées de crête à crête et l'amplitude par rapport à cette valeur a été calculée a 18.3 μm . L'amplitude réelle de la vibration est mesurée à l'aide du déplacement mesuré par le capteur de déplacement. On peut voir que l'amplitude réelle de vibration est de 16 μm dans cette expérience.

Dans ce cas, le rapport de vitesse est $R = v_1/v_0 = 4$

Donc, nous sommes sortis du domaine du de modèle, puisque notre modèle est valide jusqu'à $R = 1$, mais on constate un intérêt à l'application de vibrations sinusoïdales pour le domaine élasto-viscoplastique. Le gain maximal obtenu dans ce cas est de près de 10% à la fin et il montre que l'application de vibrations sinusoïdales présente des avantages en terme de gain de réduction de la force. Comme le rapport de vitesse est supérieure à 1, le gain ne peut pas être vraiment prédire avec l'aide de notre modèle.

4.7.2.2 Essai de forgeage pour aluminium en présence de vibrations sinusoïdales

En raison du problème de rigidité liée à la machine Lloyd, il a été préférable de réaliser le test de forgeage de l'aluminium sur la machine d'essai Zwick Roell Z1200 avec une capacité de charge maximale de 1200 kN. Paramètres du matériau aluminium ont été trouvés par utilisant la même procédure que était adoptée pour la plasticine et sont donnés dans le tableau 4-9.

Les paramètres géométriques et du procédé de forgeage assisté par vibration sinusoïdale pour l'aluminium sont donnés dans le tableau 4-10.

L'avantage d'utiliser Zwick Roell Z1200 machine d'essai est que nous pouvons aller à une vitesse très faible de matrice supérieure et peut se déformer petit spécimen sans aucun problème. Dans ce test, la matrice supérieure se déplace vers le bas avec une vitesse constante de 1,5 mm / min. La tension appliquée pour ce test était de 550 V crêtes à crête, ainsi généré une amplitude de 4 μm par le pot vibration.

La courbe d'effort a été obtenue pour le procédé de forgeage avec des vibrations sinusoïdales. Nous avons choisi de rapport de vitesse que $R = 1$ afin de comparer avec le modèle analytique. L'utilisation d'amplitude dans le cas de modèle d'analyse est l'amplitude moyenne et pas de crête à crête, de sorte que $R = 1$, l'amplitude de 2 μm est utilisé.

Le gain dans la réduction de force est de 2,0% pour le procédé de forgeage lorsque vibrations sinusoïdales a été appliqué. La courbe de la force est filtrée en utilisant la moyenne mobile sur 1000 points déterminés à partir de la fréquence de vibration et de l'échantillonnage. Nous pouvons comparer nos gains avec le modèle analytique pour $m = 0,05$ et ses près de 2%, ce qui est en accord avec les résultats expérimentaux.

4.7.2.3 Essai de forgeage pour cuivre en présence de vibrations sinusoïdales

Des expériences ont également été réalisées avec du cuivre recuit cylindrique en tant que matériau de la pièce. Les propriétés des matériaux du cuivre sont décrites dans le tableau 4-11. Les paramètres géométriques et le procédé de forgeage assisté par vibration sinusoïdale pour la cuivre sont présentés dans le tableau 4-12.

La force de forgeage a été calculée et dans ce cas, le rapport de vitesse $R = 2$, le gain en réduction de la force de forgeage est près de 5-6% et le résultat ne peut être comparé avec le modèle analytique.

Cependant, nous ne pouvons pas comparer le résultat obtenu avec le modèle analytique présenté dans le chapitre 3, car il peut donner le meilleur résultat jusqu'à $R = 1$, mais l'effet de l'application de faibles vibrations peut être considéré pour le cuivre comme matériau de la pièce.

4.7.3 Procédé de forgeage assisté par vibrations triangulaire

Pour analyser l'avantage de l'utilisation nouvelle forme d'onde, de forme d'onde triangulaire est choisi pour être utilisé pendant le test. Il a été discuté plus tôt pour la vibration sinusoïdale que les forces de forgeage réduites lorsque la vibration et la vitesse de la matrice sont dans la même direction. En cas de vibrations sinusoïdales, la durée de croissance est de

décroissance est le même et nous ne pouvons pas contrôler. L'utilisation de vibrations triangulaires donne l'avantage de commande du signal temps α de service et le signal allant jusqu'à temps peut être réduit.

$$\text{Rapport cyclique} = \alpha = \frac{\text{temps de signal pour monter}}{\text{temps total de signal}}$$

Les différentes expériences des procédés de forgeage ont été réalisées avec forme d'onde triangulaire pour différents matériaux de lopin

4.7.3.1 Procédé de forgeage assisté par vibrations triangulaire pour plasticine

Comme indiqué dans le chapitre 3, tout en décrivant le détail de modèle analytique pour triangulaire procédé de forgeage assisté de vibration, il a été constaté que l'optimisation de la forme d'onde de vitesse conduit à une stratégie similaire à procédé de forgeage incrémentale.

Tout d'abord, des expériences ont été réalisées avec de la plasticine ($m = 0,116$). Le diamètre et la hauteur du lopin est 31 mm et 30,2 mm et la vitesse constante de matrice supérieur 0,25 mm / s est appliqué. La fréquence et l'amplitude de vibration respectivement appliquée dans ce cas est 15 Hz et 17 μ m. Rapport cyclique est 0,9.

Les vibrations triangulaires sont appliquées puis supprimées durant certaines périodes. Un gain de 8% est obtenu à la fin du procédé. Il est plus faible que ce qui est prédit par le modèle analytique comme indiqué ci-dessous.

$$\bar{G} = \alpha^{1-m}, \text{ pour } m = 0.116 \text{ (plasticine) et } \alpha = 0.9,$$

résultant en un gain de 8,9%. La réduction de gain peut être attribuée au temps de relaxation dans ce cas.

4.7.3.2 Procédé de forgeage pour cuivre assistée par vibration triangulaire

Les expériences pour le procédé de forgeage ont été réalisées avec l'échantillon de cuivre pour différents rapports cycliques α (0.1, 0.2 et 0.5). Ici, le résultat de l'application de vibrations triangulaire avec rapport cyclique $\alpha = 0,5$ pendant le procédé de forgeage est présenté. Le diamètre et la hauteur de la pièce à forger sont 6,3 mm et 8 mm et une vitesse constante de matrice supérieur est 0.025 mm/s est appliqué. La fréquence et l'amplitude de la vibration appliquée dans ce cas est de 50 Hz et 11 μ m.

Les vibrations triangulaires sont appliquées pendant certain temps et sont arrêtées par la suite. Il y a une réduction de seulement 3,5% seulement. La raison de ne pas obtenir le gain de la vibration triangulaire est que le temps de relaxation n'est pas grand comparé à la fréquence de l'onde.

De même, plus d'expériences avec vibration triangulaire au cours du procédé de forgeage et avec des rapports cycliques ont été effectués, mais ils ont le même problème.

4.8 Résultats et discussions

Les résultats des expériences ont été analysés dans la section 4.9. Les résultats des expériences faites sans lopin, montrent que la vibration est transmise au corps de la machine Lloyd. Dans le but de remédier à ce problème et d'isoler la machine, une masse rigide est ajoutée au-dessous du pot vibrant. Cela permet d'accroître la rigidité du système.

Les résultats obtenus via les expériences et qui n'impliquent pas l'utilisation de la vibration pendant le forgeage ont été utilisés pour :

- Déterminer les paramètres du matériau.
- Comparer les résultats des expériences utilisant un forgeage simple avec ceux obtenus en forgeage avec vibrations sinusoïdales et triangulaires.

Le premier objectif a été atteint, mais le deuxième objectif n'a pas pu l'être, pour les raisons suivantes :

- Les paramètres matériau et les paramètres géométriques varient lors de l'utilisation de deux procédés de forgeage.
- La courbe obtenue avec vibration commence toujours avec une force moyenne élevée comparée à celle obtenue sans vibration, ceci prouve que l'amplitude initiale et la fréquence de vibration sont un facteur important à prendre en compte.

C'est pour cette raison que les expériences sont réalisées avec un seul type de lopin. Les vibrations sont appliquées dans un laps de temps fixe et ensuite retirées. Ceci permet un gain de temps ainsi que l'estimation du gain à partir d'une courbe.

Les résultats obtenus en forgeage avec vibrations sinusoïdales sont conformes à notre modèle analytique. Les résultats sont vérifiés avec différents matériaux comme la plasticine, l'aluminium et le cuivre.

Les résultats obtenus en forgeage avec vibrations triangulaire sont partiellement en accord avec le modèle analytique. Les résultats sont conformes à notre modèle analytique dans le cas de la plasticine, contrairement au cuivre. Lors de l'application de vibration triangulaire, La différence de gain peut être attribuée au manque de temps pour passer la relaxation dans ce cas, contrairement à ce qu'on a pu voir dans le cas du forgeage avec relaxation.

4.9 Conclusion

Les expériences ont été réalisées sur deux machines de test, Lloyd 30K et ZWICK Roell Z1200. Une vitesse constante v_0 a été imposée à l'aide de la presse mécanique disponible avec ces machines. L'amplitude de vibration $a_1(t)$ est ajoutée au procédé à l'aide d'un système élastique entraîné par un actionneur piézo-électrique. Le pot vibrant abrite l'actionneur piézo-électrique et génère des vibrations. Ce dernier a été installé dans deux machines.

Initialement, les tests ont été effectués pour vérifier les performances du système sans la pièce, le système est analysé pour la gamme de fréquence (0-125 Hz) avec des vibrations sinusoïdales et triangulaires. Après l'obtention de résultats satisfaisants pour la performance du système, des expériences sont effectuées avec le lopin mais sans vibration. L'objectif étant d'obtenir les paramètres matériau et de comparer le procédé de forgeage sans vibration avec le procédé avec vibrations.

Les expériences effectuées sur la plasticine étaient la première étape pour démontrer les vibrations associées aux procédés de forgeage. L'avantage de travailler avec la plasticine est que la force de forgeage est très faible (autour 500-1000 N). À cette fin, nous avons utilisé la machine Lloyd LR30K. Les expériences sur les autres matériaux (l'aluminium et le cuivre) qui ont besoin de relativement plus d'effort sont effectuées sur la machine ZWICK Roell Z1200. La vibration permet de diminuer l'effort nécessaire pour forger ces matériaux. Les résultats obtenus à partir de l'application de vibrations sinusoïdales sont accord avec les résultats obtenus à partir du modèle analytique développé. Par contre, ceux obtenus avec vibrations triangulaires sont partiellement en accord avec le modèle analytique. Les résultats obtenus sur la plasticine concordent avec le modèle, contrairement au cuivre.

La raison de l'absence du gain prévu via l'application des vibrations triangulaires peut être attribuée au manque de temps de relaxation dans le cas du cuivre.

Chapitre 5 Modélisation de procédé de mise en forme assisté par multiples sources des vibrations

5.1 Introduction

Jusqu'à présent, le ancien travail de recherche effectué dans le domaine de procédé de mise en forme assistée par vibration est l'application de vibrations par une seule source qui transfère la translation à outillage inférieure. Les autres travaux présentent dans la littérature sont le procédé d'écrasement assiste par rotation et le forgeage orbital. L'application de deux ou trois sources de vibration peut produire translation ainsi que l'effet de rotation pendant le procédé de mise en forme qui a besoin d'une étude détaillée de découvrir cet effet.

Dans ce chapitre, nous nous concentrons principalement sur l'impact de l'utilisation de sources multiples des vibrations dans le procédé de mise en forme des matériaux. Le mouvement de la matrice inférieure sous l'effet de la vibration générée par plusieurs actionneurs piézoélectriques multiples est identifié. L'étude cinématique et la modélisation mathématique liée à ce mouvement est effectuée dans le détail pour montrer la génération d'onde progressive avec l'application de la vibration à plusieurs. L'application des ondes progressives dans le procédé de mise en forme des matériaux est une technique innovante et n'a été jamais discuté précédemment.

La génération de l'onde progressive dans la matrice inférieure et son transfert à la pièce à forger à l'aide de simulations par éléments finis sont effectuées dans le logiciel FORGE2011 ®. Ensuite l'impact de l'onde progressive au cours du procédé de forgeage est observé. L'objectif principal de la réalisation de cette étude est de profiter de la génération de l'onde progressive dans le procédé et son impact sur la réduction de la force du forgeage. L'impact des différents paramètres de vibration sur le gain est également abordé dans ce chapitre.

5.2 Modélisation du procédé de forgeage assisté par vibration

Afin d'obtenir les avantages de la vibration dans le procédé de forgeage, le couplage entre les actionneurs piézo-électriques et le système mécanique doit être étudié. Pour cela, il est nécessaire d'étudier la cinématique de la matrice inférieure. Dans cette section, les modélisations du procédé des forgeages avec un, deux et trois actionneurs piézoélectriques sont présentées.

5.2.1 Modélisation de procédé de forgeage assisté par une source de vibration

Le procédé de forgeage assisté par une source de vibrations (actionneur piézo-électrique) a été présenté dans les chapitres 3 et 4. Dans le chapitre 3, le développement du modèle analytique a été décrit et dans le chapitre 4, l'application pratique de l'utilisation d'un actionneur piézo-électrique a été décrite.

Le schéma détaillé du procédé de forgeage avec un actionneur piézo-électrique est présenté dans le chapitre 4. Afin de rendre le procédé simple, nous avons négligé le frottement entre l'actionneur piézo-électrique, matrice inférieure et la pièce. Seules forces qui agissent sur la pièce sont considérées : la force générée par l'actionneur piézo-électrique et de la force de forgeage suivant OZ (directions de réduction de hauteur du lopin).

La matrice inférieure dispose le mouvement de déplacement $a_1(t)$ avec une vitesse $v_1(t)$. L'équation cinématique de la matrice inférieure peut être écrite comme $v_1(t) = v_z$. De même, la force sur le point O (centre) de la matrice inférieure et la pièce peut être écrite comme $F_1(t) = F_z$. Le modèle analytique a été développé et la force de réaction basée sur l'analyse des contraintes au cours du procédé de forgeage a été calculée au chapitre 3.

Maintenant, on peut examiner le procédé de forgeage assisté par multiple sources de vibrations. Elle nous permet de voir l'impact des moments dans les deux directions x et y.

5.2.2 Modélisation de procédé de forgeage assisté par deux sources des vibrations

Maintenant, nous considérons le procédé de forgeage avec deux sources des vibrations. Le schéma de ce procédé de forgeage est présenté dans la Figure 5-2. Ici, on considère que le frottement est négligeable entre la matrice inférieure et la pièce à forger, les seules force appliquées sur le lopin à forger générée par deux actionneurs piézo-électriques et la force de procédé du forgeage.

Par la Figure 5-2, nous considérons que matrice inférieure peut avoir deux types de mouvement, une rotation sur O_y avec ω_y et le déplacement le long de OZ. Notez que $v_1(t)$ et $v_2(t)$ sont les vitesses des actionneurs piézoélectriques en direction de OZ seulement. Le déplacement angulaire le long de l'axe y est donné par l'équation 5-3.

Le moment de torsion autour de l'axe y peut être calculé selon équation 5-4. Les équations cinématiques de la matrice inférieure s'écrivent comme équation 5-5 et ω_y est calculé par

équation 5-6 où 5-7. Ici, $L = 2R$, on peut obtenir la matrice de vitesse pour l'outillage inférieur donné par équation 5-8.

La force au point 0 dans la direction OZ appliqué par les deux actionneurs piézoélectriques s'écrit (équation 5-9). Le vecteur force au point 0 est calculé par les forces produites par les deux actionneurs piézoélectriques (équation 5-10)

De même, on peut démontrer que l'utilisation de trois actionneurs piézoélectriques durant procédé de forgeage, on peut générer translation dans la direction OZ ainsi que deux rotations ω_x et ω_y .

5.2.3 Modélisation de procédé de forgeage assisté par trois sources des vibrations

L'objectif de cette section est d'analyser un procédé de forgeage qui permet d'utiliser plusieurs actionneurs piézoélectriques pour appliquer mouvement sur la matrice inférieure avec l'aide de vibrations multiples. On peut envisager un procédé de forgeage où la rotation produite dans les axes X et Y par plusieurs actionneurs piézoélectriques dans la matrice inférieure entrer dans la pièce à forger.

On considère un point M à la surface inférieure de la pièce à forger faisant un angle θ avec l'axe X. La vitesse tangentielle à chaque instant est définie par v_M et peut être calculée par l'équation 5-15. Le vecteur angulaire ω de vitesse $\vec{\omega}_M(x, y, t)$ est projetée sur l'axe X et Y et est donnée par l'équation 5-16. Dans la relation, Ω_0 est l'amplitude maximale de la rotation définie sur la base du rayon du lopin, de sorte qu'on maintient le contact entre la matrice inférieure et le lopin donc on a la relation donné par l'équation 5-18. L'amplitude de la vitesse angulaire est représentée par ω et est donnée par

$$\omega = 2\pi f$$

Où f est la fréquence de rotation. Le déplacement angulaire θ_x et θ_y peuvent aussi être calculés par l'équation 5-20. Ici, θ_{x0} et θ_{y0} peuvent être calculés à partir du problème de la valeur initiale. Si la matrice inférieure est inclinée avec un angle sur l'axe X et l'axe Y puis θ_x et θ_y aura quelques valeurs autrement ces termes seront des zéros.

Maintenant, il est facile d'analyser le déplacement (type de mouvement) pour n'importe quel point de la matrice inférieure. La manière plus simple et consiste à analyser le déplacement des deux points de la matrice inférieure, comme indiqué à la Figure 5-6. On appelle R_b le

repère de base fixe et R_d le repère attaché à la matrice inférieure. On considère deux points M et O de coordonnées $(x, y, 0)$ et $(x_1, y_1, 0)$ dans le repère R_d .

Si on définit les deux mouvements du plateau par la composition de deux rotations (dans les directions X et Y) et une translation (selon z) sur la matrice inférieure et la transférer au cadre de base fixe alors nous pouvons obtenir la matrice de mouvement dans le R_b (repère fixe). La combinaison de ces matrices de transfert homogènes est $R_x \cdot R_y$ donnée par l'équation 5-20. Les positions des points M et O dans le repère de base de référence R_b sont donnés par les équations 5-23 et 5-24.

Si on choisit maintenant d'imposer le mouvement du point O tel que donné par l'équation 5-25, le mouvement du point M décrit comme l'équation 5-26.

Si on note maintenant $x - x_1 = R \cos(\psi)$ et $y - y_1 = R \sin(\psi)$, on obtient l'équation 5-27 donc on est capable de choisir une onde progressive sinusoïdale pour tout cylindre de rayon R dont le centre n'est pas forcément le centre du plateau et de superposer un mouvement en z défini par $L_a(t)$.

Conclusion

Le dimensionnement (norme) des axes de rotation est donc lié à celui de la translation.

- Si on s'intéresse uniquement à la génération d'un mouvement de type onde progressive, alors $\Delta L(t) = -R \cos(\psi) \theta_y + R \sin(\psi) \theta_x$ est uniquement lié au rayon maximum R du lopin et aux amplitudes des mouvements de rotation. Si on suppose que l'on ait un défaut de centrage du lopin, alors il faut imposer un mouvement en z tel que $L(t) = R_1 \cos(\psi_1) \theta_y - R_1 \sin(\psi_1) \theta_x$ dont l'amplitude maximale vaut $R_1 \theta_{max}$.
- Si on désire atteindre en n'importe quel point du plateau une amplitude suffisante pour pouvoir placer un lopin en ce point et atteindre à la vitesse maximale de déformation v_0 , alors il faut s'intéresser uniquement à la vitesse du point M. Dans ce cas, se sont les dimensions du plateau qui détermine les amplitudes du mouvement des axes de rotation et de l'axe en z.

5.3 Simulations d'éléments finis pour l'application de multi-vibrations dans procédé de forgeage

Après avoir décrit la nature du mouvement de la matrice inférieure sous l'influence de plusieurs vibration en procédé de forgeage de matériaux dans la section précédente, l'objectif

de cette section est de vérifier et d'appliquer cette proposition au cours du procédé de forgeage et observe les avantages de l'utilisation de cette technique. Dans la pratique, la modélisation et la conception de pot vibrant pour générer des multi vibrations est compliqué comparée celle oui du pot avec une source de vibration. Un grand nombre de facteurs doivent être mis au point avant d'utiliser cet ensemble de vibration. La sélection du matériel pour la fabrication de pot, le choix des actionneurs piézoélectriques, la structure permettant de transférer des vibrations, le contact et de matériau de la pièce sont des contraintes importantes à garder à l'esprit de la conception.

Pour résoudre ces problèmes, des simulations par éléments finis ont été réalisées dans FORGE2011 ® pour analyser le procédé de forgeage sous l'influence des multi vibrations. Cette modélisation et son analyse nous donne les avantages suivants:

- Le pot de vibration ou l'assemblage multi-vibration n'a pas besoin d'être modélisés, comme seules les données générées peuvent être utilisés pour montrer la vibration agissant sur la matrice inférieure,
- Le mouvement de matrice inférieure peut être visualisé et aussi on peut comparer au mouvement proposé obtenue par l'étude cinématique,
- Le comportement des matériaux différents peut être analysé,
- Différents paramètres de procédé peuvent être étudiés afin d'analyser leurs impacts sur le procédé et d'identifier les plus importants.

Des résultats de simulation par éléments finis permettre la compréhension de ce qui se passe au cours du procédés. Le logiciel Forge2011 ® est un outil de simulation puissant pour analyser en trois dimensions (3D), le flux de procédés de mise en forme de complexes, tels que matrice de forgeage ouverte (refoulement), matriçage fermé, le laminage et le procédé d'extrusion. La question importante est de savoir comment intégrer la vibration dans FORGE2011 ®. La section suivant répondra à cette question.

5.4 Description de procédé de forgeage dans FORGE 2011 ®

Pour les simulations éléments finis du procédé de forgeage dans le domaine viscoplastique, le procédé de forgeage à chaud est sélectionné mais la température a été maintenue à 20 ° C et l'effet thermique a été éliminé dans le calcul pour gagner du temps.

Dans ce travail, on s'intéresse au domaine viscoplastique seulement et le comportement du matériau est exprimé à l'aide de la loi Norton-Hoff,

$$\sigma_0 = k\varepsilon^n \dot{\varepsilon}^m$$

σ_0 = Contrainte d'écoulement

ε , $\dot{\varepsilon}$ = déformation équivalente et taux de déformation

k = Consistance du matériau

n = coefficient d'écrasement et m = sensibilité à la vitesse de déformation

Le procédé d'écrasement est simple et intéressant pour des études théoriques et expérimentales. Les multi vibrations peuvent être appliquées par une presse générique attachée à matrice inférieure (pot vibrant). Avant d'entrer dans le détail de la façon d'appliquer vibration dans la simulation, nous allons d'abord regarder la configuration dans FORGE2011 ® utilisé pour effectuer ces simulations. Cette installation se compose de trois parties' principales (Figure 5-7),

- Coulisseau
- Billet (Lopin)
- Pot vibrant

La hauteur du lopin se trouve dans la direction Z alors que les directions radiales sont les axes X et Y. Pour ces simulations, l'aluminium a été utilisé comme matériau de la pièce à forger. D'autres matériaux peuvent également être utilisés on modifié les coefficients des matières dans le fichier de matériau de la pièce. Le tableau 5-1 présent les paramètres matériau, géométriques et du procédé utilisé pour la simulation.

5.4.1 Application de multi-vibrations dans le procédé de forgeage

La vibration est appliquée à la matrice inférieure (pot vibrant) à l'aide d'une presse générique. Cette presse sera la source de multi-vibrations dans le procédé de forgeage. La cinématique de la presse générique est obtenue avec deux rotations autour de deux axes combinés avec une translation. Il existe trois types de simulations possibles avec les trois mouvements possibles de presse générique. Une combinaison de RPM1 et de translation (TR) correspond à la création d'un tube, alors que la combinaison de deux rotations et TR correspond à l'exemple de forgeage rotatif.

5.4.2 Génération de données pour la presse Générique

Afin de simuler le mouvement, les données doivent être transférées à la presse générique. Les champs nécessaires sont remplis dans le dossier de presse générique (Figure 5-10). La

durée de forgeage doit être mentionnée en secondes. Les vitesses V_x , V_y et V_z de la presse générique sont nulles. Nous devons remplir les champs 'rotation speed1, axis1 de rotation, point1 de l'axe, Rotation Speed2, Axis2 de rotation et Point2 de l'Axe'.

La vitesse de rotation dans les directions X et Y doivent être générées. Les équations 5-28-5-31 sont utilisées pour générer les données de vitesse angulaire de rotation autour de les axes X et Y. L'incrément de temps considéré est 0.005sec pour cette simulation. La simulation débute à l'instant $t = 0$, on doit donner l'angle initial de 0.137° à outillage inférieur dans le direction Y.

5.4.3 Vérification de la présence de rotation dans le lopin

Maintenant, afin de voir comment vibration est entrée dans la pièce de matrice inférieure, trois capteurs ont été placés sur et près de la surface inférieure Nous prenons différents nœuds sur la pièce spécialement sur la face inférieure (Figure.5-11.) D'la pièce qui est en contact avec la matrice inférieure (pot vibrant dans ce cas) pour placer nos capteurs. Trois capteurs ont été fixés à trois positions pour suivre leur déplacement, la vitesse et peut également enregistrer des paramètres scalaire, comme la contrainte équivalent, la déformation équivalente et vitesses de déformation. Ces capteurs sont placés avant les simulations ont été lancés et sont appelés "a priori capteurs". La mesure des données relatives, tels que le déplacement et la vitesse peuvent nous aider à prédire que notre simulation va dans la bonne direction ou non.

5.4.4 Résultats des simulations

Dès que la présence de la rotation à la surface supérieure de la matrice inférieure et dans la surface inférieure de la pièce à usiner a été vérifiée, l'effet de la vibration sur le procédé de forgeage peut être observé. Cela peut être réalisé :

- En comparant la force de forgeage requis pour les procédés avec et sans vibration
- L'observation du changement de direction du vecteur de vitesse pour une période de temps au cours du procédé de forgeage

5.4.4.1 Gain dans la réduction du procédé de forgeage

Les simulations de procédé de forgeage avec et sans vibration sont effectuées et les forces de forgeage nécessaires sont obtenues. Il indique clairement que la force de forgeage pour le procédé s'est considérablement réduite. La réduction de la force normalisée peut être trouvée en comparant la force nécessaire sans vibration avec celle avec multi vibration au cours du

forgeage. Il ya une réduction de 21,5% à la fin du procédé de forgeage et qui montre les avantages du procédé de forgeage assisté par plusieurs vibrations. Au début, le gain dans la réduction de la force de forgeage dépend du temps.

5.4.4.2 Changement dans la direction du vecteur de vitesse

Le champ de vitesse a été obtenu pour les deux instants au cours de la période ($T = 0,1$ s) 2-2.1sec dans la Figure 5-14. On voit clairement qu'il ya un changement dans la direction du vecteur de vitesse du côté droit au côté gauche de la pièce pendant une demi-période de l'onde progressive. Ce changement dans la direction du vecteur de vitesse explique la modification de la friction sur la matrice inférieure.

5.4.5 Vérification de résultants des simulations

La qualité des résultats des simulations peut être évaluée de deux manières, d'abord en trouvant la valeur de Ω_0 à différents intervalles au cours de procédé de forgeage .Le second, est en effectuant une simulation avec un maillage fin pour vérifier la convergence de la solution.

5.4.5.1 Vérification de l'amplitude de rotation maximale au rayon différent

Afin de vérifier notre simulation de procédé de forgeage assisté par multi vibration et avec les trois capteurs, nous pouvons mesurer la valeur d'amplitude maximale de la vitesse angulaire Ω_0 en mesurant R_{max} et v_0 . En effet puisque Ω_0 est une valeur constante de sorte que l'augmentation R_{max} au cours du procédés de forgeage, v_z doit également augmenter de façon correspondante. Cela signifie que

$$\frac{v_{02}}{v_{01}} = \frac{R_{max2}}{R_{max1}}$$

Les vitesses et les déplacements (rayon dans les directions X et Y) à n'importe quel point peuvent être mesurés à l'aide de capteurs a priori attachés à la pièce. Pour vérifier nos calculs, nous examinons d'abord la vitesse à différents instants. Nous pouvons choisir n'importe quel capteur, par exemple le capteur 3 à la position (20 0 0), soit à $R = 20$ mm à X extrémité La vitesse. v_z Correspondant à cette position de nœud pour les trois premières secondes est présenté à la Figure 15.5. L'augmentation du rapport de la vitesse dans ce cas, est de 1,10. De même, nous pouvons analyser l'augmentation du rayon X en traçant en fonction du temps, l'augmentation du rayon R dans la direction X est observé et il se trouve

être de 1,12. Il est observé que Ω_0 reste constant au cours du procédé de forgeage. Les résultats sont vérifiés pour les deux autres capteurs et positions.

5.4.5.2 Effet du changement de maillage

Une première simulation a été effectuée avec un maillage grossier de 3,31mm. Pour voir la convergence de la solution avec ce procédé de forgeage, nous avons réduit la taille des mailles de 2,20mm. Si le résultat de la simulation est la même que celle obtenue avant alors nous pouvons dire que le calcul converge et nous avons obtenu une solution convergée. Les résultats des simulations avec le maillage (Figure 5-17) déterminent si la solution converge et que les deux courbes se superposent. Cela confirme la validité de la simulation effectuée. L'inconvénient de faire des simulations avec maille fine est que cela prend beaucoup plus de temps comparé avec un maillage grossier car le calcul est effectué sur plus de nombre de nœuds mais le résultat est beaucoup plus fiable.

Maintenant, nous pouvons observer les différents paramètres qui peuvent influencer sur le gain en effort de forgeage (réduction de la force). Ces paramètres incluent des paramètres de procédés tels que l'amplitude maximale de rotation, la fréquence de onde progressive, les paramètres du matériau et les paramètres de frottement. La simulation sera effectuée avec et sans vibration et les effets de ces paramètres seront discutés.

5.4.6 Effet de paramètres de procédés sur le gain de réduction de la force de forgeage

Il ya deux paramètres importants qui peuvent avoir une incidence sur la valeur du gain donc la réduction de la force de forgeage. Le premier est Ω_0 , l'amplitude maximale de rotation et l'autre est la fréquence f . La fréquence est importante pour décrire l'amplitude de rotation et son rôle est limité par Ω_0 . Cela signifie que Ω_0 est le seul paramètre important L'impact de Ω_0 peut être vu en effectuant une simulation avec une valeur différente de Ω_0 . La valeur de Ω_0 pour la dernière simulation était de 0,15rad/s et nous avons changé cette valeur à 0.10rad/s. Les simulations sont effectuées avec et sans vibrations, il est observé que le gain dans la réduction de la force de forgeage est de 14% à la fin qui est inférieur à un gain obtenu dans le cas $\Omega_0=0.15rad/sec$ pour la même diminution de 21,5%.

De même, une autre simulation est réalisée avec les mêmes données utilisées avant, mais changé le diamètre (50 mm) de la pièce à usiner qui modifie la valeur de $\Omega_0=0,08rad/s$. les forces nécessaires pour le procédé de forgeage avec et sans vibration et on à noter que Ω_0

joue un rôle important sur le gain obtenu par la réduction de la force de forgeage. L'impact de Ω_0 sur la réduction de la force de forge est montré dans le tableau 5-3.

5.4.7 Effet de la variation des paramètres de matériaux

Pour voir l'impact des effets multiples de vibration sur différents matériaux, procédés de forgeage sont exécutés avec multi-vibration et sans vibration pour $m = 0,4$ (coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation). Il a été observé que les procédés de forgeage avec différentes valeurs de m donnent un gain légèrement différent avec l'application de vibrations. Dans ce cas, le gain en effort de forge à la fin du procédé est de 19%. Il atteint (21,5%) avec un m égal à 0,1.

5.4.8 Effet de la variation des paramètres de frottement

Dans ces simulations forgeage (écrasement d'un lopin de 35mm) avec coefficient de matériau (sensibilité à la vitesse de déformation) $m = 1$ a été réalisée mais les coefficients de friction (Coulomb limite Tresca) ne sont pas appliquées. Le refroidissement bilatéral a été utilisé. En effet, le refroidissement bilatéral ne permet pas le déplacement des nœuds attachés à la surface des matrices.

Le gain dans la réduction de force de forgeage est à peu près égal à 33% (Figure 5-24), lorsqu'on applique un liquide de refroidissement bilatéral, la pièce à forger est bombé dans le centre. Ceci s'explique car les interfaces de la pièce avec l'outillage sont bien placées dans les centres de matrices et n'autorise aucun mouvement, alors que le milieu de la pièce se déforme et se renfle au centre.

5.5 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons effectué des études cinématiques du mouvement de matrice inférieure sous l'influence d'un, de deux et de trois sources de vibrations (actionneurs piézoélectriques) dans les procédés de mise en forme. L'application d'une source de vibration génère uniquement une translation dans la direction Z alors que l'application de deux ou de trois produits une translation (axe Z) ainsi que la rotation dans les deux axes X et Y. Cette étude est importante, elle montre quel type de vibration est introduit dans la pièce par l'ensemble de vibration. Le mouvement de la matrice avec plusieurs sources de vibration est plus complexe et l'étude cinématique montre qu'une onde progressive est générée dans la matrice inférieure par l'application de trois sources de vibrations.

Dans ce travail, nous utilisons le logiciel d'éléments finis FORGE2011 ® pour appliquer la cinématique et observer l'effet des ondes progressives. Les données de vibration sont appliquées à l'aide de la presse générique. Des simulations sont effectuées et il a été observé que nous avons obtenu un bon gain dans le procédé de forgeage avec l'utilisation de cette onde progressive. Les simulations sont vérifiées par l'amplitude de rotation maximale Ω_0 et le raffinement de la taille du maillage.

Enfin, nous avons observé l'impact du changement des différents paramètres qui peuvent influencer sur le gain dans la réduction de la force de forgeage, comme le changement de Ω_0 , le coefficient de matériau m et le coefficient de frottement. Il a été observé que tous ces paramètres influent sur la force de forgeage.

Chapitre 6 Conclusion et perspectives

6.1 Conclusion

Ce mémoire adresse dans le domaine de mise en forme assisté par vibration. L'objectif principal de ce travail de thèse est d'améliorer les procédés de mise en forme car ils sont essentiels à la fabrication de la plupart des produits dans l'industrie automobile et aéronautique. L'application des vibrations en cours de mise en forme des matériaux a été utilisée plus récemment pour résoudre le problème associé aux techniques traditionnelles telles que la lubrification et préchauffage de la matière.

Ce travail comprend deux contributions majeures, l'intégration de la vibration et de son optimisation dans le procédé de mise en forme. Le travail se compose de deux parties principales:

- L'intégration et l'optimisation de la vibration procédée de forgeage assisté à la source de vibration unique (translation uniquement),
- L'intégration et l'optimisation des procédés assistés par vibration forge avec plusieurs sources de vibrations (translation et rotation).

La plupart des études dans le domaine de mise en forme assisté de vibration sont liée à l'utilisation de vibrations ultrasoniques (domaine haute fréquence) qui nécessite un équipement spécial, mais ce travail de recherche se concentre sur la gamme des basses fréquences (0-125Hz) et son application dans le procédé de mise en forme. Dans cette recherche, nous avons principalement travaillé dans le domaine viscoplastique en utiliser la loi de Norton-Hoff est utilisé pour décrire le comportement du matériau.

Pour obtenir l'objectif d'intégration et d'optimisation de la vibration en cours de forgeage du matériau, la thèse a été divisée en différentes sections comme ci-dessous:

Étude bibliographique : Revue de la littérature a été effectuée pour acquérir des connaissances sur la mise en forme disponible relative aux procédés de mise en forme assistée de vibration. Applications intéressantes de l'utilisation de vibrations ont été trouvées dans forgeage, extrusion, laminage, du tube et des procédés de tréfilage, qui indique les avantages de l'utilisation de vibrations. Il est confirmé par la bibliographie que la vibration

est appliquée seulement à travers la source de vibration unique dans la direction axiale ou radiale du mouvement de la matrice dans les différents procédés. Les travaux de recherche se concentrent principalement sur l'application de la translation dans les procédés de mise en forme mentionnés et dans certains cas dans des rotatif / forgeage orbital.

Aucun modèle analytique n'a été clairement présenté et la seule forme d'onde utilisée dans ces travaux de recherche est une vibration sinusoïdale. Les vibrations ont été appliquées principalement par des sources d'ultrasons et très peu ont étudié l'effet de basse fréquence et de l'amplitude au cours des procédés de mise en forme. L'effet du changement des paramètres de vibration telles que la vitesse, la fréquence et l'amplitude a été discutée, mais aucun effort a été fait pour présenter ces paramètres collectivement dans un paramètre comme rapport de vitesse et rapport cyclique. Cette étude bibliographique permet de nous concentrer sur notre objectif de développer un modèle analytique précis pour la source de vibration unique, la vérification de la simulation par éléments finis, l'intégration des vibrations à basse fréquence dans la configuration expérimentale et l'utilisation de sources de vibrations multi dans le procédé de mise en forme des matériaux. Ces aspects du travail de recherche sont présentés en détail dans les paragraphes à venir.

Modèle analytique pour les procédés de forgeage assisté par vibrations : Dans ce travail, le modèle analytique de vibration procédé de forgeage assisté à la source de vibration unique a été développé. Ce modèle est basé sur la méthode de trancher pour trouver la force de forgeage avec et sans vibration pour le procédé. Cette méthode est basée sur les hypothèses suivantes:

- La forme de la pièce à usiner reste identique avant et après le procédé de forgeage,
- L'effet thermique ne sera pas considéré,
- Applicable au domaine viscoplastique uniquement.

Le but de l'application de cette méthode consiste à prévoir le gain de forgeage réduction de la charge avec l'utilisation de vibrations. Dans ce travail, nous avons proposé une nouvelle approche de l'utilisation de différents types de forme d'onde (sinusoïdale et triangulaire) au cours du procédé de mise en forme. Il est fait dans le but de tirer l'avantage du rapport cyclique du signal.

Ce modèle nous permettra d'identifier les paramètres clés comme la vitesse de traitement, la fréquence et l'amplitude des vibrations, ainsi que la combinaison de ces paramètres.

Ce modèle d'analyse nous donne la connaissance approfondie de l'application de vibrations au cours du procédé de mise en forme. Il prédit que le gain en forgeant réduction de force dépend au plus le coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation m maintien du ratio de vitesse et le devoir constant pour le procédé. Elle ne dépend pas d'autres paramètres par exemple des la taille de la pièce à usiner, le coefficient d'écrouissage et le coefficient de Tresca.

Les résultats des modèles analytiques sont ensuite analysés à l'aide des simulations éléments finis (FEM). Les simulations sont effectuées avec des vibrations sinusoïdales et triangulaires pendant le procédé de mise en forme pour les valeurs différentes de m et de gain de réduction de la force de forge sont en accord avec les résultats obtenus à partir du modèle analytique. Certaines autres simulations ont été réalisées pour analyser l'impact des hypothèses sur le gain de force fait dans la méthode de la tranche. Il a été observé que la pièce cylindrique n'a pas exactement conservés bien qu'il y ait moins d'impact sur l'effet thermique au cours du procédé. L'impact de la troisième hypothèse est la plus forte, que l'influence de l'élasticité sur le gain de réduction de la force de forgeage peut être vue à partir des tableaux 3-4 et 3-5.

Expériences pour le procédé de forgeage assisté par vibration : Des expériences ont été réalisées avec différents matériaux pour analyser l'impact des vibrations sinusoïdales et triangulaires sur le procédé de forgeage des matériaux. Il y avait deux principaux objectifs à l'exécution de ces expériences:

- La validation de nos modèles analytiques développés pour procédé de forgeage assisté sinusoïdale et triangulaire,
- Limitation de ces modèles dans la vie réelle.

Des expériences d'écrasement ont été réalisées sur Lloyd 30K et ZWICK Roell machines Z1200. A vitesse constante v_0 a été imposé à l'aide de presses mécaniques. L'amplitude de vibration a été induite dans le procédé par un système élastique entraîné par un actionneur piézo-électrique. Un actionneur piézo-électrique logé dans un pot vibrant et génère des vibrations au cours du procédé de forgeage. Cet ensemble été placé dans deux machines.

Des tests ont été effectués pour analyser les performances du système sans pièce pour la plage de fréquence (0-125Hz) avec des vibrations sinusoïdales et triangulaires à Lloyd 30K. Il a été observé que la vibration a été transmise au corps de la machine, de sorte que la masse supplémentaire a été placée sous le corps pour augmenter la rigidité de la machine. Après l'obtention de résultats satisfaisants pour la performance du système, des expériences sont effectuées avec la pièce mais sans vibration. L'objectif était d'obtenir des paramètres du matériau et de comparer le procédé avec le procédé de forgeage avec des vibrations.

Les tests avec de la plasticine sont la première étape pour démontrer les vibrations associées au procédés de forgeage. L'avantage de travailler avec la pâte à modeler est la force de forgeage est très faible autour de 500-1000N en fonction du diamètre et de la réduction de la hauteur de pièce. À cette fin, nous avons utilisé la machine Lloyd 30K. Des expériences avec d'autres matériaux tels que l'aluminium et le cuivre ont besoin relativement plus de force sont effectuées sur ZWICK Roell Z1200. Ceci offre l'avantage supplémentaire de rigidité. L'écrasement de ces matériaux présente également le gain dans la réduction de la force de forgeage avec l'application de vibrations. Les résultats obtenus à partir des applications de vibrations sinusoïdales pendant le procédé de forgeage vérifier le résultat obtenu à partir du modèle analytique développé mais les résultats obtenus avec vibration triangulaire sont partiellement en accord avec le modèle analytique. Ces résultats sont bons pour la pièce de plasticine à modeler, mais faux dans le cas des cuivres.

Étude cinématique et les simulations éléments finis pour le procédé de forgeage assistés par plusieurs sources des vibrations : Tous les travaux de recherche anciennes utilisent une source de vibration que dans la direction axiale ou radiale. Le travail réalisé dans cette thèse n'est pas limité à l'application des vibrations à travers une source de vibrations (actionneur piézo-électrique), mais a également porté sur l'utilisation d'actionneurs piézoélectriques multiples. Dans ce mémoire, la génération de l'onde de vibration plus compliqué est réalisée à l'aide de plusieurs actionneurs piézo-électriques pendant le procédé de forgeage. Il s'agit d'une innovation dans le procédé de mise en forme assistée par vibration.

A cet effet, la première étude cinématique de la matrice inférieure (utilisé dans le procédé de forgeage) est effectuée sous l'influence de l'actionneur piézoélectrique à plusieurs. Il a été observé que la traduction et la rotation générée par actionneur piézoélectrique multiples peuvent produire des ondes progressives.

Les données de rotation et de translation sont transférées à FORGE2011 ® à l'aide de presse générique et les simulations sont effectuées avec et sans vibrations multiples. La réduction de la force a été obtenue pour procédé de forgeage avec vibration. Des simulations sont effectuées montrant que la rotation amplitude maximale Ω_0 est un facteur important dans le gain de la réduction de la force de forgeage. D'autres paramètres tels que la sensibilité à la vitesse de déformation de mise en forme m et la lubrification peuvent aussi influencer sur la prise de force de forgeage.

6.2 Limites de l'étude et perspectives

Le travail présenté dans cette thèse est principalement liée au domaine viscoplastique et du loi Norton-Hoff est utilisé pour décrire le comportement du matériau. En réalité, l'élasticité joue un rôle important affectant ainsi le gain en forgeant réduction de la force. La réduction de la force dans cas de domaine élasto-viscoplastique est différent comparer au domaine viscoplastique comme indiqué dans les simulations effectuées dans le chapitre 3, mais aucun modèle analytique n'a été présenté pour ce cas dans cette thèse. Il s'agira d'une étude intéressante d'associer l'élasticité dans le gain obtenu dans l'établissement de réduction de la force et l'utilisation d'autres lois de comportement des matériaux tels que la loi de Bingham pour expliquer l'effet d'élasticité dans le procédé de forgeage.

Au cours de ce travail, l'étude cinématique du mouvement de la matrice sous l'influence des vibrations multiples a été présentée à plusieurs procédés de forgeage assisté par vibration. Modèle analytique détaillée n'est pas développée pour le procédé. Nous avons également effectué des simulations par éléments finis pour vérifier notre mouvement proposé par l'étude cinématique et avons utilisé avec succès l'onde progressive au cours du procédé de forgeage pour obtenir gain de forger réduction de la force. Un montage avec plusieurs actionneurs piézoélectriques est en cours de conception et sera bientôt fabriquée ainsi des expériences de forgeage avec des vibrations plus complexes pouvant être effective.

Version Anglais

Chapter 1 General Introduction and Overview

1.1 Background and context

Technological progress demands for the development of new improved metal forming methods which would require smaller plants and where the reduction in workpiece height could be produced in a minimum number of operations. These methods may be provided by vibration-assisted techniques of metal working. Application of vibration during the forming process is found useful in the recent years and since then; many laboratories started using vibration during the plastic forming. Up till now, most of the work done is related to vibration assisted forging, extrusion and wire drawing process.

Typical operations involving the use of vibration loads described in the literature include vibration-impact forging, cyclic loading, forging with superimposed vibration loads, and superimposition of ultrasonic vibrations on the part being deformed. It was established that vibration can be used as a lubricant in order to reduce friction and to produce good surface finish. It also increases the plasticity of metals, reduces their resistance for deformation, and increases the degree of deformation attained. Different researchers worked with vibration assisted forming process and find these numerous advantages of using vibration in forming process as noted above.

Influence of both low and high frequency vibration on various metal forming processes has been experimentally investigated by several researchers for a long time. However most of the researchers have shown the desirable effects (reduction of forming load, improved surface finish and reduction in friction force) of vibration-assisted forming process but very few have tried to present the causes (mechanisms) of these desirable effects. Extent to which each of the described mechanism affects specific process remains unclear, these mechanisms occurs simultaneously and experimental techniques for isolating these influences are yet to be developed. Consequently, analytical modeling and finite element analysis (FEM) are useful tools for acquiring a better insight into phenomena occurring in vibration-assisted forming process.

1.2 Use of vibration to improve metal forming process

For a long time, improvement of the forming process has been the aim of researchers due to the importance of forming process in the automobile, aircraft and biomedical industries. They have been successful in forwarding many new techniques to improve forming

processes including use of lubrication during the forming process and pre- heating the material for the forming process. These techniques have their advantages and disadvantages. In order to overcome disadvantages, a latest and state of art technique is in process of getting industrial shape quickly by the application of vibration during forming process.

Due to continuous work and rigorous research, the research in “Application of ultrasonic and low frequency vibrations in metal forming process” has gained new heights. Influence of vibration on metal forming processes can be considered in two areas. First, the so-called *volume effect* links lowering of yield stress with the influence of vibration on the dislocation movement. This covers the advantages of material heating during forming process. Second the so-called *surface effect* explains lowering of the effective coefficient of friction by periodic reduction contact area. That is why; vibrations effects can also be termed as intelligent lubricant. The application of vibration of high and low frequencies to assist metallic material forming operations has been shown to have beneficial effects including friction reduction, reduced process force, and improved productivity and quality [13].

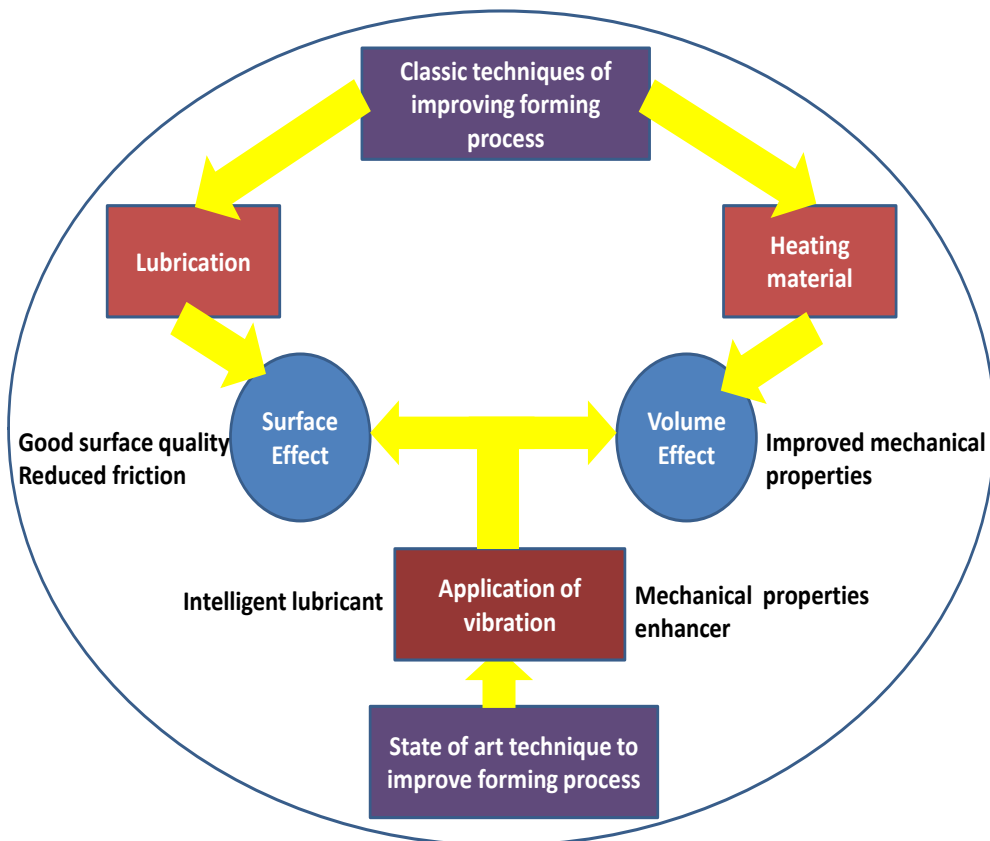


Figure 1-1. Advantages of vibration application to improve metal cold forming process.

1.3 Contribution of the thesis

This section highlights the contributions and limitations of this thesis dissertation. It describes the detail of work done in the specified domain, its importance and the area that it doesn't cover. The research done under the scope of thesis is carried out in "Laboratoire de Conception Fabrication et Commande" (LCFC) of ENSAM Center of Metz and extends the work done by Ly et al., (2010) [35].

1.3.1 Significance of the study

This thesis work is basically related to low frequency domain vibrations integrated in cold metal forming process. In literature, majority of work in vibration assisted forming process is in the domain of ultrasonic frequency domain that needs special equipment such as resonator. This work shows that the use of low range frequency vibrations (0-125Hz) can also be helpful to attain the specified advantages.

In this thesis, mathematical models for vibration assisted forming processes are presented for single and multiple vibration sources. These models enable us to find the important individual key parameters e.g. process velocity, frequency and amplitude of vibration as well as the combination of these parameters involved in vibration assisted forming process e.g. speed ratio and duty ratio. Results are further analyzed with the help of experiments and finite element (FEM) simulations.

This research gives us a deep insight of vibration application during the forming process. The majority of the old work is mainly experimental and finite element simulations. Analytical models are usually more informative as compare to finite element simulations thus adding another dimension to the research work. This work mainly concentrates on vibration effects on metal forging process in visco-plastic domain but also presents some simulations results to show the impact of elasticity thus covering elastic visco-plastic domain.

All the work found in literature is related to one type of waveform (i.e. sinusoidal) used in vibration assisted forging process but in this thesis, a new approach of using different types of waveform has been adopted thus taking the advantage of signal duty ratio and it shows an impact that is a revolution in this domain.

All the existing research done in vibration assisted forming processes is related to application of only one vibration source whether in axial or radial direction. This research is not limited

to application of vibration through one vibration source (piezoelectric actuator) but has also concentrated on the use of multi piezoelectric actuators. In this thesis, the generation of a more complicated vibration wave form is predicted with the help of multiple piezoelectric actuators during the forging process. So this work is an extension to old work by adding a new innovation to the vibration assisted forming process.

1.3.2 Limitations of the study

The work presented in this thesis is mainly related to visco-plastic domain and Norton-Hoff law is used to describe the behavior of the material. In reality, elasticity also plays an important role thus affecting gain in forging force reduction. Gain in force reduction in case of elastic visco-plastic domain is less as compare to visco-plastic domain as shown from the simulations performed in chapter 3 but no analytical model has been presented for this case in this thesis. Thermal effects have not been discussed in detail during vibration assisted forming process. Through finite element simulation, it has been shown that it does not have much effect on the forging force during the cold forging process.

In this research, the emphases were to develop mathematical models for single and multi vibration assisted forging process. Finite element simulations were also performed to verify our mathematical models but experiments were performed only for single vibration assisted forming process. Piezoelectric actuators housing assembly for multi vibration source is under work so experiments for forging process with multi vibration were not performed.

1.4 Thesis organization

This thesis dissertation is structured around three major parts excluding final conclusion as illustrated in Figure 1-2. Part I is about general introduction and relative research review. Part II is related to analytical modelling of forging process with one vibration source and the verification of this model with finite element simulation in FORGE2008®. It also includes the experiments for the forging process with one vibration source as presented in chapter 4. The Third part of the thesis presents the kinematic model to describe the motion of lower die under the effect of multi piezoelectric sources and describe how to implement this in finite element simulations to depict the effect of multi vibrations in metal forging process as presented in chapter 5. At the end, a conclusion and future work to improve the process is presented in chapter 6.

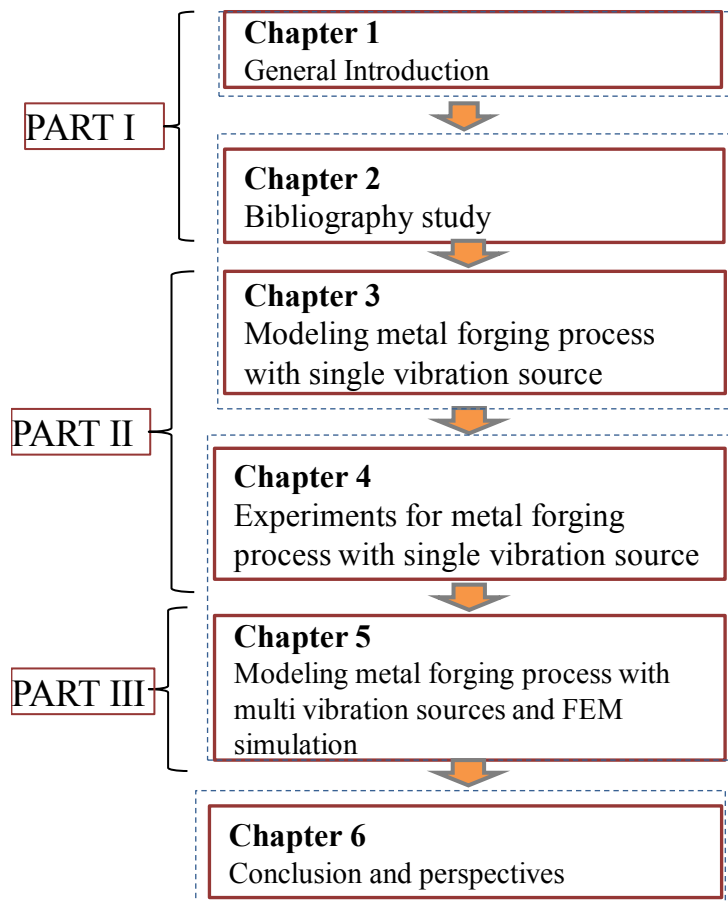


Figure 1-2. Thesis layout.

In chapter 1, Introduction to the research work under the scope of this thesis is presented. Positioning of this research in the existing research work is outlined with the help of its contribution and the limitation.

Detailed state of art related to main areas in this research work is presented in chapter 2. This chapter will basically be divided into three main parts. First part will describe the review of the forming processes and their importance in the industry. The detail of the techniques used to improve the forming process will be presented in second part. In third and final part of the chapter detail of old research work related to translation and rotation assisted forming process will be presented.

In Chapter 3, analytical model for vibration assisted (single source) forging process is developed. Analytical model based on Slice Method of determining forging force combined with Norton-Hoff law for cylindrical and parallelepiped specimen is presented with and

without vibration. Analytical model is developed for two types of vibration wave form (sinusoidal and triangular) to determine the advantage of gain obtained in forging force reduction. Finally, results will be compared with finite element simulations performed in FORGE2008 ® and validation of our analytical model is performed. At the end, impact of different assumptions made during the use of Slice method will be discussed.

Chapter 4 presents the experimental procedure adopted for the vibration assisted forging process with one vibration source. Detail of the experimental setup including Lloyd compression machines, vibration generating setup, sensors and actuators used in the experiments will be defined. Different material used for the experiments will also be outlined in this chapter. Experiments of forging process with and without vibration will be presented. This will help us to find out the material parameters as well as validation of our analytical and FE simulation results.

In chapter 5, kinematic study of lower die under the effect of multi vibrations source will be discussed. This kinematics will be applied in finite elements simulation software FORGE2011 ® during the forging process. Detail of FEM simulations and results obtained will be presented to show the gain obtained from the application of multi vibration in metal forming process. Finally some important parameters (process and material) will be discussed that can affect the gain in forging force reduction.

Chapter 6 is the last chapter of this thesis. It presents the general discussion of the research work carried out with discussion on the capability and limitation of proposed approach as well as future steps of development and possible improvement in the work presented.

Chapter 2 State of the Art

2.1 Introduction

This chapter deals with the integration of vibration and rotation in the forming processes. The first part deals with the classification of forging processes, their uses in industry with special focus on forging processes. The second part details the techniques used to improve forming processes. Finally, third part of this chapter signifies the application of vibration and rotation in metal forming processes.

The third part can be further classified into three sub categories according to the nature of forming process and on the basis of vibration applications. The first subsection consists of research study based on the application of translation vibration in metal forming process i.e. tube or wire drawing, extrusion and forging processes. The Second subsection integrates the study when the rotation is applied during the forming processes. Final subsection highlights application of vibration in the rotary forging.

2.2 Objective

The main aims of this chapter are

- To describe the importance of forming process in industry,
- To present the techniques for improving forming processes,
- To study the earlier research work done in single source vibration assisted forming processes that includes theoretical studies, experiments' and finite element simulations results to analyze their contribution and propose possible improvement as presented in Chapter 3 and 4,
- To study the earlier research work related to rotation and rotary forging process for better understanding of these processes, so the similar die kinematics can be applied to multi vibration assisted forging process as presented in Chapter 5.

2.3 Classification of metal forming processes

Metal forming corresponds to a group of manufacturing processes by which the given material, usually shapeless or of a simple geometry, is transformed into a useful part without change in the mass or composition of the material. This part usually has a complex geometry

with well defined (a) shape, (b) size, (c) accuracy and tolerances, (d) appearance, and (e) properties. The manufacture of metal parts and assemblies can be classified, in a simplified manner, into five general areas (Taylan Altan et al., 2004) [1]:

- Primary shaping processes, such as casting, melt extrusion, die casting, and pressing of metal powder.
- Metal forming processes such as rolling, extrusion, cold and hot forging, bending, and deep drawing, where metal is formed by plastic deformation.
- Metal cutting processes, such as sawing, turning, milling and broaching.
- Metal treatment processes, such as heat treating, anodizing and surface hardening
- Joining processes, including (a) metallurgical joining, such as welding and diffusion bonding, and (b) mechanical joining, such as riveting, shrink fitting, and mechanical assembly.

Figure 2.1 shows the dimensional accuracy that is achievable by different processes. The values given in the figure must be considered as guidance values only.

ISO quality Process	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
Die forging					---	---	---	---	---	---	---	---
Precision die forging		---	---	---								
Cold extrusion		---	---	---	---	---	---					
Rolling (thickness)			---	---	---	---	---	---				
Finish rolling (thickness)	---	---	---	---								
Finish coining (thickness)			---	---	---	---	---	---				
Deep drawing						---	---	---	---			
Ironing	---	---	---	---	---	---						
Tube and wire drawing					---	---	---					
Shear/blanking				---	---	---	---	---	---	---		
Fine blanking	---	---	---	---	---							
Turning			---	---	---	---						
Cylindrical grinding	---	---	---	---								

Figure 2-1. Approximate values of dimensional accuracies achievable in various processes. (Lange et al., 1985) [2].

Among all manufacturing processes, metal forming technology has a special place because it helps to produce parts of superior mechanical properties with minimum waste of material. In metal forming, the starting material has a relatively simple geometry. The material is plastically deformed in one or more operations into a product of relatively complex configuration. Forming to near-net or to net-shape dimensions drastically reduces metal removal requirements, resulting in significant material and energy savings. Metal forming usually requires relatively expensive tooling. Thus, the process is economically attractive only when a large number of parts must be produced and/or when the mechanical properties required in the finished product can be obtained only by a forming process.

Metal forming includes a large number of manufacturing processes producing industrial products as well as military components and consumer goods. These processes include (a) massive forming operations such as forging, rolling, and drawing, and (b) sheet forming processes, such as brake forming, deep drawing, and stretch forming. Unlike machining, metal forming processes do not involve extensive metal removal to achieve the desired shape of the workpiece. Forming processes are frequently used together with other manufacturing processes, such as machining, grinding, and heat treating, in order to complete the transformation from the raw material to the finished and assembly-ready part.

Forming processes are especially attractive in cases where:

- The part geometry is of moderate complexity and the production volumes are large, so that tooling costs per unit product can be kept low (e.g., automotive applications),
- The part properties and metallurgical integrity are extremely important.

The design, analysis, and optimization of forming processes require:

- Engineering knowledge regarding metal flow, stresses, and heat transfer,
- Technological information related to lubrication, heating and cooling techniques, material handling, die design, and forming equipment [Altan et al., 1983].

Interaction among major process variables during forming is presented in Figure 2.2.

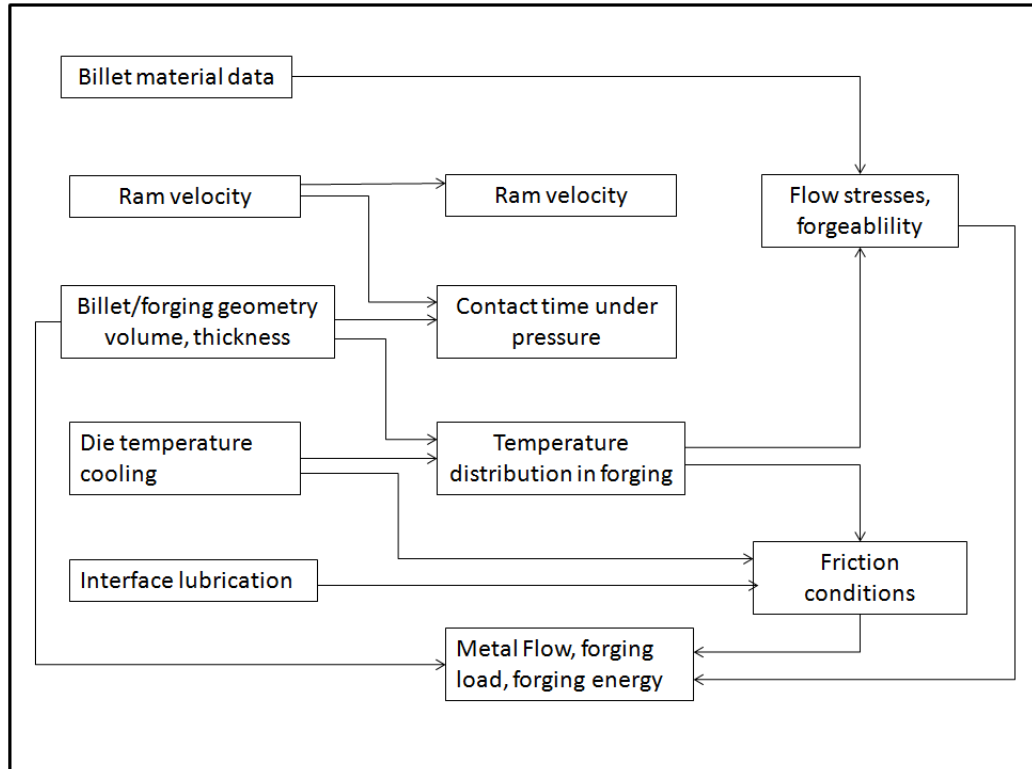


Figure 2-2. Interaction among major process variables during forming (George E. Dieter et al., 2003) [4].

2.4 Importance of forming process in Industry

Metal forming process is a widely used manufacturing process mainly for its minimum waste and dimensional precision, and it usually improves the mechanical properties of the formed product. Therefore, forming processes have been constantly used in the industries, most importantly in aircraft industry, prototyping in the automotive industries, customized products in biomedical applications, producing machine tools, hand tools fasteners and in production of parts used in tunnel making.

- These manufacturing processes are used for prototype and development work, one-off custom or repair parts, and low-volume manufacturing. In aerospace applications, metal is formed into airframe or engine components.
- In automotive applications, the parts may be engine cradles, suspension components, radiator and instrument panel support beams and engine components.
- In biomedical application, forming processes are used for making parts to support different human organs such as customized ankle support.

- Certain machine tools for industrial plants, hand tools, such as hammers, pliers, screw drivers, and fasteners, such as screws, nuts, bolts, and rivets as well as containers, such as metal boxes, cans, and canisters are made from forming processes.
- Construction elements used for tunnel making such as mining, and quarrying (roofing and walling elements, pit props, etc.).

One of the most accurate and common forming process used in the industry is forging process as mentioned in Figure 2-1. Forging is the process of deforming metal into a predetermined shape using certain tools and equipment.

Forgeability is generally defined as the capability of a material to undergo deformation without cracking. Numbers of test have been developed to quantify forgeability, although none is accepted universally. A commonly used test is to upset a solid cylindrical specimen and observe any cracking on the barrelled surface; greater the deformation prior to cracking, the greater the forgeability of the metal (Serope Kalpakjian et al., 2005) [5].

Deformation is accomplished using hot, cold, or even warm forging processes. Hot forging and cold forging are two different metal forming processes that deliver similar results. Ultimately, the manufacturer will look at a number of criteria before choosing which type of forging is best for a particular application.

2.4.1 Hot forging process

When a piece of metal is to be hot forged, it must be heated above re-crystallization temperature. Hot forging is also recommended for the deformation of metal that feature high formability ratio. Because the metal is hot, it is easy to move it around, allowing for more elaborate shapes than cold forging. Hot forging is common for harder metals such as steel that would be difficult to shape when cold. The process begins with a cast ingot, which is heated to its plastic deformation temperature, then forged between dies to the desired shape and size. During this forging process, the cast, coarse grain structure is broken up and replaced by finer grains, achieved through the size reduction of the ingot.

Other considerations of using hot forging process are production of discrete parts, low to medium accuracy, scale formation, low stresses or low work hardening, homogenized grain structure, increased ductility, elimination of chemical incongruities and best for a particular application.

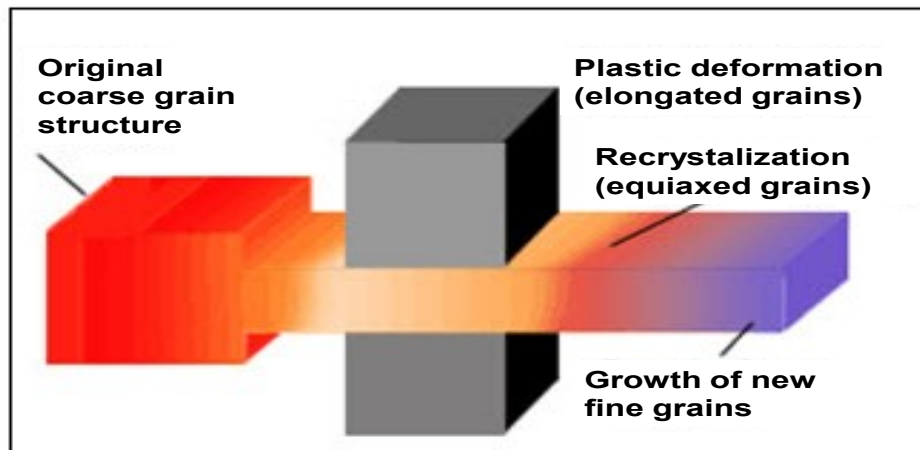


Figure 2-3. Open die hot forging process (<http://www.keytometals.com>, 16 April 2013).

2.4.2 Cold forging process

Due to the ease of use and available setups, cold forging processes are used more often in industry. Certain considerations taken in using this process are:

- Cold forging deforms metal while it is below its re-crystallization point and is generally preferred when the metal is already a soft metal, like aluminum.
- This process is usually less expensive than hot forging and the end product requires little, if any, finishing work. Despite the word "cold," cold forging actually occurs at or near room temperature.

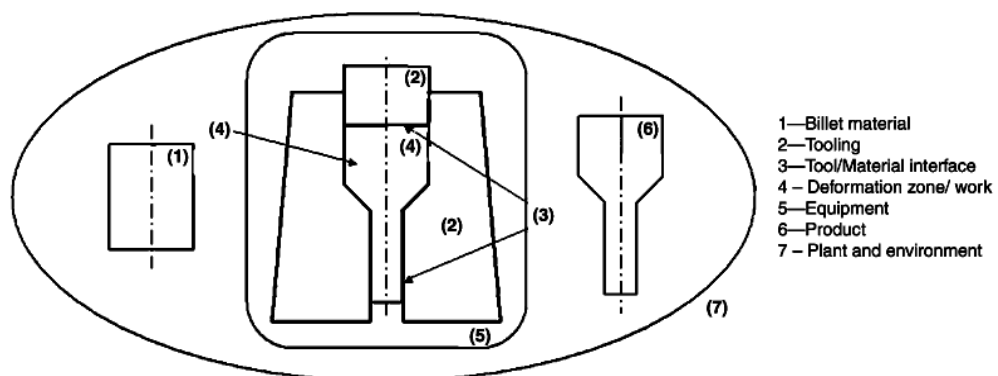


Figure 2-4. Cold forging process as a whole (Taylan Altan et al., 2004) [1].

Manufacturers may choose cold forging over hot forging for a number of reasons since cold forged parts require very little or no finishing work, that step of the fabrication process is often dispensable, which saves money. Cold forging is also less susceptible to contamination

problems, and the final component features a better overall surface finish. Other benefits of cold forging include:

- Easier to impart directional properties
- Improved interchangeability
- Improved reproducibility
- Increased dimensional control
- Handles high stress and high die loads
- Produces net shape or near-net shape parts

Complex parts are made through forging, extrusion and rolling processes, so importance of forming process can not be denied. More and more efforts are being employed nowadays to improve forming process in order to get good quality products at low costs.

2.5 Techniques to improve forming process

Due to the importance of forming process in the automobile, aerodynamic and biomedical industries, consideration on improvement of forming process has long been the aim of the researchers. They have been successful in forwarding many techniques to improve forming process including use of lubrication during the forming process and pre- heating the material for forming process. These techniques have their advantages and disadvantages explained in coming subsections. A latest and state of art technique is in process of getting industrial shape i.e. the application of additional die movement (vibration and rotation) along with constant die movement during forming process. In the following subsections we will describe these techniques, their details, and their merits.

2.5.1 Lubrication

In most metal forming process, friction is undesirable because metal flow is retarded, forces and power consumption is increased and wearing of tools at faster rate take place. Metal lubricants are applied to tool-work interface in many forming operations to reduce harmful effects of friction. The major benefits of using lubricants are reduced sticking, forces, power, tool wear, better surface finish and it also helps in removing heat from the tooling.

The frictional behavior during the forming process can be explained by the model of open and closed lubricant pockets, also called dynamic and static lubricant pockets, which is shown in Figure 2-5. When a forming load is applied to the lubricated workpiece surface, the asperities ("roughness peaks") start to deform elastically, thus increasing the pressure of the

lubricant which is trapped in the "roughness valleys" in-between. Roughness valleys that do have a connection to the edge of the surface cannot keep the lubricant. These are called "open lubricant pockets".

With increasing normal pressure the lubricant escapes and is not able to support or transmit the forming load. The forming load only acts on the asperities which results in a higher normal pressure, a higher degree of surface flattening and higher friction. Closed lubricant pockets on the contrary do not have a connection to the edge of the surface. The lubricant gets trapped in those pockets and pressurized during forming. The pressurized lubricant helps to transmit the forming load uniformly, thus reducing the normal pressure on the asperities (U. Angel and R. Eckstein, 2002) [6].

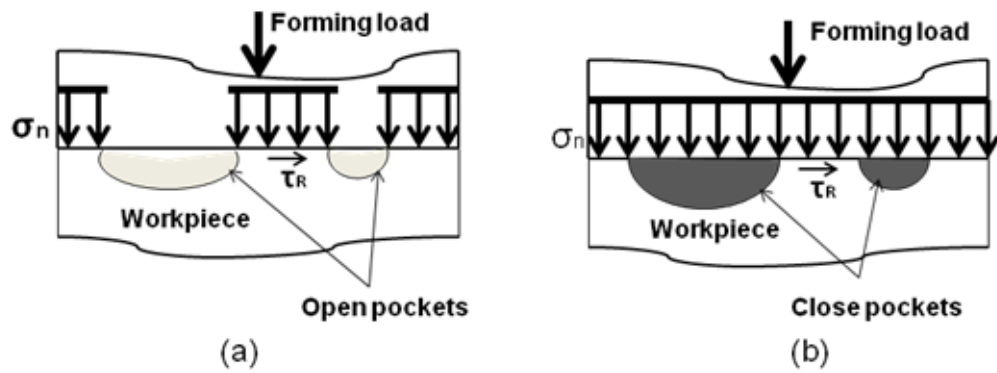


Figure 2-5. Open (a) and closed (b) lubricants pockets (U. Angel and R. Eckstein, 2002) [6].

Main consideration in choosing a lubricants are types of forming process (rolling, forging, sheet metal drawing, etc), hot or cold working, chemical reactivity with tool and work material, ease of application and most importantly cost. The main limitation in using lubricants is the incompatibility with environment requirement.

2.5.2 Heating material during forming process

Desirable material properties in metal forming process are low yield strength and high ductility. Ductility increases and yield strength decreases when temperature is increased. It means that every deformation operation can be accomplished with lower forming force and power at elevated temperature but it affects some of the very important material properties such as surface structure, crystalline structure and material strength as during heating formation of voids, local composition variation, inclusions or precipitations may occurs.

Therefore heating is not normally preferred as mechanical force during forming of metals mainly depends on the strength properties of the material (W. D. Callister Jr, 2007) [7].

Figure 2-6 shows that with heating or elevated temperature, the yield strength and tensile strength are decreased while ductility or percent elongation is increased..

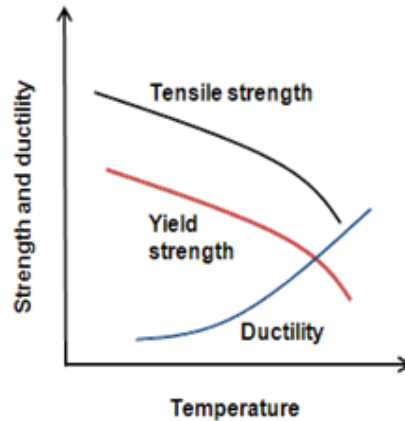


Figure 2-6. Effect of heat addition or temperature rise on material during metal forming process <http://users.encs.concordia.ca>, 16 April 2013.

2.5.3 Application of vibration and rotation during forming process

Due to the disadvantages offered by the last two techniques, the researchers have developed new techniques to counter these bad effects. In this technique vibration and rotation are applied during the forming processes and its application gives the combined advantages of both techniques lubrication and the pre-heating of material as explained in section 2-5.

Application of vibration in metal forming processes has been studied by different researchers and is presented in section 2.5. The advantages of using vibration in metal forming process are

- Good surface quality, less friction at die-tool interface and equal distribution of load,
- Improvement of material and mechanical properties.

There are a lot of instruments used for generation of vibrations in metal forming processes i.e. transducers and piezoelectric actuators but piezoelectric actuator is the most common device used by researchers to generate vibration in the metal forming process [8, 9, 10, 11 and 12]. Detail of transducers and piezoelectric actuators are presented in Appendix A. Similarly, techniques ‘rotation forging, rotary forging and rotary forging with vibrations’ have been studied and shown numerous advantages and have been presented in 2.6 and 2.7.

2.6 Early research works related to vibration assisted forming

Vibrations have been used to improve metal forming process since 1953 and first application was reported by Garskij and Efromov, 1953[12]. Two years later Blaha and Langenecker used ultrasonic vibration in tensile testing of Zinc mono-crystals (W. Presz, 2006) [13]. Although, there is not one specific reason to answer ‘why there are advantages of use of vibration in the field of metal forming processes’ but influence of vibration on metal forming processes can be attributed to two effects. First, the so-called *volume effect* links lowering of yield stress with the influence of vibration on the dislocation movement. Second the so-called *surface effect* explains lowering of the effective coefficient of friction by periodic reduction contact area and /or periodic change in of direction of friction force vector (W. Presz, 2006) [13] due to the change of direction of the relative speed.

The use of vibrations has evolved in industrial applications regarding to wires drawing, tube drawing, extrusion, rolling and forging processes and will be discussed in following subsections.

2.6.1 Application of vibration in tube and wire drawing process

Application of ultrasonic-vibration on the dies of tube and wire drawing reveals that the application of ultrasonic oscillations for metal forming process results in reduction of the forming forces, flow stress, friction between die and work-piece and production of better surface qualities and higher precision. Studies [14, 15, 16 and 17] also show that the extent to which an oscillation may be advantageous depends upon the speed of processing, the type of process, the lubricant used, the mode of oscillation and the material being used.

The vibration assisted drawing process involves the application of ultrasonic vibration to either the axial or radial direction of the die during drawing. Figure 2-7 shows the ultrasonic-vibration wire drawing mechanisms for axial (ultrasonic) vibration drawing (AUD) and radial (ultrasonic) vibration drawing (RUD) and the relationship between drawing speed and drawing force based on data that were obtained experimentally for conventional drawing (CD), AUD and RUD. In these experiments, the ultrasonic-vibration frequency f was 15 kHz, the amplitude a was $1\mu\text{m}$ and the drawn wire diameter d_w was 6.0mm. The material used was pure aluminium wire, A1070-H. The reduction ratio R was 6.6%. The results indicate that drawing force was independent of drawing speed in the case of CD; i.e. it was constant at 620 N. On the other hand, the drawing force increased with drawing speed in the case of AUD and RUD. Generally speaking, drawing force generated by AUD and RUD

ultrasonic-vibration drawing is substantially smaller compared with that generated by CD (M. Hayashi et al., 2003) [14].

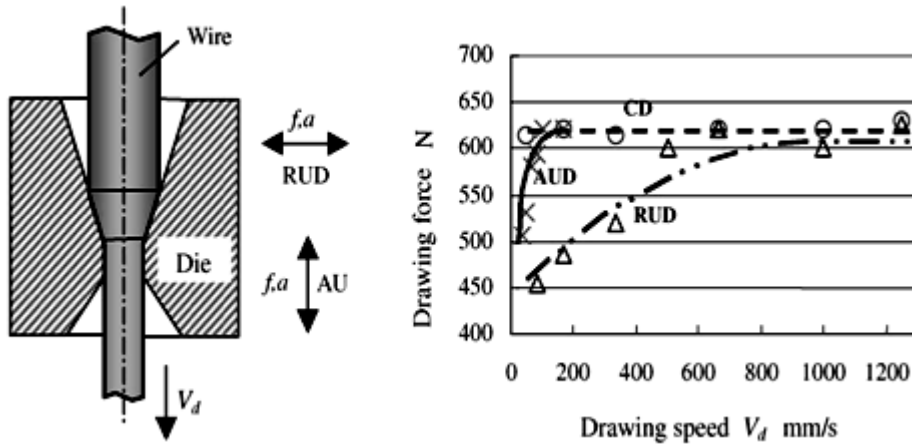


Figure 2-7. Ultrasonic-vibration wire drawing mechanism for AUD and RUD and experimental results of relationship between drawing speed and drawing force (M. Hayashi et al., 2003) [14].

Research work presented by (K. Siegert and A. Mock, 1996) [15] has also shown that drawing forces during wire drawing can be reduced by applying ultrasonically oscillating dies. A major problem of conventional wire drawing is to introduce high forces into the forming area. Compared to conventional wire drawing, the forming process limits can be extended due to the decreasing drawing forces. Different techniques can be used to excite the die. A possibility is the variation of the mode of oscillation. In tube and wire drawing, the dies are usually excited longitudinally. However, in certain cases it would be advantageous to excite the dies in a radial mode

Figure 2-8 explains the principle of oscillating system. It shows the energy flow from the generator to the deformation zone. The transducer converts the electrical oscillations to mechanical oscillations. With a mechanical transformer like an integrated half-wavelength-nozzle it is possible to transform the ultrasonic amplitude. Transformer and die are mechanically connected by a plug bolt. At these fixing points, reflections and dissipations can occur. In addition, the probability of die-failure due to the notch effect would be increased at these places. A further question is a die-mounting which does not influence the oscillation. Dies which oscillate at their natural frequency in a longitudinally mode could be mounted at their nodal points.

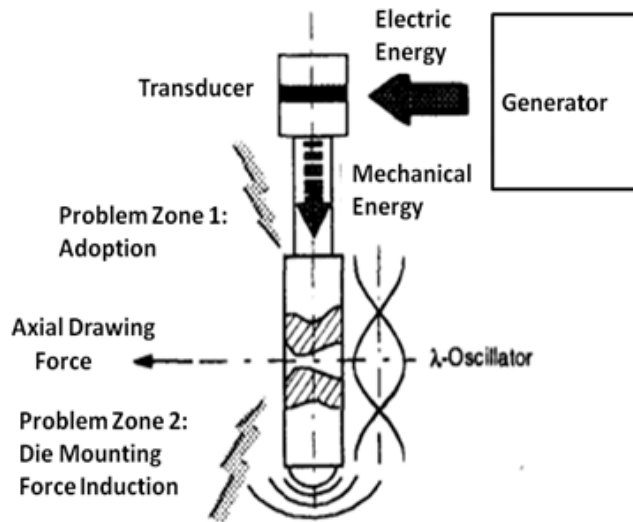


Figure 2-8. Principal of oscillating die (K. Siegert and A. Mock, 1996) [15].

Figure 2-9 shows the relative drawing force reduction as a function of the amplitude. With a true strain of 0.24 the achieved force reduction is significant (20%).

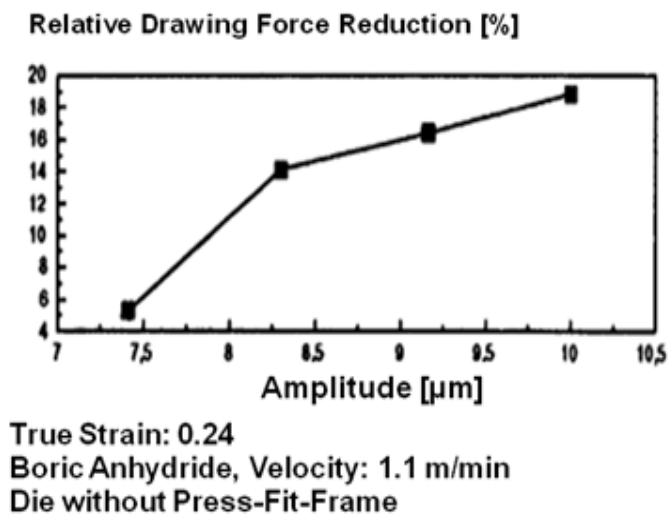


Figure 2-9. Drawing force reduction vs. amplitude (K. Siegert and A. Mock, 1996) [15].

Figure 2-10 represent the drawing force as a function of the drawing velocity. In this case 4 force-relationships have been plotted against the velocity. The upper curves refer to the true strain 0.33. The lower curves refer to the true strain 0.06. The higher curve respective represents the force-behaviour without ultrasonic superimposing. It is striking, that the drawing force with ultrasonic superposition react more sensitive to the velocity compared with the drawing force without ultrasonic superposition.

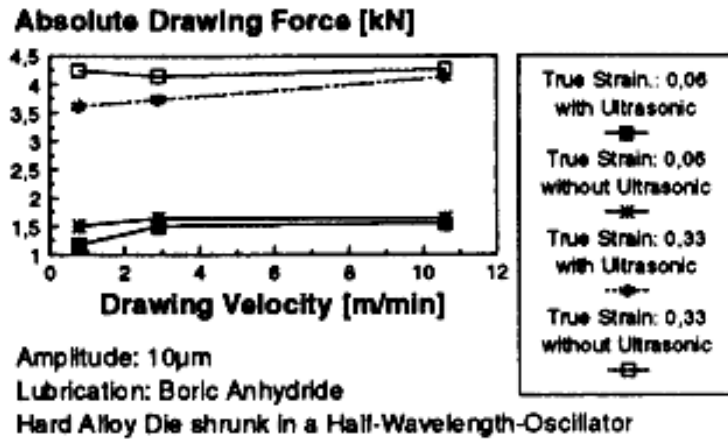


Figure 2-10. Drawing force reduction vs. amplitude (K. Siegert and A. Mock, 1996) [15].

The forces during wire and tube drawing can be reduced by ultrasonically oscillating dies. It is a major problem of conventional wire and tube drawing to introduce high forces into the forming area (K. Siegert and Jochen Ulmer, 2001) [16]. This research work is the extension of work done by [15]. Compared to conventional wire and tube drawing, the forming process limits can be extended by superimposing ultrasonic waves due to decreasing drawing forces. Different techniques can be used to excite the die as described in [15]. One possibility is the variation of the vibration mode. In tube and wire drawing, the dies are usually excited longitudinally. If the vibration direction is parallel to the drawing direction, the main influence will be on the friction between workpiece and die. The Institute for Metal Forming Technology of the University of Stuttgart Germany started a project to investigate the effect of ultrasonic waves on the tribology and on the formability of the workpiece. The objective of this investigation is to separate the ultrasonic effect on the surface from the volume effects. Results show that the reduction of the sliding friction between a longitudinal oscillating die and the workpiece can be explained by the so-called Sliding Friction Vector Effect (SFVE). A statistical evaluation of roughness measurements makes it possible to show the effect of the ultrasonic vibration on the friction and gives an insight into the operation of the SFVE.

If the acoustic vibrations are parallel to the drawing direction, the surface of the workpiece is mainly influenced by the ultrasound. The wire drawing experiment is shown in Figure 2-11.

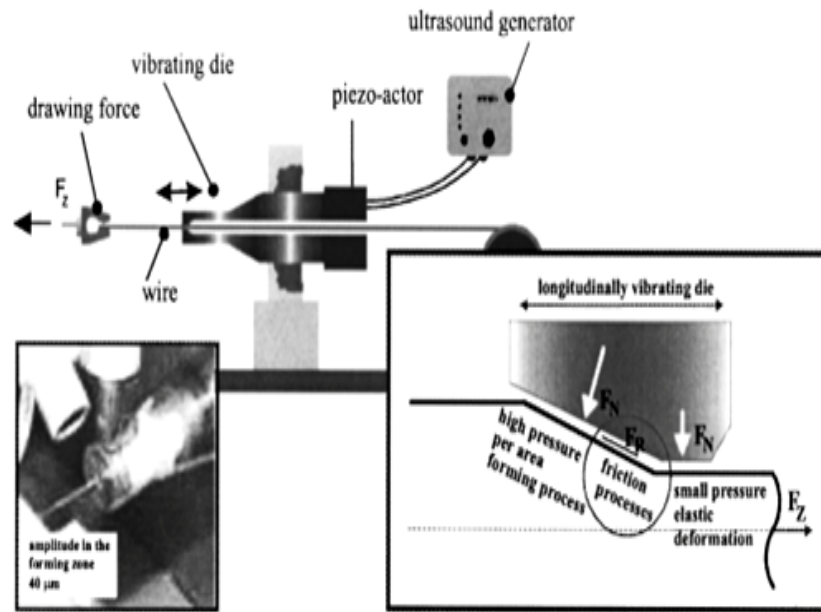


Figure 2-11. Wire-drawing experiment (K. Siegert and Jochen Ulmer, 2001) [16].

The parameters examined were ultrasonic amplitude 0–46 μm , probe-material (Cu-alloy, Ti-alloy) and drawing velocity 80–320 mm/s. The measured data were drawing force, vibration amplitude, temperature, and ultrasonic power. The result is presented in Figure 2-12.

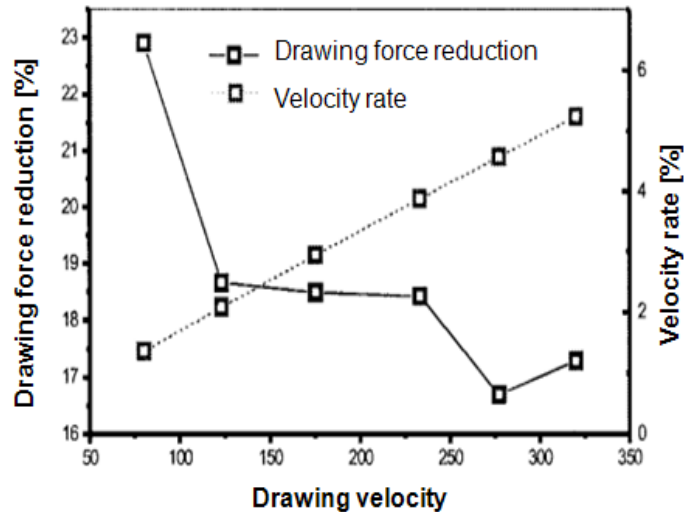


Figure 2-12. Wire-drawing experiment, assumption, PKD-die, drawing velocity: 340mm/s, wire material: Ti-alloy, lubricant: mineral additives, viscosity at 40°C: $50 \cdot 10^{-6} \text{m}^2/\text{s}$, quality of lubricant: $1\text{g}/\text{m}^2$, ultrasonic power: 150-250 W (K. Siegert and Jochen Ulmer, 2001) [16].

The higher the vibration amplitudes the smoother are the wire surfaces in a certain drawing velocity range.

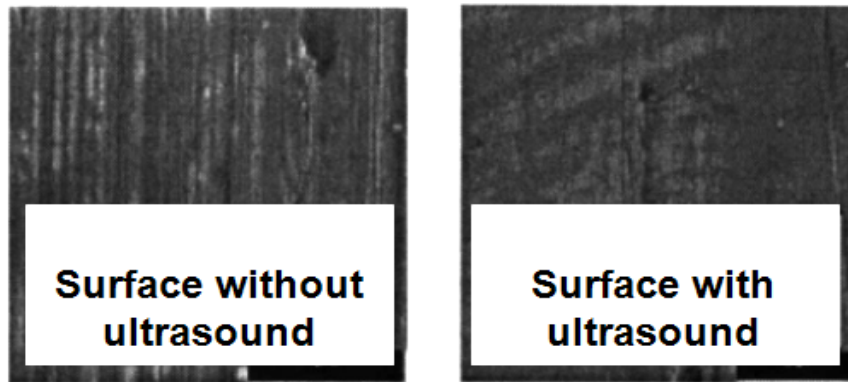


Figure 2-13. Cu-alloy surfaces without (left) and with acoustic vibration (right) (K. Siegert and Jochen Ulmer, 2001) [16].

In Figure 2-14, the drawing force with and without ultrasonic superposition is shown theoretically and experimentally. The theoretical prediction of the drawing force by Siebel-Theory F_{wu} (theo.) with superimposed ultrasonic vibrations is in the range of 230 N. The measurements F_{wu} (exp.) are in the range of 240 N. Within the error-limits both values are the same.

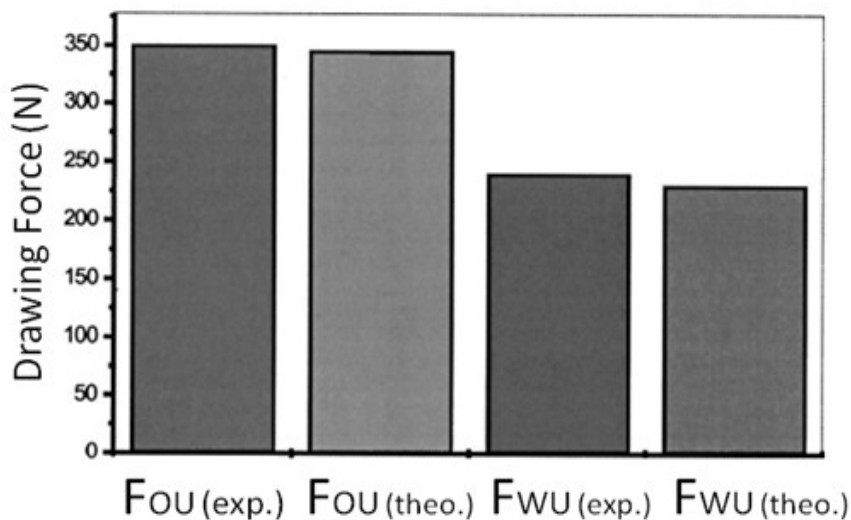


Figure 2-14. Comparison between experimental results and theoretical predictions of the drawing force with the upgraded Siebel-Theory for the ultrasonic wire- drawing experiments (K. Siegert and Jochen Ulmer, 2001) [16].

In press forming, wrinkling and cracking must be avoided in the production of high-quality products. This can be achieved by decreasing the coefficient of friction between the sheet metal and the die. As such, using ultrasonic vibration, which involves wave at frequencies of over 20 kHz, is one way to avoid this unfavorable phenomenon (Y. Ashida and H. Aoyama,

2007) [17]. In deep drawing, a punch, a blank holder, and a die are used to shape a blank. Figure 2-15 shows a schematic diagram of the deep drawing process.

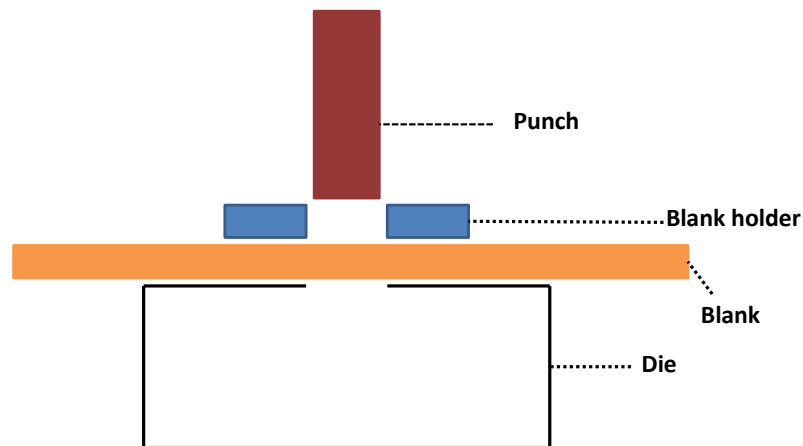


Figure 2-15. Schematic of deep drawing process (Y. Ashida and H. Aoyama, 2007) [17]. By using the numerical simulation tool (MSC. Marc), the vibration mode was classified. Figure 2-16 shows the vibration mode and resonance frequency at 16.97 kHz.

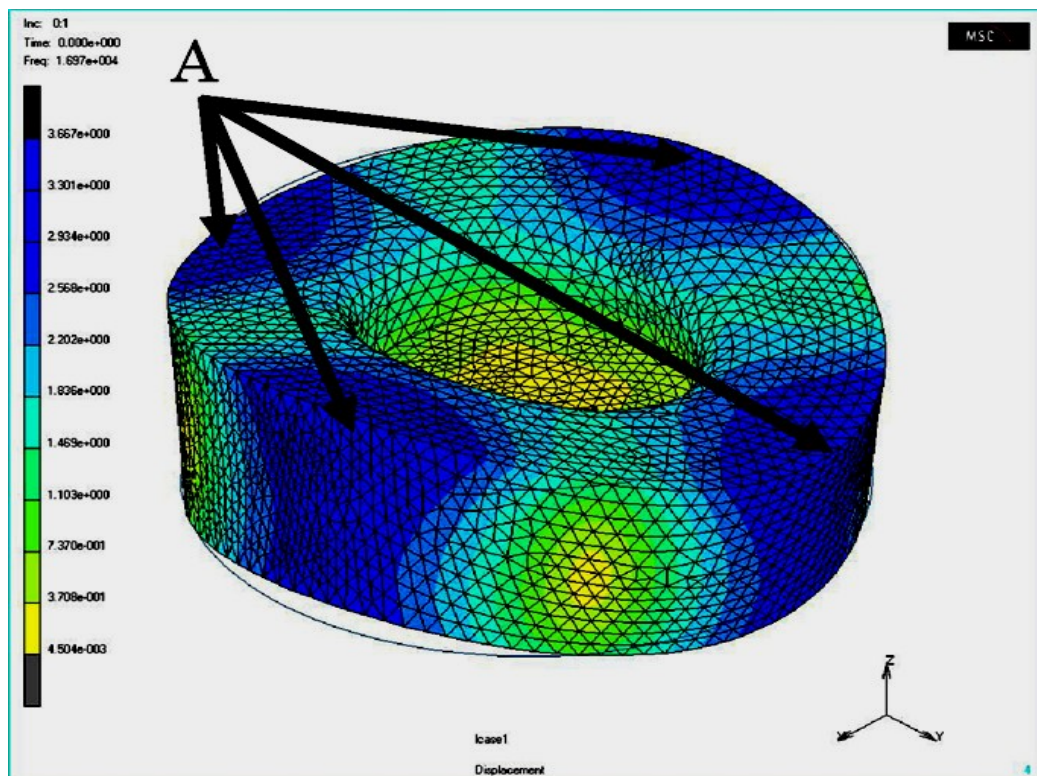


Figure 2-16. Vibration mode of the cylindrical deep drawing dies at 16.97 kHz (Y. Ashida and H. Aoyama, 2007) [17].

In the proposed press forming, the friction coefficient of the die corner is very important. In order to confirm the decreasing effect of the friction resistance in the cylinder deep drawing process, the friction resistance is examined using a press forming simulation tool (DYNAFORM). Differences in the coefficient of friction between the corner and the other parts of the die are determined using die components (shoulder ring and die).

The coefficient of friction between the sheet metal and the die without lubricant is approximately 0.5, and that with ultrasonic vibration is approximately 0.15. The coefficient of friction between the sheet metal and the die with lubricant and ultrasonic vibration is approximately 0.1. The simulation results obtained using the press forming simulation tools (DYNAFORM) are shown in Table 2-1.

Table 2-1. Results of cylinder deep drawing for various coefficients of friction [17]

	No. 1	No. 2	No. 3	No. 4	No. 5	No. 6
Punch	0.1	0.15	0.5	0.5	0.5	0.1
Blank	0.1	0.15	0.5	0.5	0.5	0.1
Shoulder	0.1	0.15	0.5	0.1	0.5	0.5
Die	0.1	0.15	0.5	0.5	0.1	0.1
Results	Achieved	Achieved	fractured	Achieved	fractured	Fractured

The simulation results also depend on the coefficients of friction between the die and the blank, the punch and the blank, and the blank-holder and the blank. However, regardless of whether the pressing is successful, the coefficient of friction between shoulder ring and the blank is important. Therefore, it is not necessary to vibrate the entire die, and the coefficient of friction need only be decreased at the corner of the die.

Figure 2-17 shows the simulation results by DYNAFORM. Although Part A is formed successfully, Part B is fractured. Therefore, the coefficient of friction between shoulder ring and the blank is 0.1 or 0.15. This is the same result obtained by ultrasonic vibration.

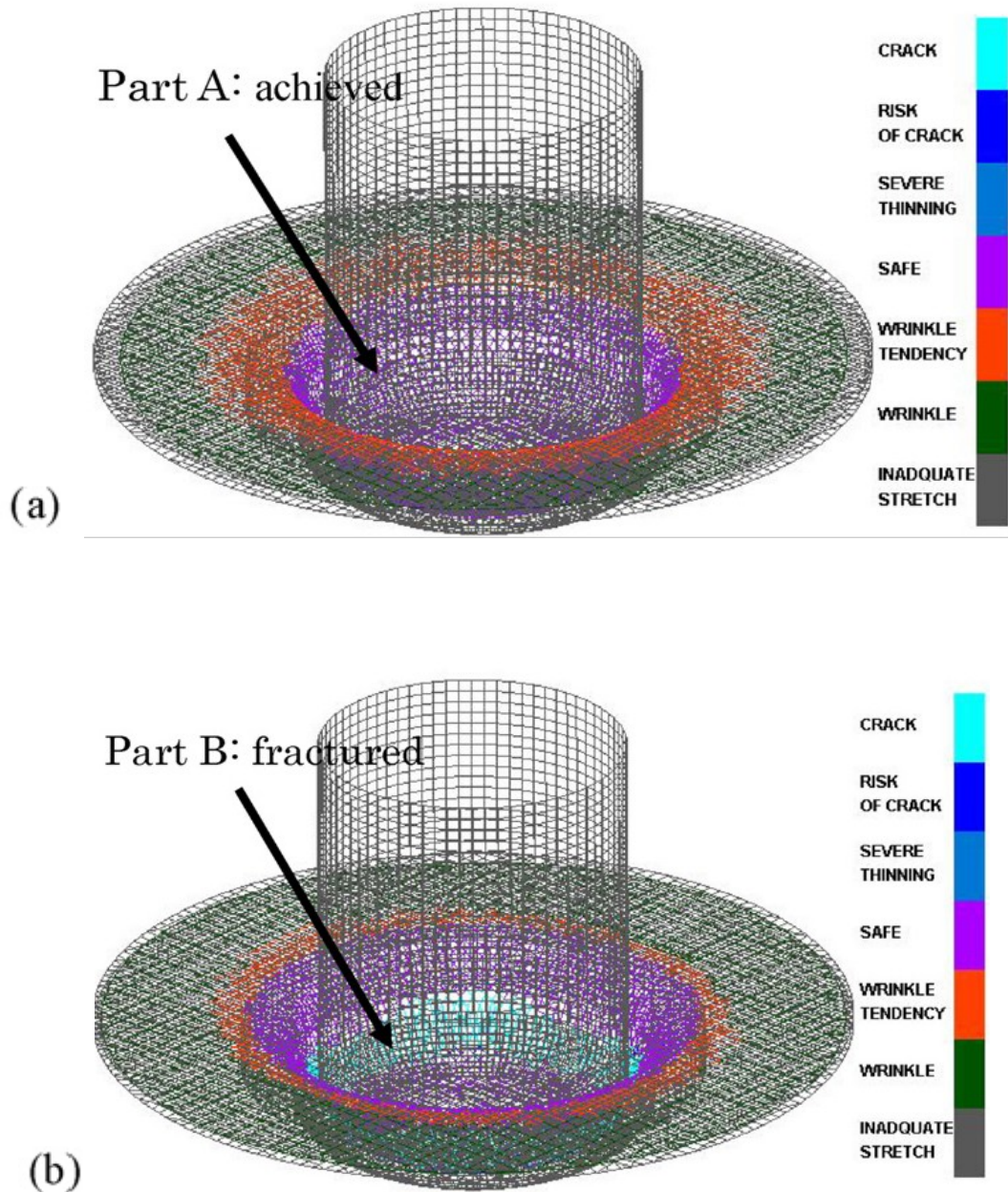


Figure 2-17. Results of cylinder deep drawing: (a) achieved and (b) fractured (Y. Ashida and H. Aoyama, 2007) [17].

2.6.2 Application of vibration in extrusion process

Ultrasonic vibrations can be applied on the die during the extrusion process. S.A.A. Akbari Mousavi et al., 2007 [18] presented in his article that if the die was vibrated sinusoidally, where a and f are the amplitude and the frequency of vibrations, the maximum vibration speed would be equal to $2\pi af$ which is termed as critical speed, can reduce the extrusion force and the material flow stress if the extrusion speed is kept below the critical speed. The

vibrations application produces the contact and separation fluctuation during the process which resulted in decreasing the extrusion force due to reduction in the friction forces. The reduction in the external load due to applying the ultrasonic vibration is shown in Figure. 2-18. Results showed that the external load reduces with ultrasonic vibration amplitude.

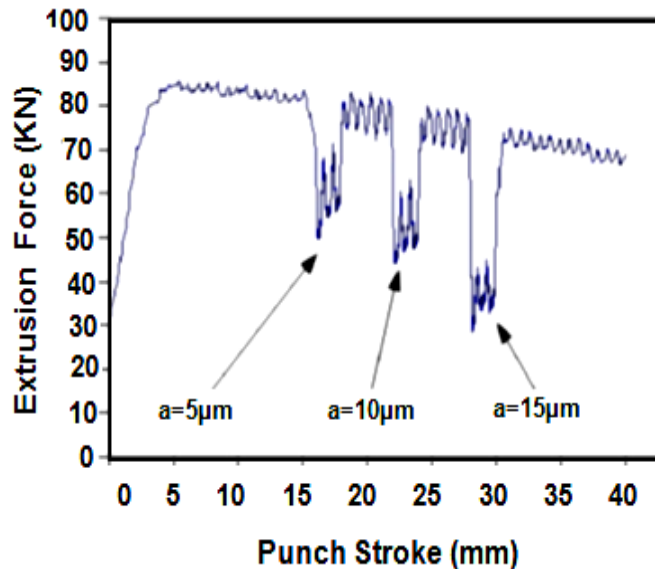


Figure 2-18. Vibration of extrusion force with the punch strike by imposing ultrasonic vibrations for various amplitudes, $\bar{m} = 0.05$, $V = 40\text{mm/s}$ (S.A.A. Akbari Mousavi et al., 2007) [18].

The variations of average extrusion force with extrusion speed for the typical case of $a = 10\mu\text{m}$, $f = 10\text{ kHz}$ and friction factor $\bar{m} = 0.05$ has been calculated. Hollowman elastic-plastic equation was used to describe the behaviour of sheet. The critical extrusion speed was calculated to be equal to $V_{cr} = 628\text{ mm/s}$. Figure 2-19 shows that the extrusion force would reduce if the extrusion speed V_e was below the calculated critical extrusion speed. The extrusion force could be reduced further by reducing the extrusion speed. This can be achieved by increasing the separation time between the die shoulder and the flow material (S.A.A. Akbari Mousavi et al., 2007) [18].

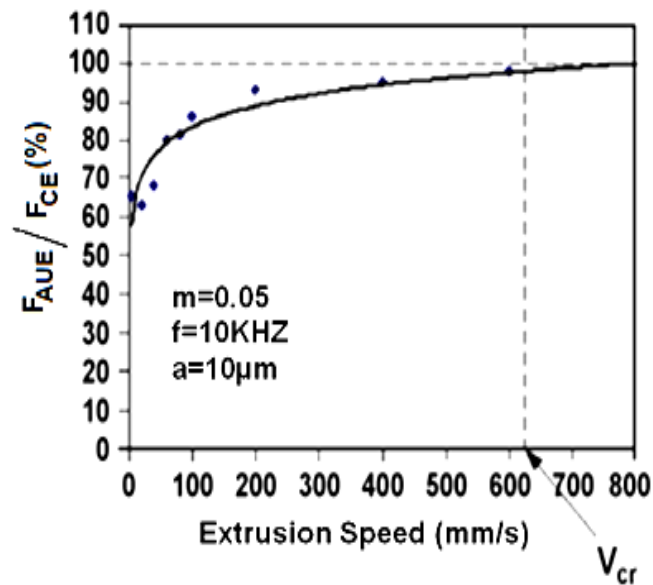


Figure 2-19. The effect of extrusion speed on the average extrusion force, $\bar{m}=0.05$, $f=10$ kHz and $a=10\mu\text{m}$ (S.A.A. Akbari Mousavi et al., 2007) [18].

The researcher (M. Rosochowska and A. Rpschpwski, 2007) [19] studied back extrusion for die velocity of 100 mm/s initially; the forming force derived using the model with rigid tools is shown in Figure 2-20 (a). Figure 2-20 (b) shows the finite element simulation results for average forming force for different die velocities. The curves were computed using an algorithm for moving average; ten successive data points were used to calculate the average. The relative forming force, defined as a ratio of the average force to the force under static conditions, was 0.42, 0.56, 0.67 and 0.87 for die velocities of 20, 100, 200 and 500 mm/s, respectively.

The aluminium test specimen of dimensions $\Phi = 5.0 \times 7.5$ mm was modelled as an elastic-plastic, isotropic, Huber-Mises material with Young's modulus 69000 MPa, Poisson's ratio 0.3 and a strain-hardening curve $\sigma = 159(0.02 + \epsilon)^{0.27}$ MPa. The punch diameter was $\Phi = 4.0$ mm.

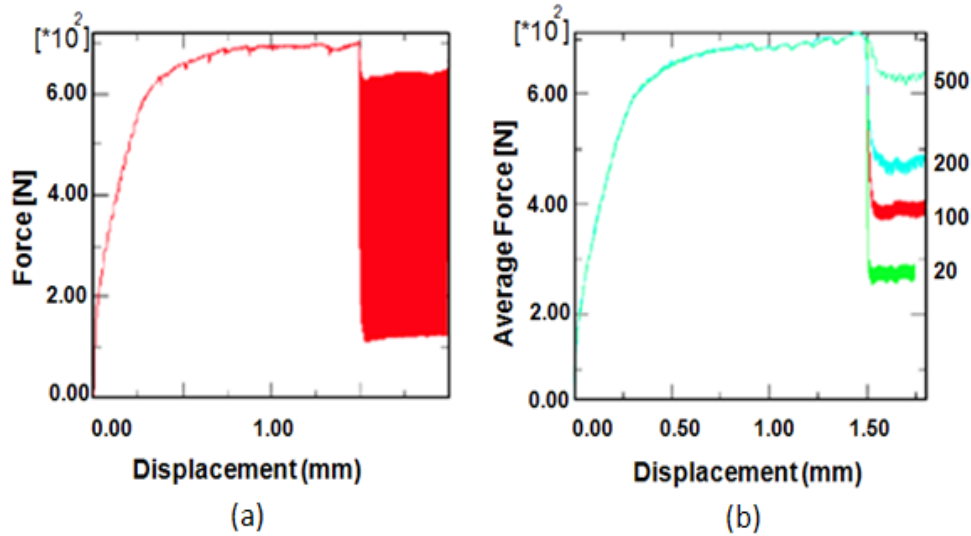


Figure 2-20. Variation of the forming force under fractional condition for a process velocity of 100mm/s (a), the average force for a process velocity of 20, 100, 200 and 500mm/s (M. Rosochowska and A. Rpschpwski, 2007) [19].

It is also noted that the maximum value of the oscillating forming force is lower than the force under static condition. The difference between the forming force under static condition and the maximum forming force when the tool was subjected to vibrations, decreased with increasing die velocity. A possible explanation of this result is that the vibration reduced the friction force.

In order to verify this hypothesis, FE simulations were conducted for the frictionless condition. Under the frictionless condition, the maximum oscillating forming force was the same as the forming force under static conditions. Therefore, it may be concluded that the superposition of vibrations reduces the friction force (M. Rosochowska and A. Rpschpwski, 2007) [19].

The influence on sliding friction of ultrasonic vibration both parallel and perpendicular to the sliding direction has been studied for samples of aluminium alloy, copper, brass and stainless steel sliding against tool steel. Experiments were performed at a mean sliding speed of 50 mm/s, and at mean contact pressures up to 0.7 MPa, with vibration amplitudes up to 10 μ m at 20 kHz. Significant reduction of the sliding friction was observed (up to >80%) and good agreement was found between the measured values and the predictions of two simple models (models for friction reduction by the effects of longitudinal and transverse vibrations) (Figure. 2.21 and Figure. 2.22) [20].

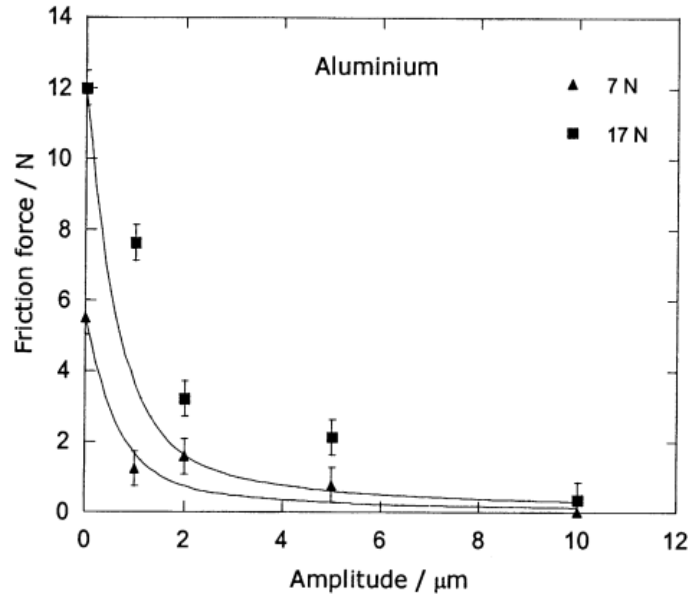


Figure 2-21. Friction force plotted against amplitude of longitudinal vibration at 20 kHz for pin material Aluminium, sliding against a tool steel counter surface. The mean sliding speed was 50 mm/s. The continuous lines show the predictions from model. The individual points show the measured values at the two values of normal load shown (V.C. Kumar and I.M. Hutchings, 2004) [20].

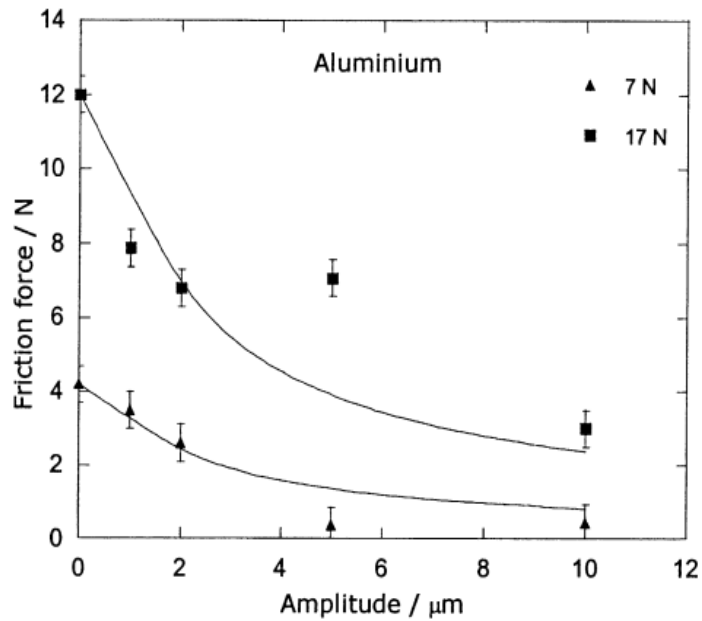


Figure 2-22. Friction force plotted against amplitude of transverse vibration at 20 kHz for pin material Aluminium, sliding against a tool steel counter surface. The mean sliding speed was 50 mm/s. The continuous lines show the predictions from model. Individual points show the measured values at the two values of normal load shown (V.C. Kumar and I.M. Hutchings, 2004) [20].

Same is true for other materials Brass, Copper and Stainless Steel. Longitudinal vibration produces greater reduction in friction than transverse vibration at the same amplitude and frequency. At high vibration amplitudes, the reduction in friction was less than that predicted by the models, because significant metallic transfer occurred from the softer metals to the tool steel counter surface (V.C. Kumar and I.M. Hutchings, 2004) [20].

A numerical study of the effects of radial and axial ultrasonic excitation on an extrusion process has been presented in research study (M. Lucas and Y. Daud, 2009) [21]. The study supports previous experimental findings that the benefits of applying ultrasonic excitation can only be achieved below a defined critical extrusion speed. Aluminum is used as workpiec material with elastic-plastic isotropic with low strain hardening behavior.

Figure 2-23 shows the impact of applying ultrasonic excitation during a short interval.

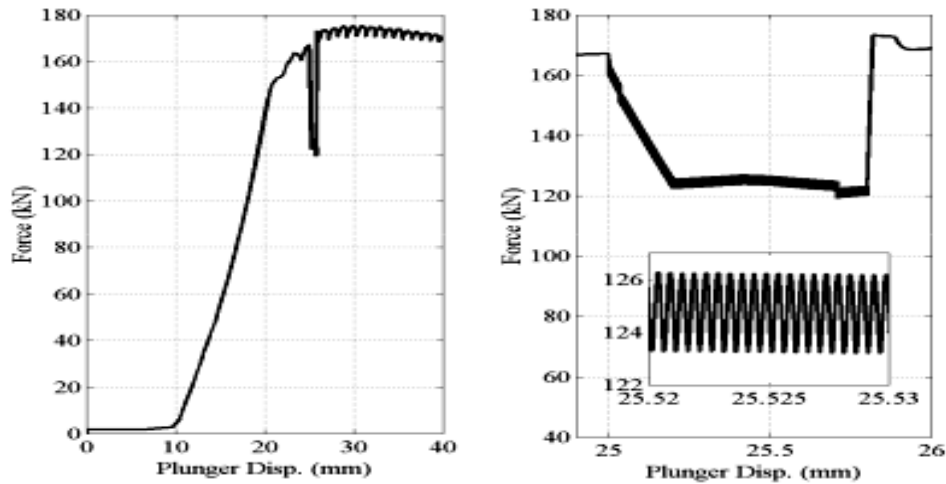


Figure 2-23. Force-displacement data for static and radial ultrasonic excitation, plus two expanded views of oscillatory force, $\mu = 0.1$ during static intervals changed to $\mu = 0.05$ during ultrasonic interval (M. Lucas and Y. Daud, 2009) [21].

By analysis of the force-displacement response from the finite element models (ABAQUS), it has been possible to investigate the effects of adjusting the coefficient of friction at the die-workpiece interface and hence to confirm previously published experimental studies that have suggested that the measured reduction in the mean forming load is due to an effective reduction in the coefficient of friction during the intervals of ultrasonic excitation. In general it is observed that the measured reductions in forming load reported in the literature are significantly higher than can be achieved by incorporating the commonly quoted friction coefficient reductions into the finite element model and that friction changes alone may not explain the measurement data. The results are presented in Table 2-2.

Table 2-2. Mean force reduction due to the reduction of interface friction during ultrasonic extrusion (M. Lucas and Y. Daud, 2009) [21].

Reduction of μ from 0.1 to	Radial Mode		Axial Mode	
	Force Reduction		Force Reduction	
	kN	%	kN	%
0.07 (30%)	27.5	16.7	27.5	16.4
0.05 (50%)	43.0	25.6	43.5	25.9
0.0 (100%)	77.0	45.8	76.5	45.5

Effect of vibration extrusion on the structure and properties of high-density polyethylene pipes (HDPE) has been analyzed (K.Chen et al., 2008) [22]. It was found that through vibration extrusion, the circumferential strength of HDPE pipes increased significantly, and biaxial self-reinforcement pipes could be obtained. The maximum increase of bursting pressure and tensile yield strength was 34.2 and 5.3%, respectively. According to differential scanning calorimetry and wide-angle X-ray diffraction measurements, the HDPE pipes prepared by vibration extrusion had higher crystallinity, higher melting temperature, larger crystal sizes and more perfect crystals.

Bursting pressure is influenced by VPE and Figure 2-24 shows the effect of vibration frequency f and vibration amplitude a , respectively, on bursting pressure. Note that when vibration frequency is 0 or vibration amplitude is 0, the data correspond to the samples obtained by CSE, without accompanying vibration. The experimental results show that the bursting pressures of the samples obtained by VPE are all higher than those of the samples obtained by CSE. Furthermore, the bursting pressure reaches a maximum value (4.43 MPa) when the vibration frequency is 6 Hz and the vibration amplitude is 200 μm , which is an increase of 34.2% compared with the bursting pressure of the CSE samples (3.3 MPa). Apparently, the bursting pressure exhibits a nonlinear relationship with increasing vibration frequency under the same vibration amplitude or increasing vibration amplitude under the same vibration frequency. It can be seen that the bursting pressure increases notably with the increase of vibration frequency or vibration amplitude, and then, with further increase in frequency or amplitude, it decreases. However, it is higher than that of the CSE samples. It indicates that the bursting pressures of the VPE samples increase under the action of a vibration force field.

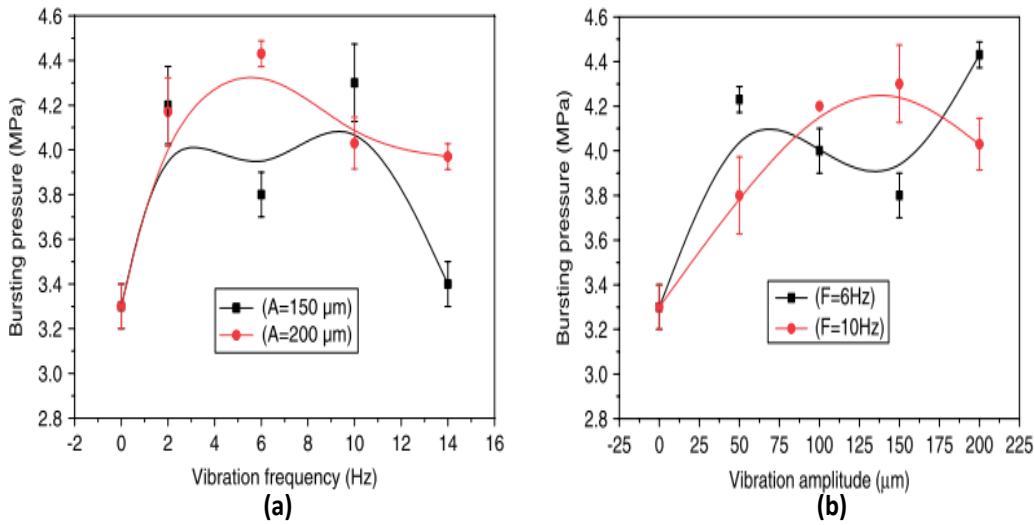


Figure 2-24. Bursting pressure of HDPE pipe as a function of vibration (a) frequency and (b) amplitude (K. Chen et al., 2009[22]).

Figure 2-25 shows the effect of vibration frequency and vibration amplitude, respectively, on tensile yield strength in MD. As can be seen, the tensile yield strength of the samples in MD prepared by VPE increases compared with that of the CSE samples. The tensile yield strength exhibits a nonlinear relationship with increasing vibration frequency or increasing vibration amplitude. The maximum increase of tensile yield strength is 5.3%, from 21.56 MPa for the CSE samples to 22.71 MPa for the VPE samples obtained when the frequency is 10 Hz and the amplitude is 150 μm .

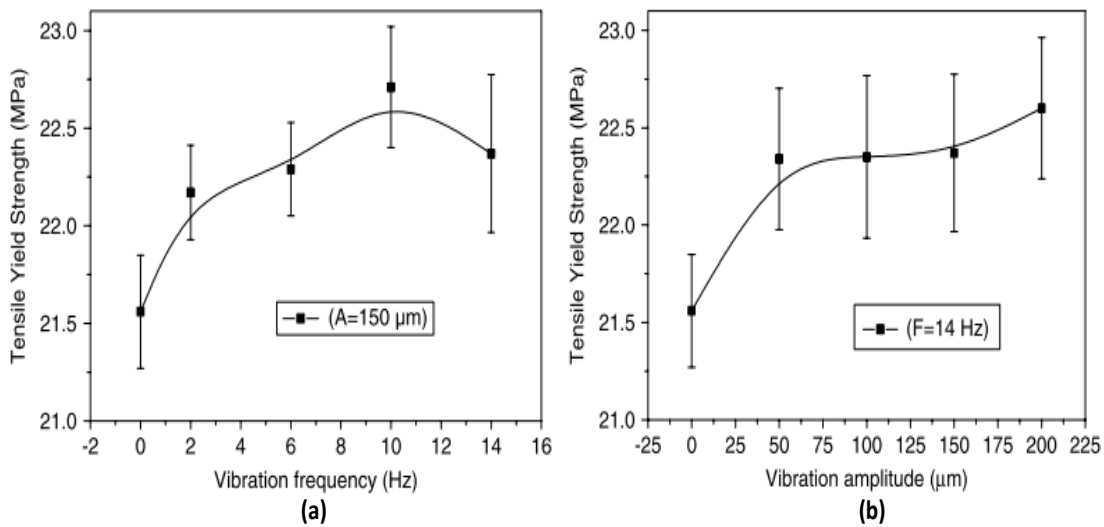


Figure 2-25. Tensile strength of HDPE pipe as a function of vibration (a) frequency and (b) amplitude (K. Chen et al., 2009[22]).

These results indicate that the VPE process has an important effect on the mechanical properties of HDPE plastic pipes. The bursting pressure is enhanced dramatically and the tensile yield strength in MD is also improved along with higher crystallinity, higher melting temperature, larger crystal sizes and more perfect crystals, which means that the VPE process has a considerable self-reinforcement effect on the circumferential strength of pipes without reducing the tensile strength in MD. Thus, it can be concluded that biaxial self-reinforcement pipes can be obtained using the VPE process described.

2.6.3 Application of vibration in rolling process

The influence of 20 *kHz* ultrasonic energy on metallurgical properties of cold rolled sheet steel specimens during annealing was investigated in (I. Yoshida and H. Ohson, 1981) [23].

The acoustical system consisted of an ultrasonic power generator (nominal maximum output 1 kW), a lead zirconate/titanate (PZT) ceramic transducer, booster horn, exponential horn and specimen. It is shown schematically in Fig.2-26. The specimen was cut to a tensile specimen (JIS 13B).

Commercial low carbon steels for press forming and 3%-Si steel were used as specimens, and a vacuum-remelted electrolytic pure iron was also used for comparison. Specimens were obtained as cold rolled sheets, and were annealed with or without ultrasonic irradiation. One of grips was extended so as the total specimen length equaled the wave length. A standing ultrasonic wave with a frequency of about 20 kHz was excited in a longitudinal mode, and the whole system was designed so that the maximum stress was exerted at the middle of tensile specimen. In Figure 2-26, it is also shown schematically how the longitudinal displacement amplitude varied along the specimen.

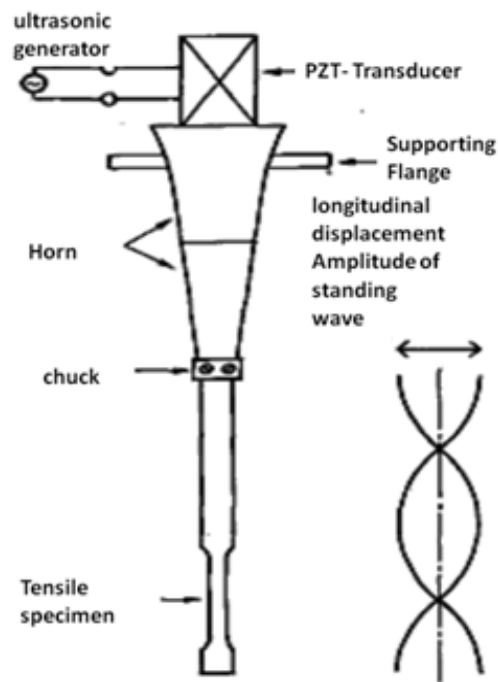


Figure 2-26. Schematic diagram of acoustic system, showing how longitudinal displacement amplitude varies as a function of position (I. Yoshida and H. Ohson, 1981) [23].

Acoustic energy caused acceleration in grain growth rate as shown in Figure 2-27. Annealing texture was also modified by ultrasound as well as the grain growth was enhanced. As a result of these effects, the ductility of the sheet steel for press forming was increased appreciably, and the drawability hence much improved.

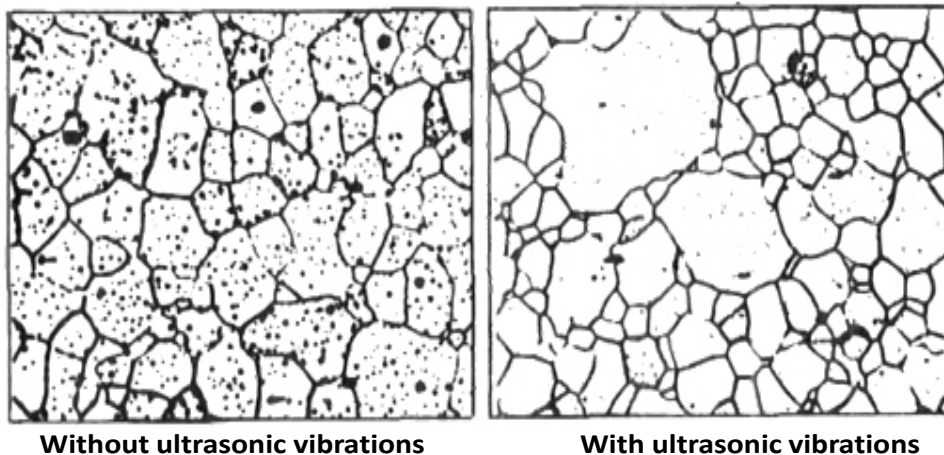


Figure 2-27. Grain growth enhancement in 3%-Si steel due to ultrasonic irradiation during annealing (I. Yoshida and H. Ohson, 1981) [23].

2.6.4 Application of vibration in metal forging process

The study of upsetting a model paste with ultrasonic vibration [24] presents consistent result of compression tests when ultrasonic vibration is superimposed on the static load.

The design of the experimental equipment was based on the upsetting of a specimen between two parallel dies (Figure 2-28). A LLOYD test machine was used for the investigations. The upper die was connected to the cross-head which is capable of delivering a constant velocity up to 100 mm/min. Circular cylindrical specimens of Plasticine were used in the upsetting experiments. The lower platen is a slotted ultrasonic block horn which is excited at 20 kHz. A 3D non-contact laser Doppler vibrometer (LDV) was used to measure the die velocity response, a piezoelectric force transducer was used for measuring the compression force and data processing and modal analysis facility was provided by the LMS CADA-X signal processing and analysis software.

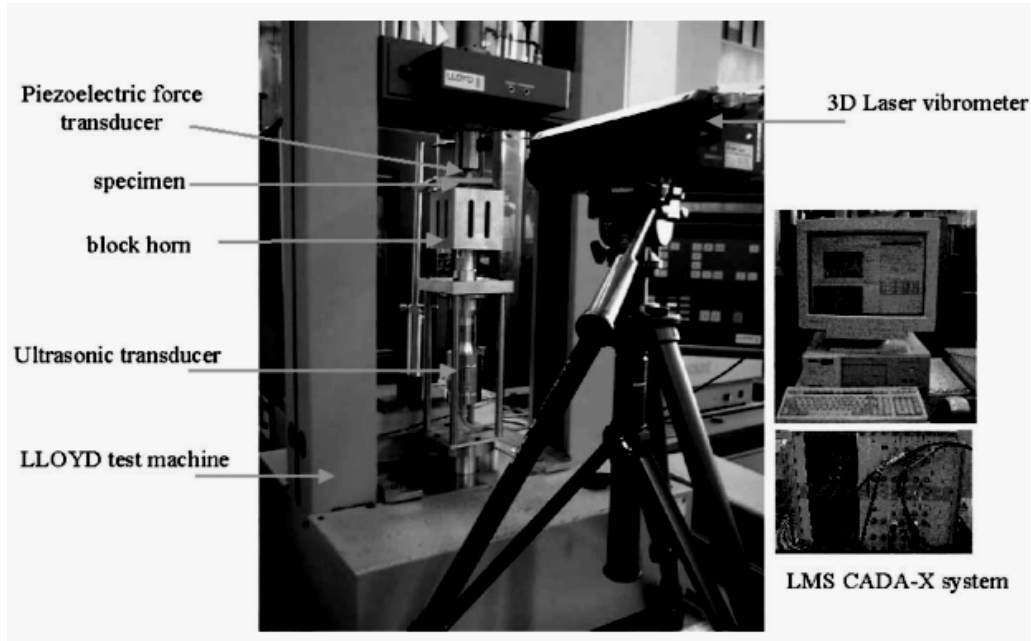


Figure 2-28. Ultrasonic upsetting experimental set up (M. Lucasa et al., 2002) [24].

Plasticine, the model elasto-visco-plastic material constitutive behaviour can be described by the Herschel– Bulkley relationship,

$$\bar{\sigma}(T) = \sigma_0(T) + k(T)(\bar{\epsilon}^{vp}(T))^n \quad 2-1$$

Where $\bar{\sigma}(T)$ and $\bar{\epsilon}^{vp}(T)$ are the effective temperature dependent stress and strain rate. The material parameters $\sigma_0(T)$, $k(T)$ and n are the uniaxial yield stress, the uniaxial plastic flow

consistency and the flow index respectively. Provided that a von Mises yield criterion is specified, this relationship is adequate to describe the visco-plastic behaviour.

The measured mean force–displacement data shown in the Figure 2-29 are presented for compressing a specimen with an initial diameter of 60mm. During the intervals of superimposed vibration, constant die vibration amplitude of 10 μm and frequency of 20 kHz were maintained. In general, the onset of ultrasonic oscillation results in an immediate drop in the mean forming load. If the interval of superimposed ultrasonic vibration is short (Figure 2-29(a)), after each interval of vibration, there appears to be an initial elastic reloading until the response is similar to that observed with static loading. These effects can be explained by the stress superposition and friction reduction at the platen-specimen boundary. When the ultrasonic oscillation interval is longer, a further reduction in the forming force was recorded during the intervals of superimposed vibration as shown in Figure 2-29(b).

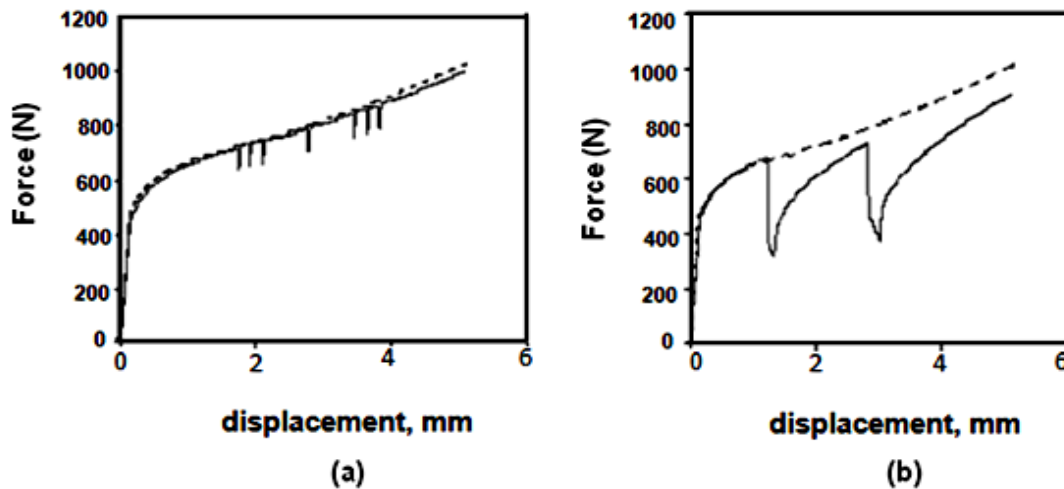


Figure 2-29. Measured force-displacement data for upsetting a $D_o= 60\text{mm}$ Plasticine specimen under (.....) static loading only and (___) static ultrasonic loading, with ultrasonic oscillation for (a) 0.2 s and (b) 3.5 then 6s (M. Lucasa et al., 2002) [24].

The observed reduction of barrelling in the finished specimen strongly supports the conclusion that the coefficient of friction is reduced, as shown in Figure 2-30. It may be seen that for the vibrationally loaded specimen (Figure 2-30) there is evidence of bollarding on the lower face which was in contact with the vibrating platen; this is indicative of a very small interfacial friction.

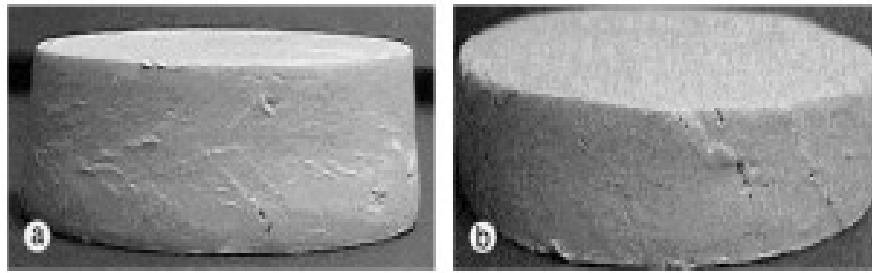


Figure 2-30. Deformed specimen profile shows evidence of reduced friction, (a) with ultrasonics (lower surface) and (b) without ultrasonics (M. Lucasa et al., 2002) [24].

Experimental data for Plasticine cylinders show that applying a short longitudinal ultrasonic pulse to the die reduces the mean forming force during upsetting. The force reduction can be explained by stress superposition effect. Further reductions in the forming force are realised by increasing the duration of the vibration pulse.

Similarly, Margaret Lucasa et al. [25] describe a finite element study of the wall boundary conditions on the upsetting of plasticine as a model of hot metal. The wall boundary and intrinsic flow characteristics for the model material are then used to investigate the effects of introducing a vibration assisted tooling method. The aim was to modify the wall boundary conditions in a way to reduce the forming force.

Upsetting tests were conducted with plasticine on a LLOYD test machine. Post-yield constitutive behaviour of plasticine is reasonably described by the Herschel-Bulkley relationship. The cylindrical specimens were prepared by compression between parallel platens on a LLOYD test machine and then cut to the required diameter. The specimens used in this study were all 20mm height and 40, 60 or 80mm in diameter. The load required to compress a specimen was measured using the LLOYD test machine at constant velocity of the upper platen while the lower platen was fixed. Same material model was used as described by Eq. 2.1.

For modeling an upsetting process, a standard Coulombic friction model is considered and it is assumed that no relative motion occurs if the equivalent frictional stress τ_{eq} is less than the critical stress, τ_{crit} , which is proportional to the contact pressure, p , in the form

$$\tau_{crit} = \mu p \quad 2-2$$

Where μ is coefficient of Coulomb friction and is given by a ratio of the shear yield stress, τ_0 , to the flow stress, σ . Hence, using the Von-Mises criteria

$$\mu = \frac{\tau_0}{\sigma} \quad 2-3$$

Thus the coefficient of friction for a no-slip boundary condition was estimated to be the maximum value of $\mu = 0.577$ (M. Lucasa et al., 2000) [25].

The axi-symmetric upsetting process was modeled using the commercial finite element code ABAQUS, which allow a stress-displacement analysis. The finite element mesh for the simulation analysis is shown in Figure 2-31 where two parallel platens were modeled as rigid surfaces. In this analysis, displacement boundary conditions were imposed in the axial direction along the symmetry plane. The relative motion of upper and lower platens is controlled during upsetting.

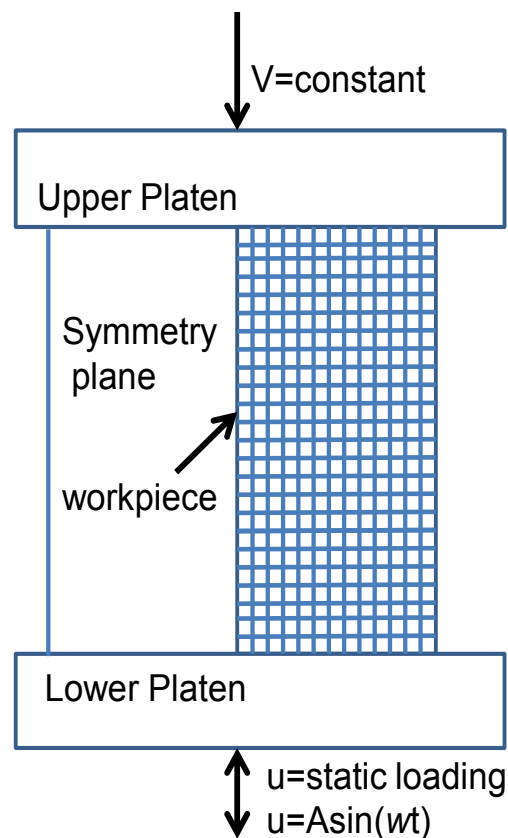


Figure 2-31. Initial finite element (FE) mesh for the simulation of upsetting of a model specimen (M. Lucasa et al., 2000) [25].

The prediction of overall shape changes of the specimen at an 8.3mm height reduction under no-slip boundary condition were compared with the experimental results and are presented in

Figure 2-32. The Figure 2-32 clearly shows that the side of sample has folded onto the platen. The same diameter of 86.42mm is both calculated and measured. The results of finite element simulation also provide a detailed knowledge of distribution of effective stress, plastic strain, axial stress and shear stresses.

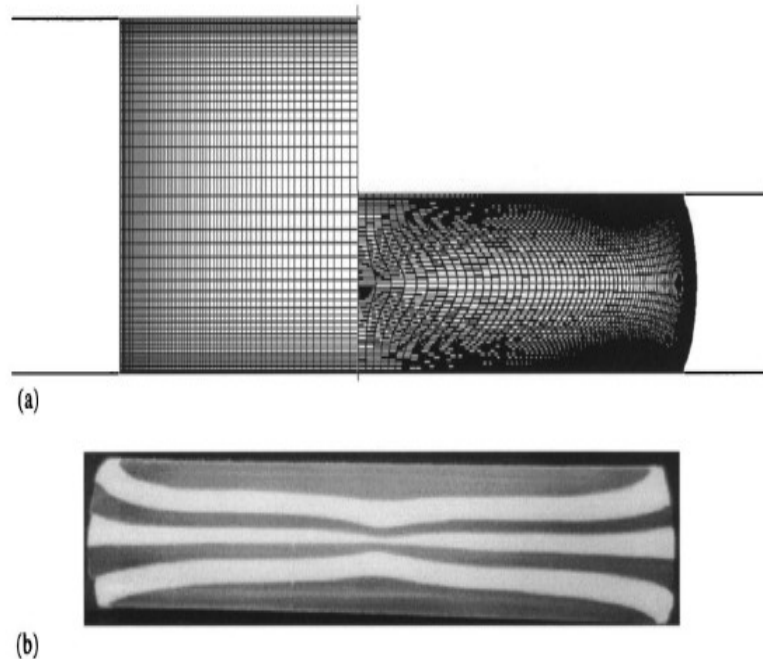


Figure 2-32. Material flow pattern from (a) computed using finite element model and (b) experimental results for a cylindrical plasticine specimen, after 8.3mm reduction in height under no slip boundary condition (M. Lucasa et al., 2000) [25].

Further, when the specimen is subjected to oscillatory loading with amplitude of 10, 20 and 40 μm at frequency of 40 Hz at the lower platen, a relation is obtained between experimented and analytical method which shows that upon implementation of vibrations, the forming force decreases as shown by region (a), (b) and (c) in Figure 2-33. The results in Figure 2-33 clearly indicate that the reduction in the mean force is dependent on vibration amplitude but a weak influence is observed due to frequency variation, as shown in Figure 2-34.

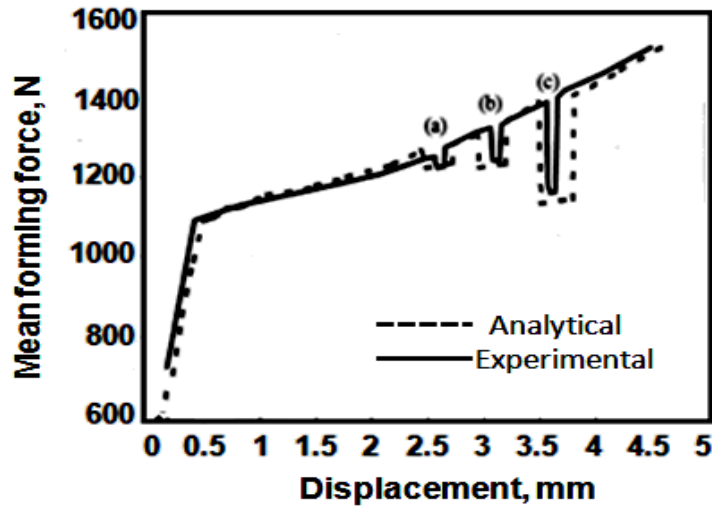


Figure 2-33. Analytical and experimental forming force-displacement data under superimposed oscillatory loading for amplitudes of: (a) $10\mu\text{m}$, (b) $20\mu\text{m}$, (c) $40\mu\text{m}$, at frequency of 40Hz (M. Lucasa et al., 2000) [25].

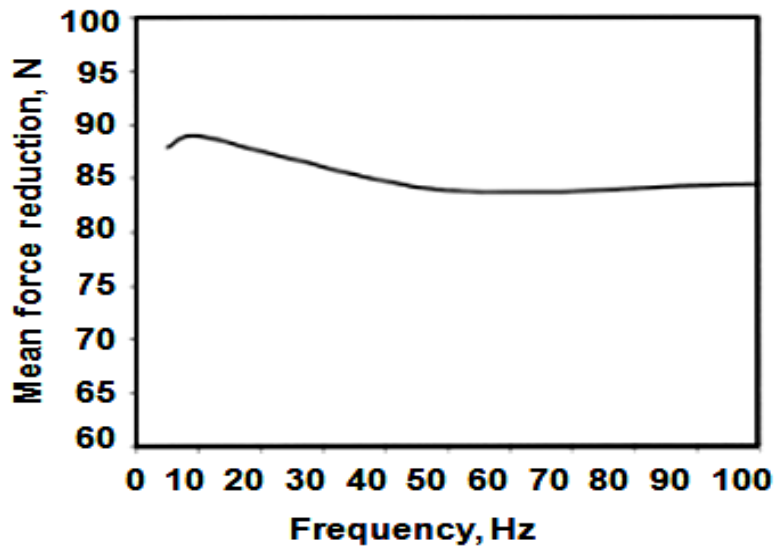


Figure 2-34. Force reduction in relation to the frequency of the oscillating load (M. Lucasa et al., 2000) [25].

A comparison between experimental and computed results, for the relationship between the forming force and tool displacement and for flow visualisation, demonstrate very close agreement. If deformation is performed under superimposed vibration, the mean stress necessary to maintain plastic flow decreases appreciably in comparison with that for purely static deformation, and this decrease is accurately predicted by the Finite element models by using Plasticine which has the behaviour similar to the steel at high elevated temperature and also exhibits marked elasto-visco-plastic behaviour.

The traditional ultrasonic apparatus cannot be operated at high temperature, explaining why the effect of ultrasonic-vibration on high temperature metal forming has seldom been addressed in literature. The study establishes an ultrasonic-vibration hot upsetting system. A cooling mechanism is used to solve the problem of high temperature (J-C. Hung and C. Hung, 2005) [26].

In this study, an especially designed microcomputer server controls the hot upsetting machine. The machine has four conducting pillars and a servo motor to control the velocity of the platens. The maximum loading capacity was 19.6 kN; resolution of the force is 10N; the resolution of displacement is 0.005 mm and the range of velocity is 0.5–50 mm/min. Figure 2-35 shows this machine.



Figure 2-35. Ultrasonic hot upsetting experiment set up (J-C. Hung and C. Hung, 2005) [26].

For the case of influence of ultrasonic-vibration on hot upsetting of aluminium alloy, the experimental results of load-displacement curves for conventional upsetting (CU) and axial ultrasonic-vibration upsetting (AUU) are obtained at 25°C (Figure 2-36). Only one result is presented here and it shows that for CU, the compression ratio was nearly 67% (with in the displacement of 4mm) under a compressive force of 14817 N for CU, but for AUU, a compressive forces was 12709 N was required to yield the same compression ratio (2108 N lower than CU).

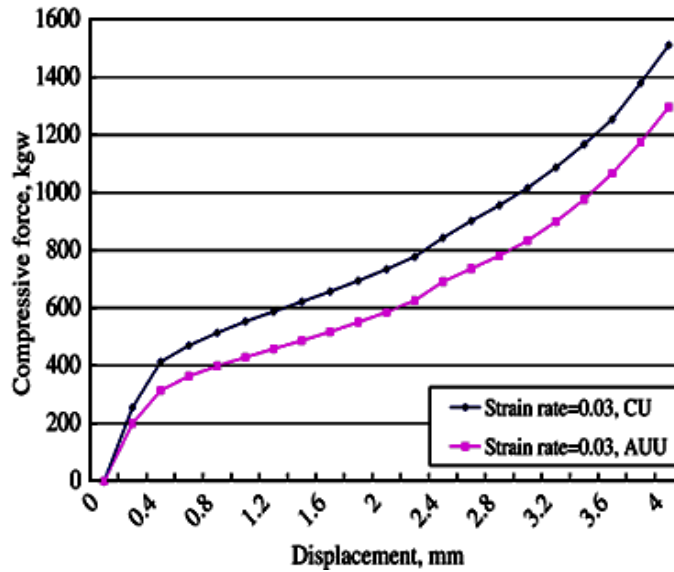


Figure 2-36. Compressive forces–displacement curves for CU and AUU (J-C. Hung and C. Hung, 2005) [26].

When the temperature is increased, the loading force decreased as compare to low temperature which also shows AUU at different temperature but further experiments show that, the more prominent effect is at 25°C. When the temperature is increased, the loading force decreased as compare to low temperature.

Research work reported in [27 and 28] is aimed to investigate the oscillatory response in ultrasonic compression tests of cylindrical aluminum specimens by examining the maximum, mean and minimum paths of the oscillatory stress–strain relationship. In these experiments, soft aluminum cylindrical specimens were compressed between two platens. The lower platen was a double-slotted block horn, tuned to a longitudinal mode at 20 kHz, providing uniform nominal vibration peak amplitude of 8 μm on the platen surface. The block horn was excited by a piezoelectric transducer driven by an ultrasonic generator. The upper die was connected to the cross-head of a Lloyd test machine which provided a constant cross-head speed of 5 mm/min for these experiments. A piezoelectric force transducer was used to measure the static-oscillatory force response during compression, and was mounted between the upper platen and the cross-head as shown in Figure 2-37.

The oscillatory displacement amplitude was measured during ultrasonic compression, on the top surface of the block horn and the top surface of the upper platen, using a laser Doppler vibrometer. The recorded signals were acquired by Data physics signal acquisition hardware and software for data processing.

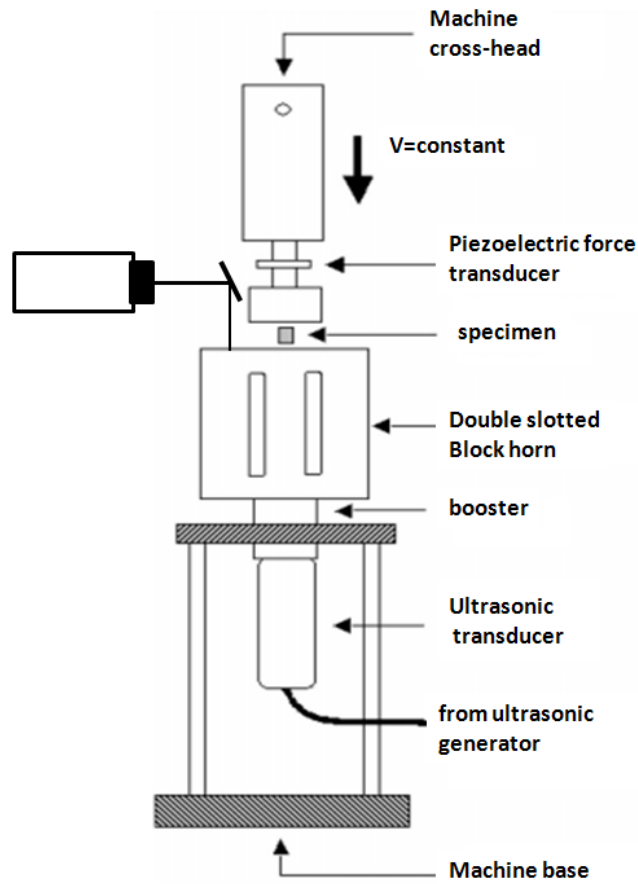


Figure 2-37. Schematic diagram for ultrasonic compression tests (Y. Daud et al., 2006-07) [27,28].

Figure 2-38 [27 and 28] shows the stress–strain curves for static compression and for static-ultrasonic compression (oscillation of the lower platen at 20 kHz and 8 μm) as in the experiments for two intervals of ultrasonic excitation of the lower platen during plastic deformation. In this test, ultrasonic excitation was applied for 6s then discontinued and, after 6 s of continued static compression, the ultrasonic excitation was applied again for 12s. For all tests conducted for constant ultrasonic displacement amplitude of the lower platen, the mean flow stress dropped to about 40% of the static flow stress. The mean stress path returns elastically to the static stress path when the ultrasonic excitation is discontinued.

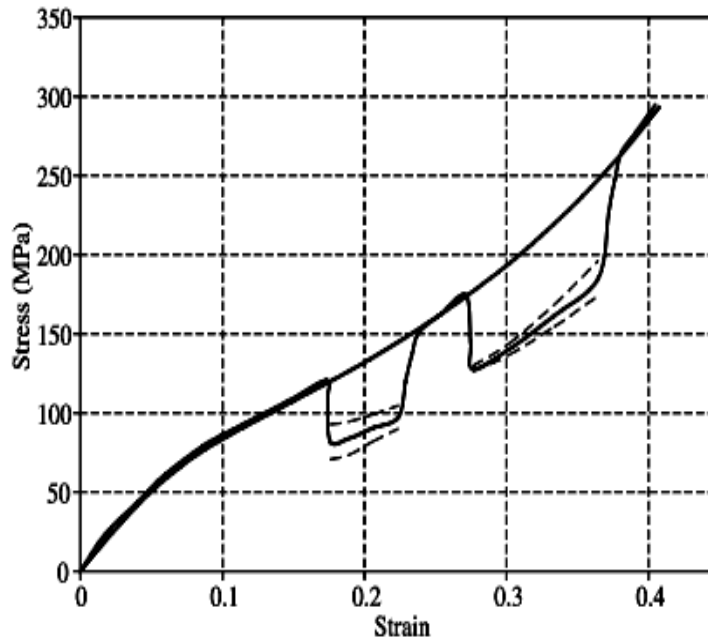


Figure 2-38. Measured static and ultrasonic compression test with two intervals measured static and ultrasonic compression test with ultrasonic excitation, showing: — static and mean stress, -- path of max. and min. oscillatory stress (Y. Daud et al., 2006) [28].

In order to compare the measured effects of superimposed ultrasonic excitation of the lower platen with a numerical model, the FE model initially adopted a coefficient of friction for a dry surface condition and the value was constant for static and ultrasonic compression intervals. Figure 2-39(a) therefore shows the predicted stress–strain relationship for a short interval of ultrasonic excitation where the effect is merely the superposition of an oscillatory stress on a static stress as defined earlier. In the expanded part as in Figure 2-39 (b) it can clearly be seen that the FE model agrees with earlier analytical models and the path of the maximum oscillatory stress follows the path of the static stress, with a reduction in the mean stress. Once ultrasonic excitation is discontinued, the stress–strain curve recovers elastically back to the static curve.

Subsequently, the model was developed to include an interface friction coefficient of $\mu = 0.25$ during static compression, which was changed to $\mu = 0.001$ during ultrasonic compression. The model essentially changed the boundary condition from a dry surface to nearly friction free.

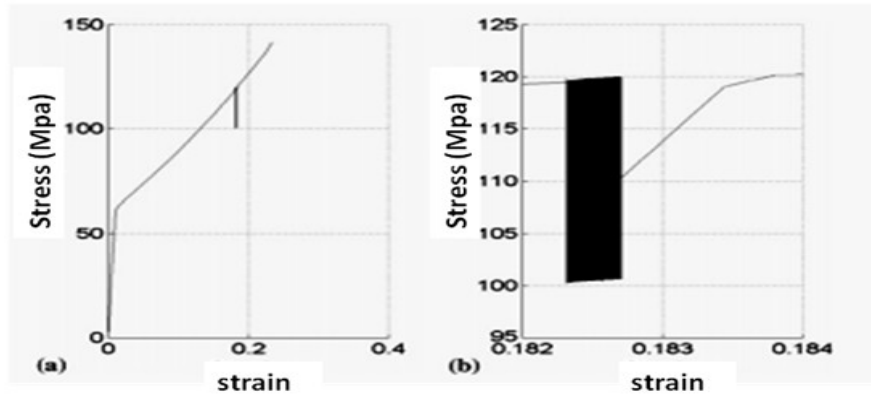


Figure 2-39. (a) Finite element analysis showing an interval of ultrasonic excitation for a constant friction coefficient of $\mu = 0.25$ during static and ultrasonic compression. (b) Expanded oscillatory stress (Y. Daud et al., 2006) [28].

In this case, as can be seen in Figure 2-40(a) and (b), there is a sudden reduction in the maximum, minimum and mean oscillatory stress compared with Figure 2-39 (a) and (b). The amplitude of the oscillating stress is the same in Figure 2-39(b) and Figure 2-40 (b). It is clear, by comparing Figure 2-38 and Figure 2-40(b) that there are features of the experimental stress–strain relationship that are consistent with a temporary significant reduction in the coefficient of interface friction during the interval of ultrasonic excitation of the lower platen. In particular, if comparisons are made between the initial changes in mean oscillatory stress and oscillatory stress amplitude, the simulation correlates well with the experimental data.

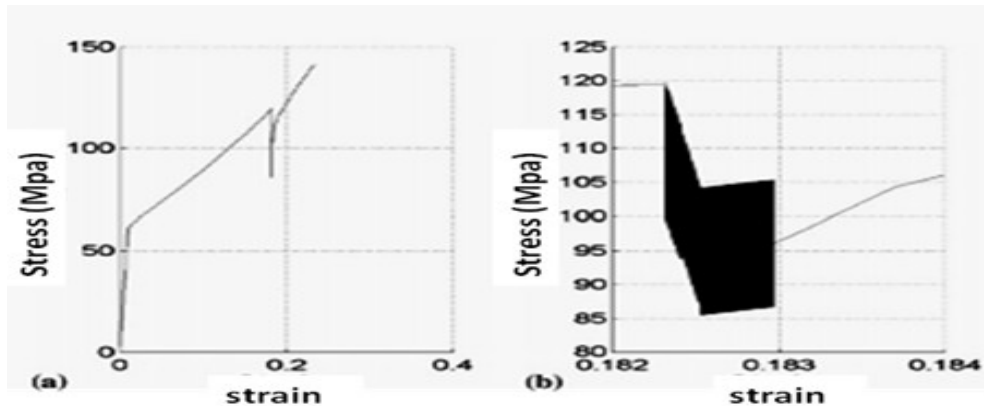


Figure 2-40. (a) Finite element analysis showing an interval of ultrasonic excitation for $\mu = 0.25$ during static compression and $\mu = 0.001$ during ultrasonic compression. (b) Expanded oscillatory stress (Y. Daud et al., 2006) [28].

The comparison of force reduction for static and ultrasonic forming tests for different metals have been conducted (S. A. Aziz and M. Lucas) [29] and results are presented in Figure 2-41.

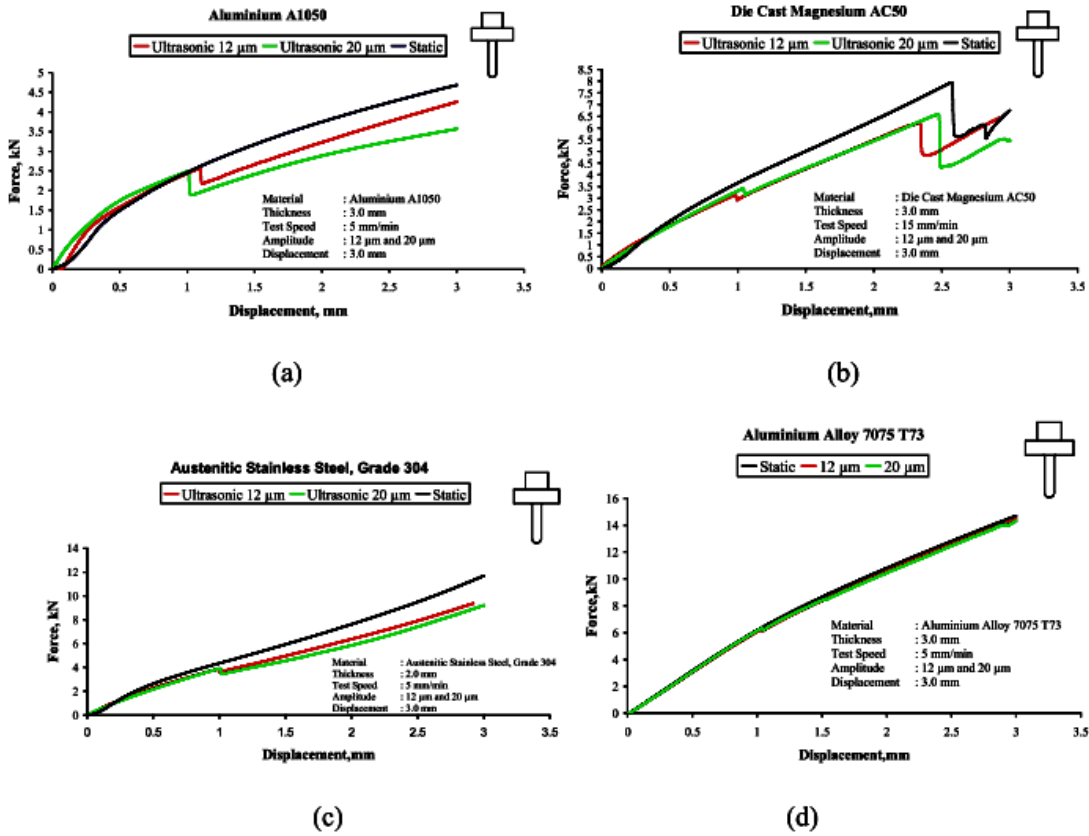


Figure 2-41. Die forming tests with and without ultrasonic excitation of the female die for (a) aluminium A1050 (b) die cast magnesium AC50(c) austenitic stainless steel, grade 304 (d) aluminium alloy 7075T73 (S. A. Aziz and M. Lucas, 2010) [29].

The results in terms of the percentage reduction in the forming force are summarized in Table 2-3.

Table 2-3. Percentage reduction in the forming force for different metals S. A. Aziz and M. Lucas, 2010) [29].

Material	% Reduction of forming force for 2 ultrasonic amplitudes	
	12 μ m	20 μ m
Aluminum A1050	16	22
Die cast magnesium AC50	7	9
Austenitic stainless steel, grade 304	7	11
Aluminum alloy 7075 T73	2	3

J-C. Hung et al., 2007 [30] performed ultrasonic-vibration ring compression test and finite element analysis were done for aluminum alloy specimens to explore the frictional effect of superimposing ultrasonic-vibration during upsetting. Experimental results of extrapolated

compression test indicate that ultrasonic-vibration can reduce the compressive force when friction is eliminated and can increase the temperatures of a material at the same time.

Results of the hot extrapolated compression test and the hot ring compression test reveal that increasing temperature by ultrasonic-vibration may reduce the flow stress and increase the interfacial friction. Figure 2-42 plots the stress–strain curves obtained from extrapolated compression tests on axial ultrasonic compression (AUC) at 25°C and conventional compression (CC) at four temperatures. The stress–strain curve of CC at 150°C was very similar to that of AUC at 25°C. Therefore, the reduction in the flow stress caused by increasing the temperature to 150°C is similar to that caused by applying ultrasonic-vibration.

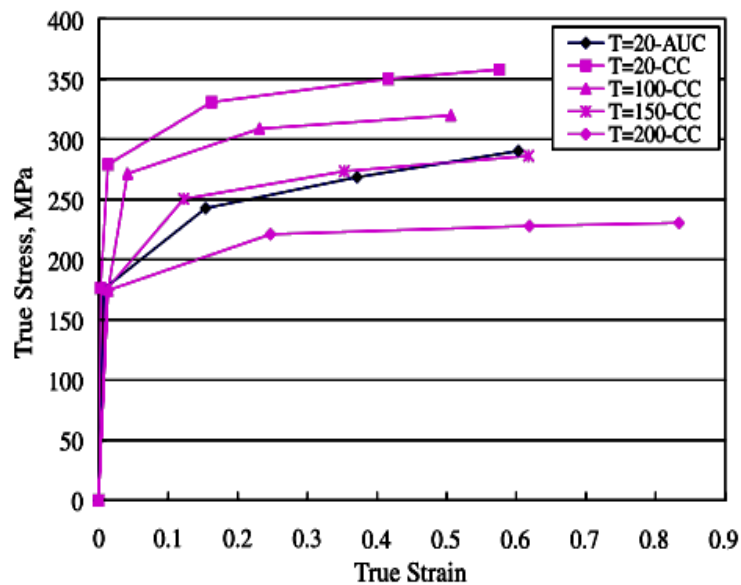


Figure 2-42. The stress–strain curves in frictionless condition effect for CC and AUC at 25°C, 150°C and 200°C (J-C. Hung et al., 2007) [30].

Majority of the work done in analyzing the effect of vibration on forming process is in the range of ultrasonic but the industrial application of ultrasonic vibration is limited by the power rating of ultrasonic generators [31] and also low frequencies are usually recommended, in order to avoid large reactive current in piezoelectric actuator. Vibration-impact forging and forging with a superimposed vibration load (at 10-40 Hz frequency) gives a 50% increase in deformation and a similar reduction in specific pressure. At the same time, the tendency of the blank forged to assume a barrel-like shape is reduced, as a result of which both the stresses and strains are more uniformly distributed. If the metal is deformed

in an ultrasonic field, the specific pressure is reduced 2-3 times, but the deformation is no more uniform.

R. Ly et al., (2006-2010) [32, 33, 34, 35, 36] have worked on vibration assisted forging process. They developed an experimental setup use to generate mechanical vibrations and it is incorporated under the lower die of Lloyd machine as shows in Figure 2-43.

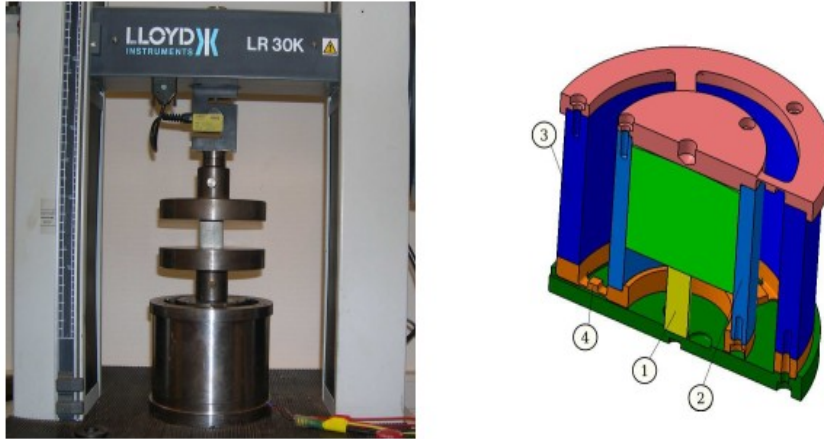


Figure 2-43. (a) Lloyd machine with special setup for generating vibration during upsetting process, (b) Detail of mechanical vibration assembly R. Ly et al., (2006-2010) [30, 31, 33 and 34].

Mechanical vibration assembly is equipped with stack piezoelectric SPA (1) placed in parallel in an inner cylinder (2) and covered with flexible system which is elastically linked to the outer cylinder (3) by blades (4). It allows vibration only in the desired direction and prevents any torque to be transmitted to the SPA. Norton-Hoff has been used to describe the Viscoplastic domain behaviour of plasticine. Table 2-4 shows the material properties and the upsetting conditions.

Table 2-4. Material properties and the upsetting conditions

Material type	Plasticine
Die material	Steel
Sample size	40mmx 40mm
Material consistency	74000Pa
Forging velocity	3mm/s
Height reduction	30mm
Friction coefficient	0.02
Material hardening and sensitivity to strain rate coefficients	0.154, 0.16

Analytical model is developed based on the slice method and FEM simulations are also performed. Experimental results are compared with analytical and simulation for forging process without vibration and found that they are in accordance with each other.

The SPA can be supplied by the maximum semi bipolar voltage $-200V/+1000V$. To validate the model, the sinusoidal voltage with the amplitude $V_{pp} = 300V$ and an offset of $150V$ for the frequency varying from 30 to 110 Hz was chosen to supply the SPA during the upsetting process. Figure 2-44 shows the comparison of measurements of the forging load as a function of the displacement with and without vibration.

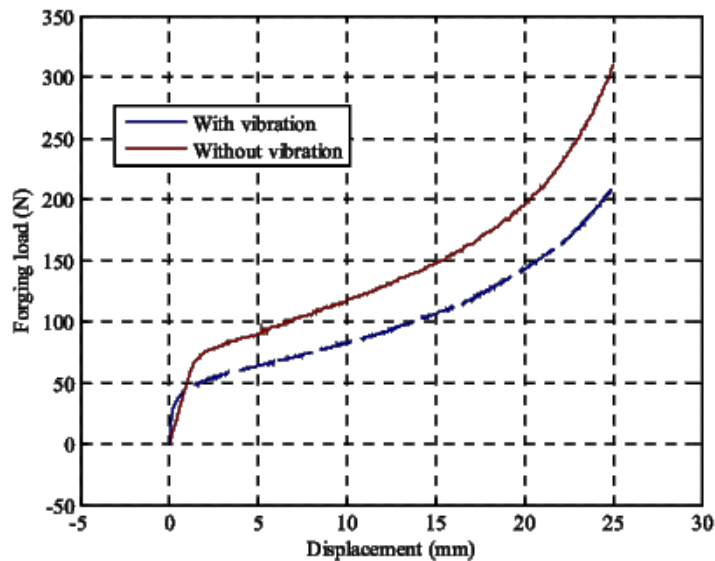


Figure 2-44. Variation of forging load versus displacement with and without mechanical vibration ($f=110\text{Hz}$ and $v_0=1\text{mm/s}$) (R. Ly et al., (2006-2010)) [30].

Substantial reduction of the mean forging load is obtained by the application of mechanical vibration to the lower die.

The applications of translation assisted vibration assisted forming process have been studied and various advantages have been discussed during the study [12-36]. Certain other researchers have worked in tvibration assisted forming process [37-41] and have been successful in obtaining the numerous advantages of application of vibration in metal forming processes.

2.7 Early research work (rotation Forming processes)

In the last section 2.6, vibration has been applied during the forming process and its application gives many advantages including improvements of surface characteristics of

work piece as well as mechanical properties. Another modification has been made to improve the forming process and rotation is employed in place of vibration. Most of the research study in rotation/twist or torsional forming process is done in the field of compression or upsetting process, so in this section, it will be discussed in detail.

Rotation/ Twist or torsional upset forging is a process to be performed by rotating lower die with the help of motor drive and with a punch or upper die travelling along the longitudinal direction of work piece. A simple Rotation/twist or torsional upset process is shown in Figure 2.45 where F is the force applied by the press, v_0 is the press velocity and ω is the angular velocity of the lower die

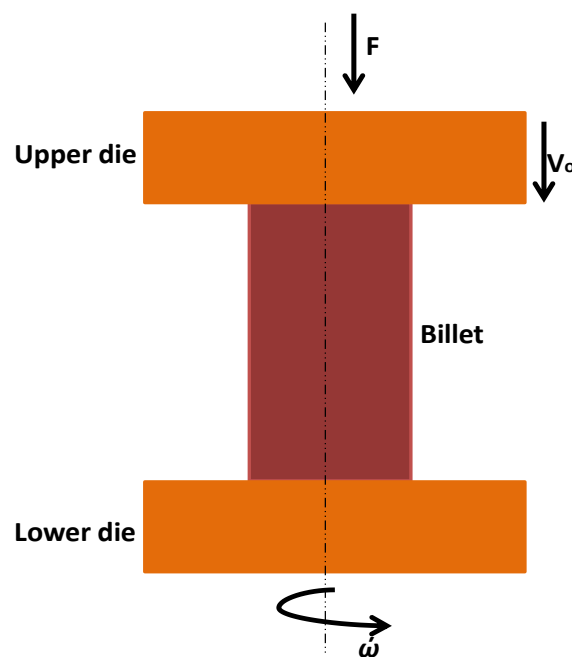


Figure 2-45. Rotation/ twist forging concept

Compression and twist combination has been used by many researchers during their work and obtained many advantages. C. Eddy et al., 2003 [42] and his fellow researcher have developed mechanical setup acting as forming press working in plane compression twist conditions in order to simulate frictional conditions prevailing in flat contact for sheet metal forming conditions. The main objective was to allow it to obtain data for model simulations of the tool-workpiece interface.

Similarly G-Y Tzou and M-N Huang, 2008) [43] presented the analytical model for rotating compression of double layer clad cylinder based on slab method. In their work they

analyze the effects of frictional factor, aspect ratio, height reduction ratio, initial density, and angular velocity on the characteristics of rotating compression forming.

S. S. Youn et al., 2004 [44] have analyzed a rotational upset forging process on the basis of plasticity theory for powder metal forging. They developed an analytical model for torsional upsetting and validate it with experiments and finite element simulations. The schematic of analytical model is shown in Figure 2-46.

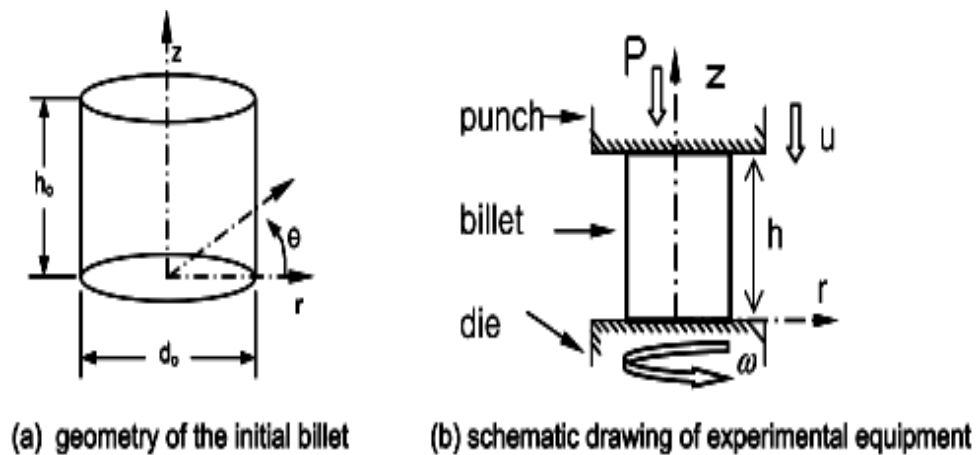


Figure 2-46. Schematic drawings of analytical models of torsional upset forging (S. S. Youn et al., 2004) [44].

This analytical model is derived from the upper bound method and is based on the rate of total energy dissipation for the torsional upset forging.

Experiments results in Figure 2-47 shows the results of experiments under the condition of 1.0 in h/d and $\gamma = 30\%$ in the compression ratio. It can be seen that there is distinct bulging in the case of the conventional upset forging, while bulging is considerably reduced in the case of the torsional upset forging. However, it is difficult to form cylindrical shape exactly because of difficulties in the determination of the concentricity and direction of lubricants.



(a) initial billet (b) conventional upset forging (c) torsional

Figure 2-47. Photograph of experimental results ($h/d=1.0$, $\gamma=30\%$, $\omega=0.264$) (S. S. Youn et al., 2004) [44].

Distributions of stress, strain, and forging load in the process have been obtained, and compared with those in conventional upset forging. In the process, an increase in a friction factor and rotation speed results in a decrease in magnitude of upset force, dead metal zone, and non-homogeneous deformation. This process can reduce forming load (Figure 2-48), which leads to improvement of die life, and also reduce bulging effect (Figure 2-49, 2-50 and 2-51). In addition, the initial sintered-structure and density distribution is improved by the process and surface defect due to high deformation is decreased. Figures 2-49, 2-50 and 2-51 are the finite element results for distribution of relative density, effective strain and distribution of principal stresses.

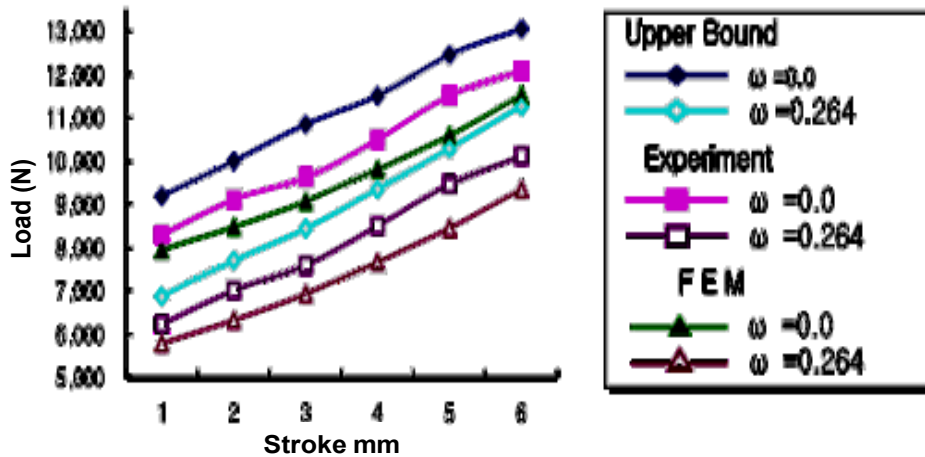


Figure 2-48. Result of forming load as a function of stroke ($h_0/d_0=1.0$, $\bar{m}=0.4$) [(S. S. Youn et al., 2004) [44].

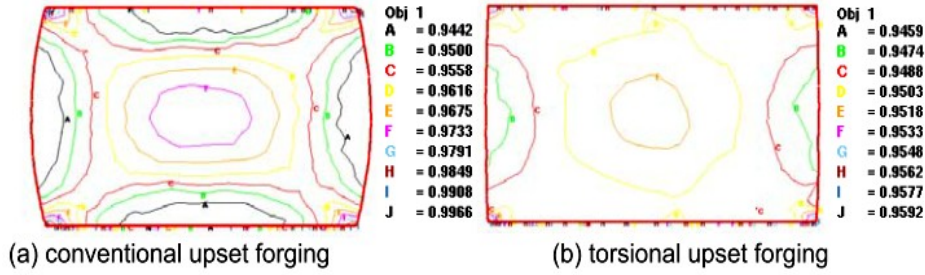


Figure 2-49. Distribution of relative density ($\gamma=30\%$, $\omega=0.446$) (S. S. Youn et al., 2004) [44].

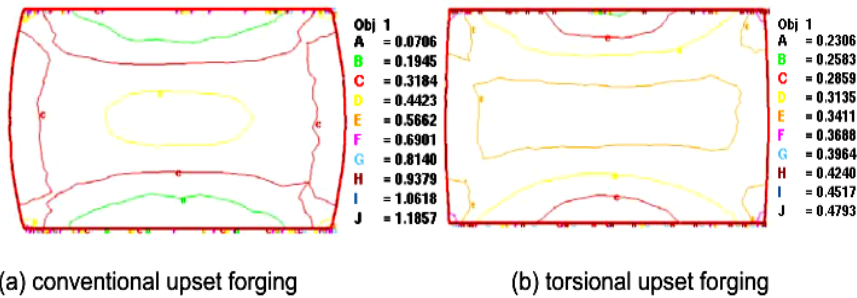


Figure 2-50. Distribution of effective strain ($\gamma=30\%$, $\omega=0.264$) (S. S. Youn et al., 2004) [44].

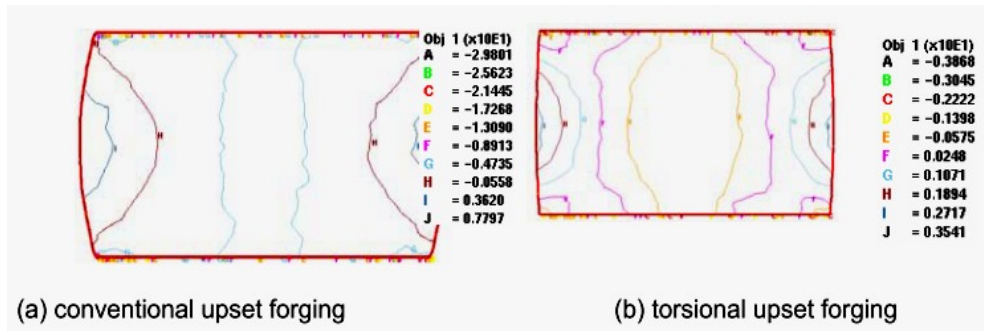


Figure 2-51. Distribution of the maximum principal stress (S. S. Youn et al., 2004) [44].

Upsetting is a major process in metal forming, not only for disc forgings but also for axial forgings to increase the forging reduction ratio and to enhance forging quality, but it needs a high forging load and the distribution of deformation is uneven, which limits its application and affects the forging quality. Therefore, decreasing the forging load and improving the evenness of strain distribution in upsetting are topics of interest to both engineers and scholars. For this purpose technique of complex forming has been introduced.

In complex forming, both compressive force P and twisting moment M act on the cylinder in the axial direction and about the longitudinal axis, respectively, at the same time (Figure 2-

52). If the moment is composed of friction force, which contributes to the deforming process, it can be as large as the twisting moment in quantity, but in the opposite direction (X. Shuqin et al., 1997) [45].

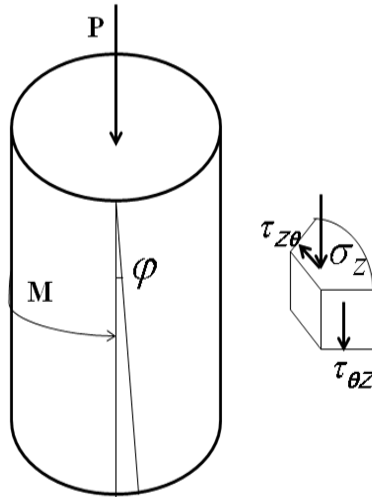


Figure 2-52. Schematic drawing of complex forming (X. Shuqin et al., 1997) [45].

The comparison of simple upset forging (compressing force) and complex forging involving compressing force and twisting moments has been made by Xu Shuqin and Fu Yuan. Both upsetting and complex forging are simulated using cylindrical plasticine as a model material. Different holes have been made on the plasticine to observe the evolution process of the holes in the cylinders under upsetting and complex forging, the principle and the expected results of reducing the forging load of the process being analyzed by the theory of plasticity, and the strain distribution of the new process being predicted using FEM.

It has been found that the axial load for complex forging is smaller than that for upsetting. The extent of load reduction is related to the dimensions of the cylinder and the distribution between the axial load and the twisting moment during the process. Shear strain in complex forging does not enlarge the defects existing in the cylinder. When the axial load in complex forging is equal to half of the upsetting load, all defects can close more quickly. In complex forging the strain distribution is more even, and the rigid zone and bulging that are present in upsetting disappear. Complex forging can realize the process of a low forging reduction ratio but a large effective strain. It is useful for forgings which need high mechanical properties and isotropy. Using complex forging can effectively remove casting defects and avoid producing anisotropy.

J.H. Park and his fellows performed the experimental investigation of forming parameters of the rotational upset forging process (J. H. Park et al., 2001) [46, 47]. They noted that in a conventional upset forging, the presence of friction at the tool-work piece interface not only increases the forging pressure and force but also leads to heterogeneousness of deformation. To solve these problems, they performed a parametric study on a new rotational upset forging process. Twisting torque can change the harmful effect of friction into a useful effect.

Analytical model based on the upper based method was developed for the rotational upset forging. The axial load of the rotational upset forging is determined using the kinematically admissible velocity field.

Experiments were carried out to generate data of forming parameters, which are the friction factors, the sliding factor, the punch velocity and the geometry of the workpieces, on the rotational upset forging process. Equipment for applying the twisting moment by die rotation and the axial pressure by the vertical motion of the punch simultaneously was designed and consists of driving motor for a die rotation and a transmission unit as shown in Figure 2-53.

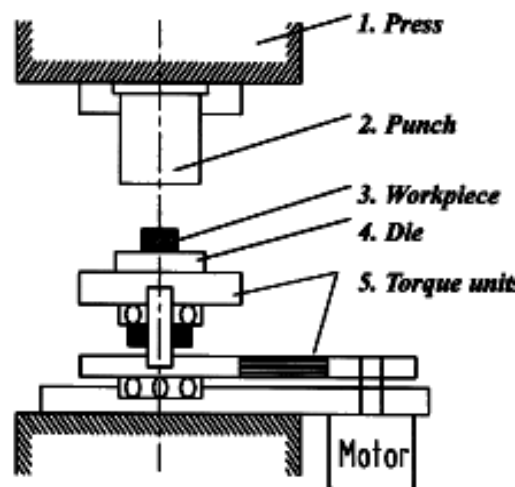


Figure 2-53. Schematic view of experimental equipment for rotation upset forging (J. H. Park et al., 2001) [46].

In Figure 2-54, the calculated forming force with respect to various die angular velocities ω are compared with the experimental forces. It is noted that rotational upset forging leads to the reduction of deformation forces. This is greatest when the ω is 0.09rev/s. It is also observed that force reduction becomes greater as the initial height/diameter of workpiece decreases. The calculated results are consistent with the experimental values.

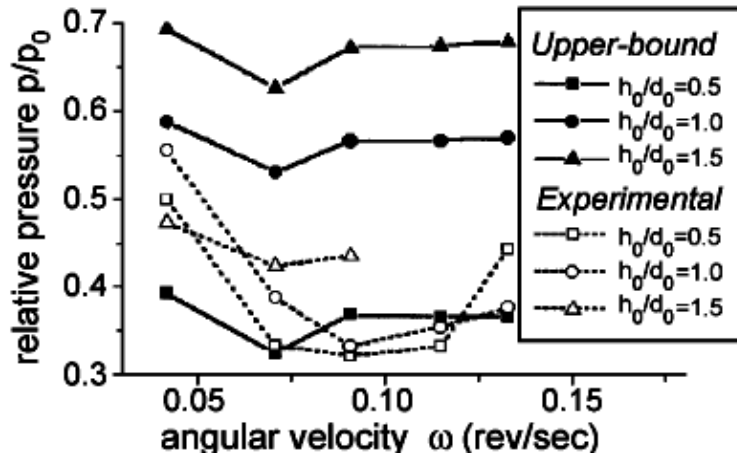


Figure 2-54. Comparison between conventional upsetting force and rotational upsetting force, p : axial upsetting load of conventional upsetting and p_0 : axial load of rotational upsetting forging (J. H. Park et al., 2001) [46].

Comparing with the conventional upset forging process, the rotational forging process reduces both the forming load and bulging. The deformation of rotational upset forging is more uniformly distributed and its total deformation is greater than that of conventional upset forging for the same reduction of height.

The experimental results with Plasticine are presented in Figure 2-55 and it shows clearly that bulging of the workpiece with rotational upset forging is smaller than conventional one.

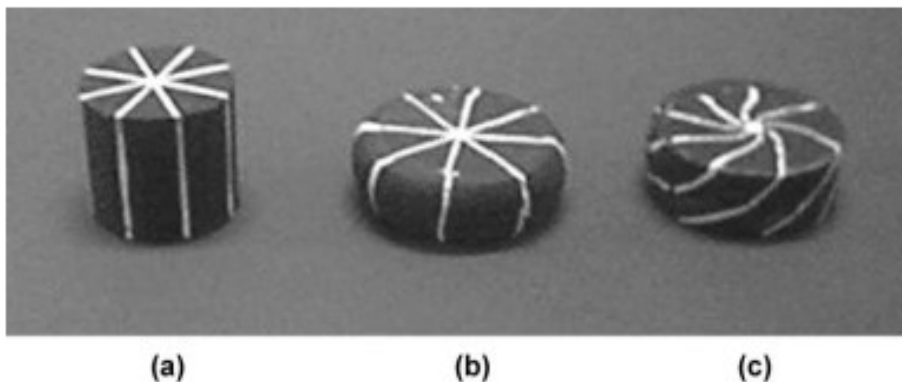


Figure 2-55. Photograph of plasticine specimens: (a) initial workpiece, (b) conventional forging and (c) rotational upset forging (J. H. Park et al., 2001) [46].

G-Y. Tzou et al., 2006 [48] have made an investigation into the compression forming of a workpiece using the commercial code SUPERFORM. The work-piece of the ring workpiece compressed between the upper and lower dies is meshed by a hexagon rigid-plastic element.

Analytical model based on the slab method has been developed for rotational forging process and schematic view is shown in Figure 2-56. In the slab method analysis, the stress

distribution of the work-piece is estimated assuming Coulomb friction between the dies and the work-piece

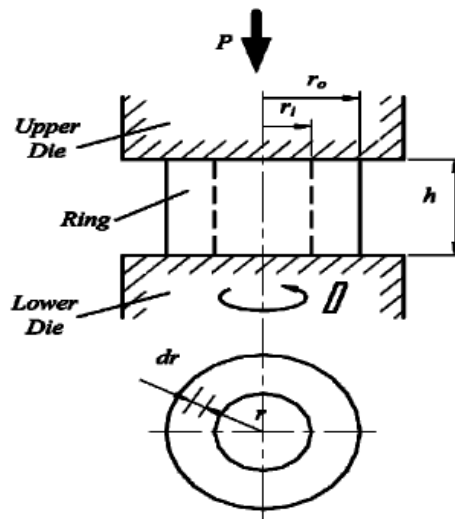


Figure 2-56. Schematic diagram of the rotation compression of the ring (G-Y. Tzou et al., 2006) [48].

For verifying the validity of these models, an aluminium alloy A6061 ring workpiece is examined in the experiment of rotating compression forming of ring.

Figure 2-57 shows the effect of rotating angular speed upon the ring shape deformed under the different reductions. At each reduction, the bugling effect with rotation is smaller than that without rotation.

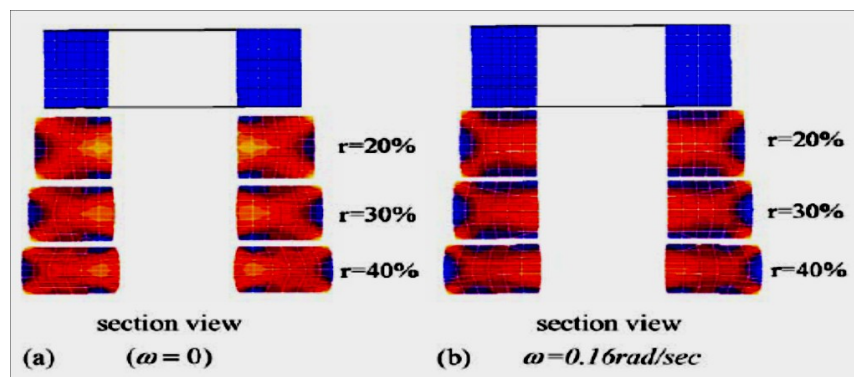


Figure 2-57. Effect of rotation angular speed upon the ring shape deformed under the different reductions ($h_i=8\text{mm}$, $\mu=0.15$) (G-Y. Tzou et al., 2006) [48].

Figures 2-58 and 2-59 show the comparisons of compression force among the slab method analysis, the FEM simulation, and the experiment, considering whether the rotation is considered or not. The conditions are $\omega = 0$, $\omega = 0.16 \text{ rad/s}$, and $\mu = 0.214$. The analytical

values by the slab method and the FEM simulation are both close to the experimental data. Most results from the SUPERFORM are in closer agreement with the experiment than those of the slab method.

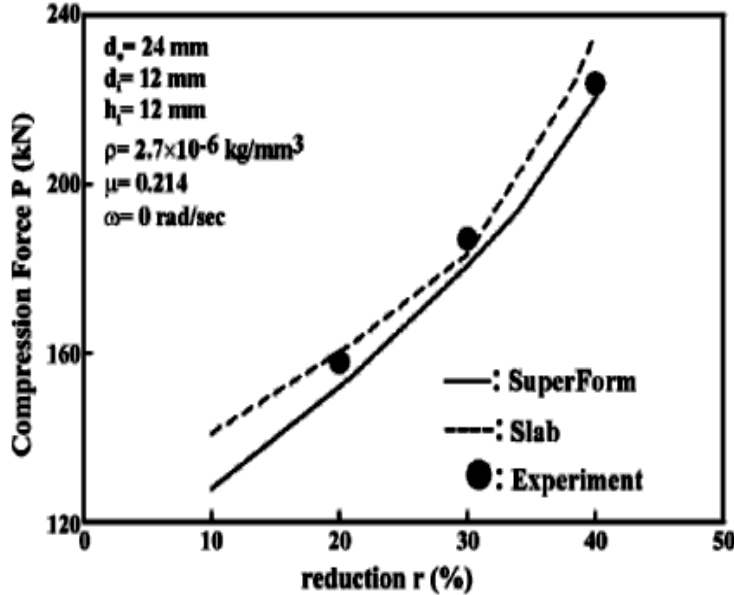


Figure 2-58. Comparison of compression force among the slab method analysis, the FEM simulation, and the experiment (G-Y. Tzou et al., 2006) [48].

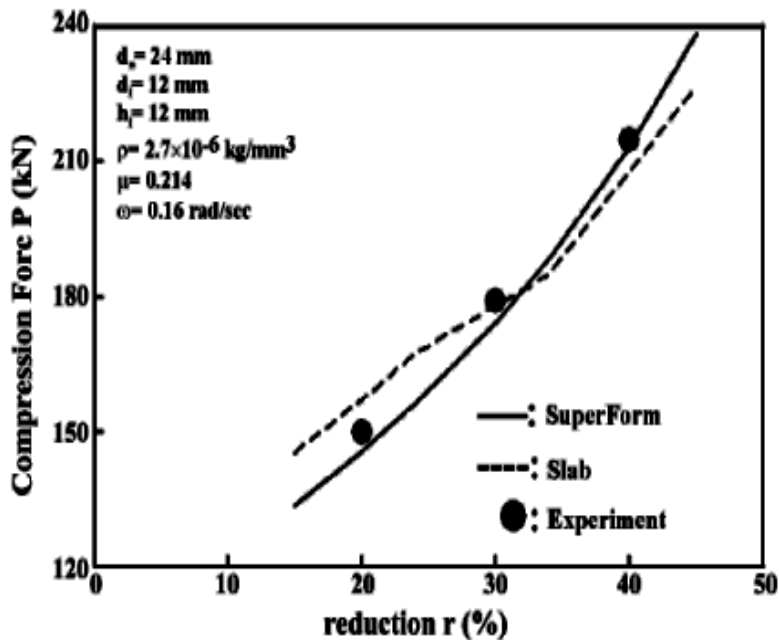


Figure 2-59. Comparison of compression force among the slab method analysis, the FEM simulation, and the experiment (G-Y. Tzou et al., 2006) with $\omega = 0.16$ rad/s [48].

Ching-Jyi Chen [49] proposed slab method and upper bound method to investigate the twist compression forming of cylinder. Both upper bound method (UBM) and slab method (SM) assume the friction between the cylinder and the die as constant shear friction ($\tau = \bar{m}k$). The total power rate of the energy consumption with a 3D velocity field based on the upper bound method is constructed. An optimum variable parameter is obtained by using the energy minimization method. The upper and lower dies are rotated in different directions, so the cylinder is compressed with the twist circumstance, and the frictional shear stresses (τ) are not acted in the radial direction.

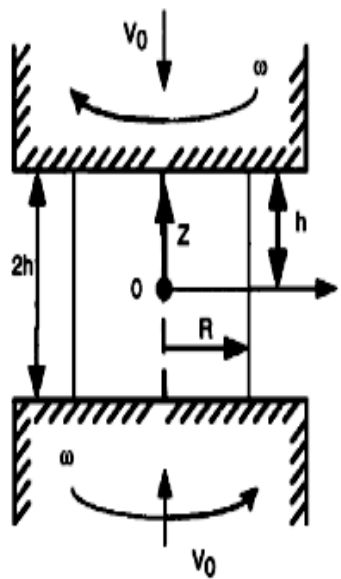


Figure 2-60. Schematic diagram of twist compression of the cylinder (C-J Chen et al., 2006) [49].

The stresses (τ) are acted in an arbitrary direction at angle α from the radial direction relative to the r -axis. According to the velocity relations between radial direction and circumferential direction, angle can be determined. Combining the upper bound method with the slab method, the effects of frictional factor, aspect ratio, height reduction, and angular velocity, etc. on the twist compression forming characteristics are explored effectively. The feasibility of both models can be realized by comparisons of two models and the experiments (Figure 2-61).

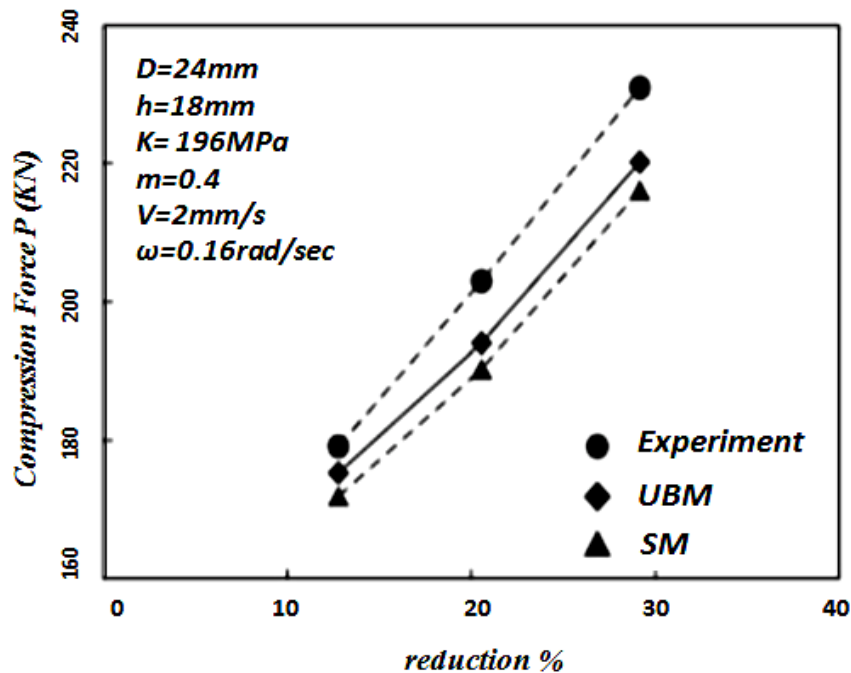


Figure 2-61. Comparisons of compression forces among the slab method, the upper bound method, and the experiment (C-J Chen et al., 2006) [49].

From the results presented in Figure 2-61, it can be concluded that the two analytical methods (upper bound and slab) are consistent with experimental results.

2.8 Early research work (Rotary/Orbital Forging)

Researchers have worked on another new technique to improve the forging process i.e. rotary or orbital forging. Rotary or orbital forging is somehow different from the rotation or twist compression in a sense that upper die rotates and is also given a very small angle (Figure 2-62). It can also be said that upper die moves along an orbital path [5] that's why it is called orbital forging. There are two possible movements of upper and lower dies in addition to orbital motion of upper die [50].

- Upper die rotates in orbital while lower die is no rotating and is raised axially towards the upper die.
- Upper die is rotating in orbital and is moving towards workpiece while lower die is axially fixed.

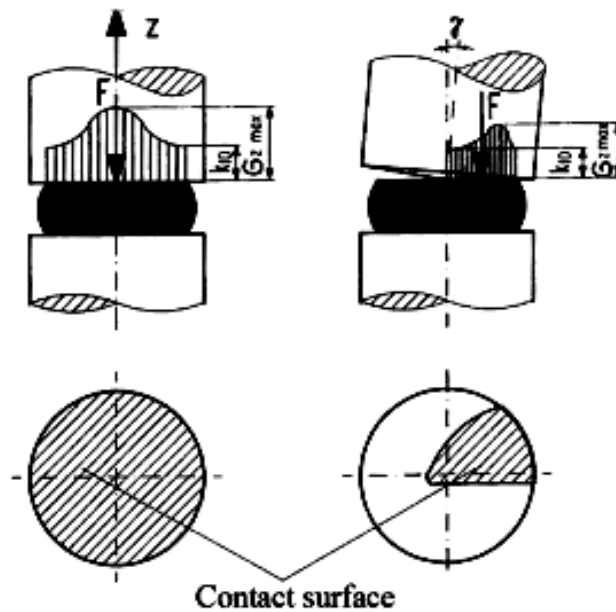


Figure 2-62. Difference between classical and orbital forging (J. Nowak et al., 2008) [50]

Orbital forging is the process used for forging of shaped parts by applying the incremental forging method. This technology is commonly applied in industrial conditions, to reduce loads and to increase workability during forging in comparison with the conventional monotonic process. Another advantage is the possibility to forge hardly formable materials and to obtain high deformation degrees without the danger of failure [50].

FEM simulations for the classical and orbital forging process have been performed in commercial Forge 2005 and the results are compared. Process parameters used for the simulations are shown in Table 2-5.

Table 2-5. Process parameters

Parameter	Value
Material	Steel 40H
Initial dimensions of the sample	$\Phi 30 \times 30$
Press velocity	2mm/s
Angular velocity of the die	400rpm
Initial temperature	650°C

Comparison made at the cross section of the strain values obtained using two forging approaches are presented in Figure 2-63. It is seen in Figure 2-63 (b) that due to orbital

movement of the upper die strains in the upper part of the sample are lower than in the conventional method.

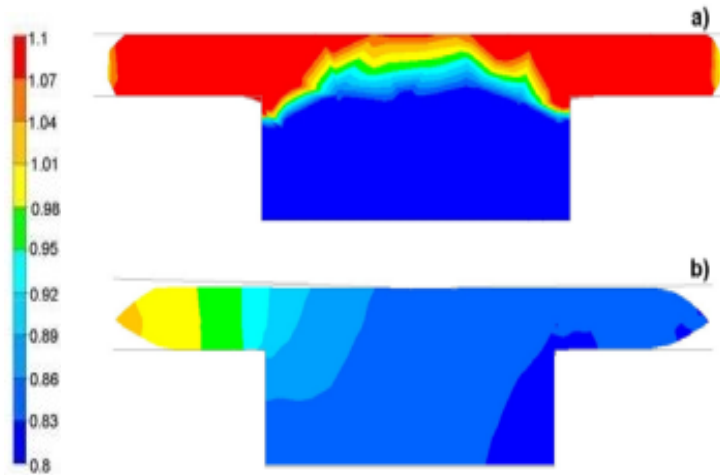


Figure 2-63. Strain distribution at the end of deformation in the (a) conventional forging (b) and in the orbital press (J. Nowak et al., 2008) [50].

The orbital process was designed in the Institute for Metal Forming (INOP) in Poznan and the tests were performed. Experimental analysis confirmed results presented in Figure 2-64. This process is successfully introduced in the industrial practice now.

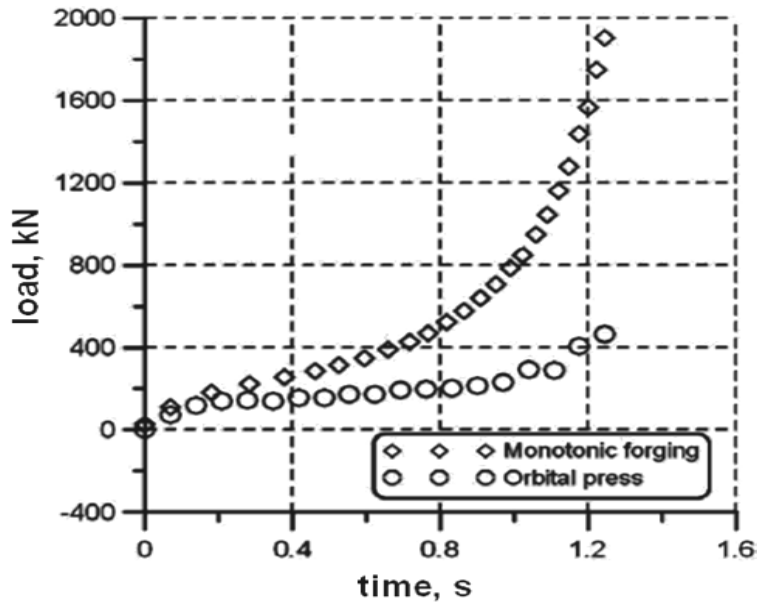


Figure 2-64. Comparison of the loads obtained from the conventional forging and the orbital press (J. Nowak et al., 2008) [50].

It can be seen that the load required for the orbital forging is lower compare to the conventional forging but there is more probability of crack initiation at the circumference.

Xinghui Han and Lin Hua compared cold rotary forgings and conventional forging. They developed a 3D elastic-plastic dynamic explicit FE model of cold rotary forging of a cylindrical workpiece in ABAQUS software environment. Its validation is verified by the experiment (X. Han et al., 2009) [51].

They concluded that:

- Conventional forging exhibits the characteristic of axial symmetrical deformation and thus it can be simplified as a 2D deformation process. Whereas, cold rotary forging is an asymmetrical 3D deformation process.
- Conventional forging is an overall plastic forming process in which the strains gradually increase quasi-linearly with time. Whereas, cold rotary forging is a process of strain accumulation by a large number of small strain steps and thus it is considered to be an incremental forming technology.
- In conventional forging, the middle part of the cylindrical workpiece has the larger strains (PEEQ and strain components) than the upper and lower region. So the deformed cylindrical workpiece exhibits the drum effect. In cold rotary forging, the strains (PEEQ and strain components) gradually decrease from the upper surface to the lower surface, thus resulting in the obvious mushroom effect of the deformed cylindrical workpiece.
- The workpiece-upper die contact area in cold rotary forging is much smaller than the one observed in conventional forging, so the force and power necessary to deform are reduced to a small fraction of that of conventional forging.

Figure 2.65 provides a comparison of force and power parameters between conventional forging and cold rotary forging. From Figure 2.65 (a), it can be seen that the variation curve of axial forging force is composed of two different stages in the conventional forging process. At the beginning of the process, the axial forging force increases significantly from zero to a certain value. And then it gradually increases quasi-linearly. It is also observed from Figure 2.65 (b) that the forging moment is zero during the whole conventional forging process. From Figure 2.65, also, the cold rotary forging process has experienced three deformation stages. At the first stage, the upper die begins to contact the cylindrical workpiece and thus the axial forging force and forging moment increase rapidly from zero to a certain value. At the second stage, the axial forging force and forging moment increase slowly up to the maximum value, indicating that the cylindrical workpiece has entered the steady deformation stage. At the last one, the lower die stops the axial feed while the upper

die still oscillates, thus resulting in less metal to participate in the plastic deformation. So the axial forging force and forging moment decrease sharply. In conventional forging, the maximum axial forging force is 1095 kN, while the maximum axial forging force and forging moment in cold rotary forging are 280 kN and 475N·m, respectively. It shows that the maximum axial forging force of conventional forging is fourth time of that of cold rotary forging. From the above analysis it can be found that as a kind of incremental metal forming process, cold rotary forging can reduce by the forging force significantly.

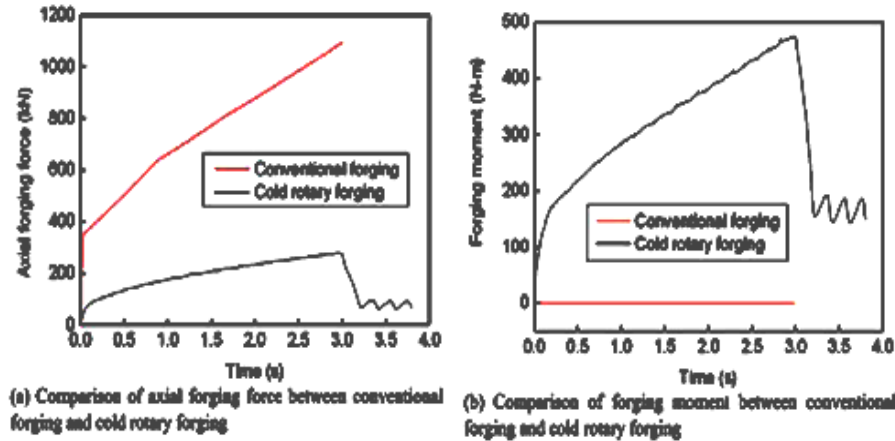


Figure 2-65. Comparison of force and power parameters between conventional forging and cold rotary forging (X. Han et al., 2009) [51].

They also analyzed the effect of size of the cylindrical workpiece on the cold rotary forging process [52] and results are presented in Figure 2-66.

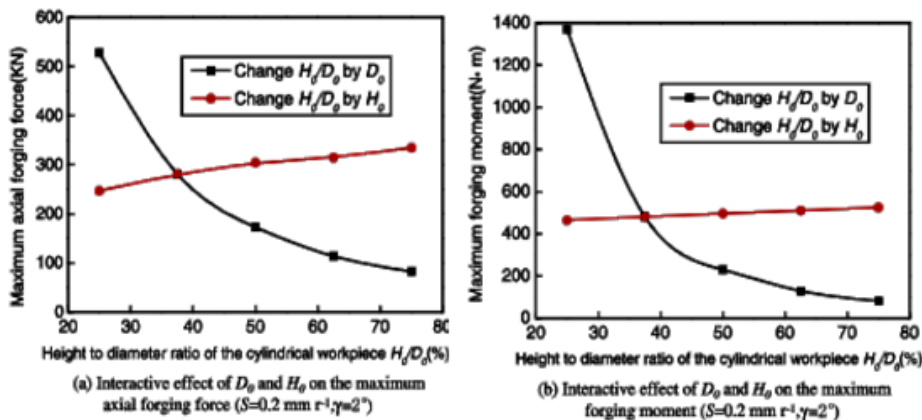


Figure 2-66. Interactive effect of D_0 and H_0 on the maximum axial forging force and forging moment (X. Han et al., 2009) [52]

It was found that:

- With increasing the initial diameter of the cylindrical workpiece D_0 , “mushroom” effect of the deformed cylindrical workpiece becomes less obvious and the deformation becomes more homogeneous, while the maximum axial forging force and forging moment gradually increase.
- With increasing the initial height of the cylindrical workpiece H_0 , the “mushroom” effect of the deformed workpiece becomes more obvious and the deformation becomes more inhomogeneous. Meanwhile, the maximum axial forging force and forging moment increase slowly.
- The effect of the height to diameter ratio H_0/D_0 by changing D_0 on the cold rotary-forging process is different from that by changing H_0 . The above results have been explained by the critical parameter affecting the cold rotary-forging process significantly, namely the length to height ratio of the plastic deformation zone \bar{K} .

3D FE modelling simulation of cold rotary forging of a cylindrical workpiece is also performed by X. Han and L. Hua [53] and based on the valid 3D FE model, the effect laws of three main processing parameters, feed rate v of the lower die, rotational speed n and inclination angle γ of the upper die on metal flow, the degree of inhomogeneous deformation of workpiece and force and power parameters in the cold rotary forging process have been explored.

It is found that the role of feed rate of the lower die and rotational speed of the upper die in cold rotary forging of cylinder workpiece can be attributed to the role of feed amount per revolution. With the increasing of feed amount per revolution, the “mushroom shape” effect becomes less obvious and the deformation of cylinder workpiece becomes more homogeneous, while the maximum axial forging force and forging moment gradually increase. With the increasing of inclination angle of the upper die, the “mushroom shape” effect becomes more obvious and the deformation becomes more inhomogeneous, while the maximum axial forging force and forging moment gradually decrease. The metal flow and degree of inhomogeneous deformation of cylinder workpiece can be more effectively controlled by inclination angle of the upper die with a smaller feed amount per revolution, while the maximum axial forging force and forging moment can be more effectively controlled by inclination angle of the upper die with a larger feed amount per revolution (X. Han et al., 2009) [53].

E. Appleton and R. A. C. Slater accounted the effects of upper platen configuration in the rotary forging process and rotary forging into a contoured lower platen (E. Appleton et al.,

1973) [54] and found that the selection of an angle of inclination γ of the axis of the upper conical platen should be made with consideration given to the number of revolutions that the upper conical platen is required to make and the loading of the die is required to sustain. It is suggested that a small angle γ which allows the design of a stronger die is more suitable for cold working, whereas the more severe deformation produced by application of a larger value of γ would be advantageous for hot working because of the shorter working time involved.

T. Canta and other associated researchers (T. Canta et al., 1998) [55] have worked on some aspects of energy distribution in rotary forming processes and performed experiments on the upsetting by rotary forging using lead and steel as test materials. The measurements of the forging parameters (axial force, punch displacement, feed rate per cycle, torque load) are taken throughout the processes in order to establish energy distribution for the axial and orbital movement. The experiments show a strong dependence of the energy distribution with rotary forming parameters and the type of the forming processes. By increasing the feed, even for upsetting or backward extrusion, the rotation/axial energy rate increases. The total energy in rotary forging process is slightly bigger than in conventional forming due to the complex mechanism of the former (Figure 2-67). However, the load is smaller by rotary forging than in conventional one due to the smaller contact area of the workpiece to the conical die (Figure 2-68).

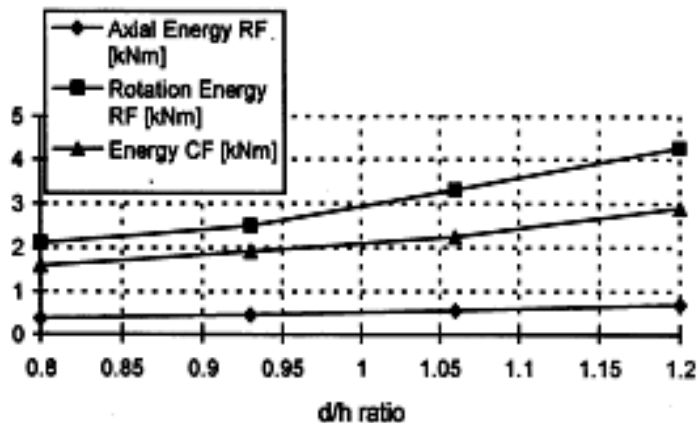


Figure 2-67. Axial energy, rotation energy and total energy vs. d/h ratio for rotary and conventional upsetting (T. Canta et al., 1998) [55].

Figure 2-70 shows the comparison of the axial load in rotary forging with conventional upsetting for different initial values of diameter/height ratio (d/h , $d=d_0$, and $h=15$ mm). While the load increases proportionally with the feed, the torque increases proportionally

with the square of the feed. However, the force for conventional forging becomes greater than the rotary one as deformation proceeds, and the torque increases slightly as the axial load increases.

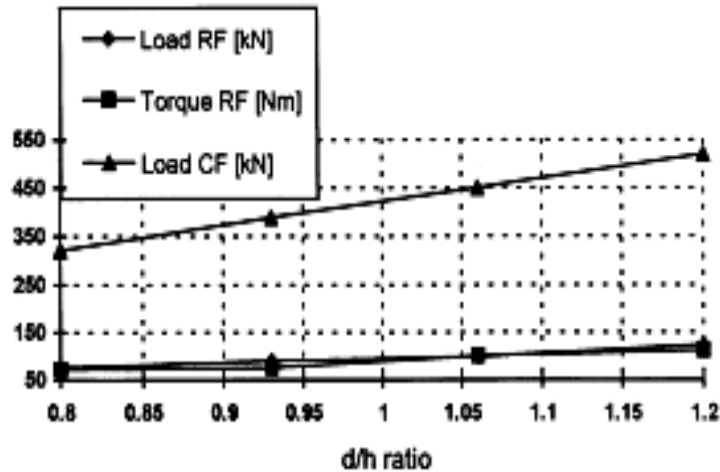


Figure 2-68. Axial load and torque vs. d/h ratio for rotary and conventional upsetting (T. Canta et al., 1998) [55].

A three-dimensional rigid-plastic FEM analysis of rotary forging deformation of ring workpiece is performed by the researchers (Wang Guangchun and Zhao Guoqun, 1999) [56]. Velocity fields and stress-strain fields of the ring workpiece in the rotary forging deformation are obtained. The new metal flow demarcation model obtained in this paper is different from that ever provided before. The deformation mechanism of the rotary forging of the ring workpiece is revealed thoroughly. The deformation in the rotary forging of a ring workpiece results mainly from the yielding of the metal at the local layer zone. Because the ring workpiece is loaded locally and eccentrically by the conical upper die in rotary forging, the metal at the local contact surface layer zone yields and deforms firstly. The metal here is compressed in the axial direction and elongated along the radial and tangential directions. The absolute value of the axial stress decreases gradually downwards and the deformed zone is concentrated mainly on a small portion of the upper part of the ring workpiece (W. Guangchun et al., 1999) [56]

Scientists (Zhi-hong and Gai-pin, 2010-11) [57, 58] performed the volume and surface effects preparatory research of vibrational rotary forging. Their work is the combination of both translation and rotary forging. They have found that during simulation experiments when the amplitude remains the same and at higher frequency is applied in experiments, volume effect is more obvious, while the frequency is lower; the volume effect is smaller or

even disappears. Whether in the different simulation parameters, or in the same simulation parameters conditions, the volume and surface effects appear sometimes, disappears sometimes, and their strength is to change, this is indicating that the emergence of the volume and surface effect are conditional. At the little amplitude, surface effect appears at same frequency.

From the research work performed by researchers as presented in this section, it can be concluded that rotation compression and rotary forging processes are mostly used in compare to conventional forging processes. The work presented in this chapter is also a step forward in the improvement of forming processes because it includes both translation and rotation at the same time.

2.9 Summary

From the brief review exposed in this chapter, importance of the forming process in automobile and aeronautic industries has been highlighted. Main emphasis was given to the presentation of techniques used to improve the metal forming process. Three types of techniques were discussed to improve the metal forming process. The first technique was related to use of lubricants and the second was related to heating the material during forming process. The third and the most important technique is the use of die movement (vibration and rotation) along with consist die movement.

The influence of using vibrations (both low and ultrasonic frequencies), rotation, rotation with angular die and combination of rotation and vibration on various metal forming processes has been investigated experimentally and numerically (finite element simulation) by several researchers for a while. The summary of the authors and their works are spresented in Table 2-6.

Table 2-6. Summary of the research work done in the field of vibration and rotation assisted forming process

Researcher Names and reference	Name of Forming Process Studied	Vibration and process parameters	Advantages/ Information obtained
M. Hayashi et al., 2003 [14]	Drawing	$f=15$ kHz, $a=1$ μ m,	Reduction in drawing force.

		$v = 0-1200 \text{ mm/s}$	
K. Siegert and A. Mock, 1996 [15]	Wire drawing	$f = 22 \text{ kHz}$, $a = 7-10.5 \text{ }\mu\text{m}$, $v = 1-10 \text{ m/min}$	Reduction in drawing force.
K. Siegert and Jochen Ulmer, 2001 [16]	Tube and wire drawing	$f = 20-22 \text{ kHz}$, $a = 0-46 \mu\text{m}$, $v = 5-340 \text{ mm/s}$	Drawing force reduction, Smooth surface.
Y. Ashida and H. Aoyama, 2007 [17]	Deep forming	$f = 11.4 \text{ and } 19.5 \text{ kHz}$, $a = 11.4 \text{ }\mu\text{m}$	Reduction of friction, wrinkling and cracking.
S.A.A. Akbari Mousavi et al., 2007 [18]	Extrusion	$f = 5-20 \text{ kHz}$, $a = 1-20 \mu\text{m}$, $v = 40 \text{ mm/s}$, $\bar{m} = 0.05$	Reduction of extrusion force and material flow stresses.
M. Rosochowska and A. Rpschpwski, 2007 [19]	back extrusion	$f = 20 \text{ kHz}$, $a = 8.5 \mu\text{m}$, $v = 20, 100, 200 \text{ and } 500 \text{ mm/s}$	Reduced friction and forming forces.
V.C. Kumar and I.M. Hutchings, 2004 [20]	Extrusion	$f = 20 \text{ kHz}$, $a = 10 \mu\text{m}$, $v = 50 \text{ mm/s}$	Reduction of friction forces.
M. Lucas and Y. Daud, 2009 [21]	Extrusion	$f = 20 \text{ kHz}$, $a = 3 \mu\text{m}$, $v = 380, 1000 \text{ and } 3000 \text{ mm/s}$ (radial mode) $v = 300, 500 \text{ and } 1000 \text{ mm/s}$ (radial mode) $\mu = 0, 0.05 \text{ and } 0.1$	Reduction in forming load due to the effective reduction during the interval of ultrasonic excitation.

C. Kaiyuan et al., 2009 [22]	Extrusion	$f=2-14$ kHz, $a= 50-200$ μm ,	Increase in bursting pressure of pipe, tensile yield strength, higher crystallinity, melting temperature, larger crystal sizes and more perfect crystals.
I. Yoshida and H. Ohsone, 1981 [23]	Rolling	$f=20$ kHz	Ductility and drawability due to the grain growth enhancement.
M. Lucasaet al., 2002 [24]	Upsetting	$f=20$ kHz, $a=10$ μm and $v= 100$ mm/min (maxi)	Reduction in mean forming load reduced barrelling due to reduction of friction coefficient.
M. Lucasaet al., 2000 [25]	Upsetting	$f=5-100$ Hz and $a=5-40$ μm	Reduction in mean force and decrease in mean flow stress to maintain plastic flow.
J-C. Hung and C. Hung, 2005 [26]	Hot upsetting	$f=20$ kHz ± 300 Hz, $a=5.6\mu\text{m}$ and $v=5-50$ mm/sec	Reduction in compressive loading force and friction between die and workpiece.
Y. Daud et al., 2007 [27, 28]	Tension and compression	$f=20$ kHz, $a=8$ μm , $v=5$ mm/min and $\mu=0.25, 0.001$	Reduction in mean stresses

S. A. Aziz and M. Lucas, 210 [29]	Upsetting	$f=20.8$ kHz, $a=10-20$ μm , $v=5-10$ mm/min	Reduction in mean forming force.
J-C. Hung et al., 2007 [30]	Upsetting	$f=20$ kHz, $a=5.6$ μm	Reduced flow stresses.
N.V.Polyakov and N.V.Mikhailov, 1966 [31]	Forging, rolling, drawing plants, hot forging and deep drawing	$f=5-40$ Hz, $a =0.6$ mm $f=15-100$ Hz, $a =0.15$ mm	Resistance of the material to deformation is decreased; degree of deformation increased and barrelling is reduced.
R. Ly et al., 2009-2010 [32, 33, 34 and 35]	Upsetting (Forging)	$f=30-110$ Hz, $a =2-25$ μm , $v=1-3$ mm/s	Reduction in mean forging load.
K. Armaghan et al., 2011 [36]	Upsetting (Forging)	$f=40$ Hz, $a =12, 67.6$ μm , $v=3$ mm/s	Gain in forging load reduction.
K. Siegert and J. Ulmer, 2001 [37]	Strip drawing	$f=20-22$ kHz, $a=1-10$ μm and $v=340$ mm/s	Friction force reduction.
R. Pohlman and E. Lehfeldt, 1966 [38]	Wire drawing	$f=20$ kHz	Boundary friction can be reduced.
M. Lucas, 1996 [39]	Ultrasonically assisted forming process	$f=20$ kHz	Reduced friction forces
A. Eaves et al.,	Tube drawing	$f=25-150$ kHz, $a=12$ μm	Drawing force

1975 [40]		and $v=300$ mm/min	reduction.
Gracious Ngaile and Cristina Bunget [41]	Micro extrusion	$f=20$ kHz, $a=20$ μ m and $v=1$ mm/sec	Reduction in friction cause forming load reduction.
C. Eddy et al., 2003 [42]	Compression twist forging	Torque capacity= 0-20 N-m	Uniform stress distribution, low normal forces and moments.
G-Y Tzou and M-N Huang, 2008 [43]	Rotation compression	$\omega=0.16$ rad/sec	Determination of compression pressure, radial stress of clad cylinder and different layers.
S. S. Youn et al., 2004 [44]	Forging	$v=1$ mm/sec, $\bar{m}=0.4$ and $\omega=0, 0.122, 0.264, 0.446, 0.572, 0.723, 0.836, 0.968$ rad/sec	Reduction in bulging, Reduction in forming load, uniform distribution of relative density, improvement of dead zone and uniform distribution of effective strain.
X. Shuqin and F. Yuan, 1997 [45]	Upsetting and complex forming	Not specified	Reduction in forming load.
J. H. Park et al., 2001 [46]	Rotational upset forging	$v=1$ mm/sec, $\bar{m}=0.4$ and $\omega=0.04-0.18$ rev/sec	Decrease in axial forming load, even strain distribution, rigid zone and

			bulging of material is reduced, can improve initial cast structure and avoid anisotropy of forging product.
Y. H. Kim et al., 2001 [47]	Twist-assisted upset forging	$v=1$ mm/sec, $\bar{m}=0.1-0.9$ and $\omega=0.06-0.16$ rad/sec	Decrease in axial forming load, even strain distribution, rigid zone and bulging of material is reduced, can improve initial cast structure and avoid anisotropy of forging product.
G-Y. Tzou et al., 2006 [48]	Rotation compression	$\omega=0$, $\omega=0.16$ rad/s, and $\mu=0.214$	Reduction in bulging and compressive force.
C-J. Chen et al., 2006 [49]	Twist compression	$v=1$ mm/sec, $\omega=0$, $\omega=0.5$ rad/s and $\bar{m}=0.7$	Compression force decreases
J. Nowak et al., 2008 [50]	Orbital forging	$v=2$ mm/sec, $\omega=400$ rpm	Large deformation without danger of material failure, reduction in forging load.
X. Han and L. Hua, 2009 [51 and 52]	Cold rotary forging	$v=1$ mm/sec, $\omega=300$ rev/min, $\gamma=2^\circ$ and $\bar{m}=0.15$	Power and force necessary to deform the workpiece are reduced
X. Han and L.	Cold rotary	$v=0.2, 0.3, 0.6, 1, 2, 3$	Impact of different

Hua, 2009 [53]]	forging	and 4 mm/sec, $\omega = 75, 100, 150, 300,$ 500, 1000 and 1500 rev/min $\gamma=0.5^\circ, 1^\circ, 2^\circ, 3^\circ, 4^\circ, 5^\circ,$ 6° and 7° $\bar{m}=0.15$	feed rate of lower die, angular velocity of upper die, inclination angle has been analyzed that shows homogeneous deformation of cylindrical work piece, axial forging force and moment can be controlled by these parameters.
E. Appleton and R. A. C. Slater, 1973 [54]	Rotary forging	$\omega = 793$ rev/min $\gamma=2^\circ, 4^\circ, 6^\circ, 8^\circ$ and 10°	Improved metal flow.
T. Canta et al., 1998 [55]	Rotary upsetting, backward extrusion	$v=0-4$ mm/sec $f=0-5$ Hz $\gamma=4^\circ$	The total energy in rotary forging processes is slightly bigger than in conventional forming due to the complex mechanism of the former. However, the load is smaller by rotary forging than in conventional one due to the smaller contact area of the workpiece to the conical die.
W. Guangchun and Z. Guoqun,	rotary forging	S =feed rate=1.34 mm/rev, $\bar{m}=0.2$ and $\gamma=4^\circ$	Absolute value of axial stress decreases.

1999 [56]			
J. Zhi-hong and C. Gai-pin, 2010-2011 [57 and 58]	Vibrational rotary forging	$v=0.5\text{mm/sec}$ $\omega = 256 \text{ rev/min}$ $f=0, 20, 50\text{and } 80 \text{ Hz}$ $a=0, 0.3, 0.5 \text{ and } 0.8$	Surface and volume effects have appeared. Surface effects are more prominent at higher amplitude keeping frequency constant and for volume effect it's vice versa.

From the review of this bibliography study, following important conclusions can be made

- Majority of the researchers worked on the individual process and vibration parameters to show the advantage of the use of vibration in forming processes,
- Very few researcher have discussed the effect of material coefficient of viscosity in the forming process as some assume elastic plastic material behaviour and some used material behaviour law that including hardening coefficient only,
- Researcher main emphasis were to perform experiments and finite element simulations and no analytical model has been presented to describe the process force reduction due to the application of vibration in forming process,
- Only one type of vibration waveform is studied i.e. sinusoidal, no one has tried to use other waveform such as triangular and square waveforms.
- Only one vibration source has been applied in the forming process, the detail of forming process with multi vibrations sources has never been discussed.

In order to address these short comings, detailed research work was performed and is presented in Chapters 3, 4 and 5.

Part II

Analytical modeling, finite element simulations and experiments for forging process with single vibration source

Chapter 3 Modelling Metal Forming Process with Single Vibration Source

3.1 Introduction

From the brief review presented in chapter 2, the influence of using vibrations (both low and ultrasonic frequencies) on various metal forming processes has been investigated experimentally and by finite element simulation by several researchers. However, most of the studies have demonstrated the desirable effects of vibration-assisted forming process and researchers have experimented with different process and vibration parameters e.g. changing process (die), friction coefficients, velocity, amplitude and frequency of vibration to obtain these desirable effects in the forming process. Very few have discriminated the origin of the phenomena involved (rheologic, etiologic or both). The extent to which each of these mechanisms specifically affects a process remains unclear. Experimental techniques for isolating these influences are yet to be developed.

3.2 Objectives

The main objectives of this section are:

- To develop analytical models for vibration assisted forming process with single vibration source (vibration applied in axial direction i.e. in the direction of reduction height of a workpiece)
- To use different types of waveforms (sinusoidal, square, rectangular and triangular) in metal forming process i.e. to obtain control on duty cycle (involving signal (ramp) rise and fall time)
- Verification of analytical models with help of finite element simulations (2D) in FORGE2008®

Also, there is no detailed analytical model currently to explain the working of vibration assisted forming process and how the process and vibration parameters interact collectively to obtain the most desirable phenomenon i.e. gain in forming force reduction in forming process. Thus in the following sections, an analytical model is proposed as an attempt to answer those questions. Results of finite element simulations are also presented in succeeding sections to verify this model in FORGE2008®.

3.3 Analytical method for determining forging force for upsetting of a cylindrical workpiece

Fundamental calculations used in metal forming analysis involve a forming load estimate, which is useful in selecting the size of equipment required to form the product. This estimation has been improved upon by more elaborated approximate solution techniques such as the slab method, the slip-line method, the upper bound and lower bound methods, Hill's general method, and, finally, the finite element methods. These methods have been employed to estimate not only the forming load, but also the material flow pattern and the stress distribution. The first two methods, i.e., the slab method and the slip-line method, solve the field Eq.s in a differential form directly with certain degree of simplification. On the other hand, the other methods solve the field equations in an integral form derived from the associated energy theorems (Taylan Altan et al., 2004) [1]. Except for the FEMs, application is generally limited to metal forming processes with simple geometry and idealized materials laws (handbook of workability and process design, page 220) [2].

In the following section, the classical method known as Slice/slab Method (T. Altan et al., 1983 [3] and G. E. Dieter et al., 2003 [4]) is used to develop the analytical model and calculating forging force. This method can be used for forging processes with and without vibrations. This method is easy to apply and is quite simple but can only be used for simple geometry.

3.3.1 Principle of the Slab/Slice Method

Slab/Slice method is one of the famous methods used to calculate the forging load. In this method, forging load is calculated over one slab of material and is integrated over the whole volume to determine the complete load.

3.3.2 Limitations of the Slab/Slice Method

Before using slab method in the analysis, following assumptions/limitations should be kept in consideration:

- Shape of the workpiece will remain same as it was before i.e. cylinder remains cylinder and parallelepiped will be parallelepiped,
- No thermal effect will be considered during the forging process,
- Only applicable to visco-plastic domain.

Here, the goal of applying this method is to predict the gain in forging load reduction with the use of vibrations as compare to no vibration for the given forging process. The simplest case of upsetting of a cylindrical workpiece (workpiece) between two rigid dies will be considered. The friction is taken into account using a Coulomb model hence,

$$\tau = \mu\sigma_n \quad 3-1$$

Here μ is the Coulomb coefficient and σ_n is the normal stress at the interface. The dies are supposed to be rigid, and it is assumed that reduction in height of the workpiece $h(t)$ is imposed through the displacement of the upper die. Moreover, the geometry of the given workpiece is supposed to be conserved during deformation, i.e. workpiece will remain cylindrical and no barrelling is considered. Stress is assumed to vary principally in the radial direction, where the material flow occurs, thus stresses will be solely functions of the radius. Hence, one can consider that the stresses are constant in a slice as shown in Figure 3-2.

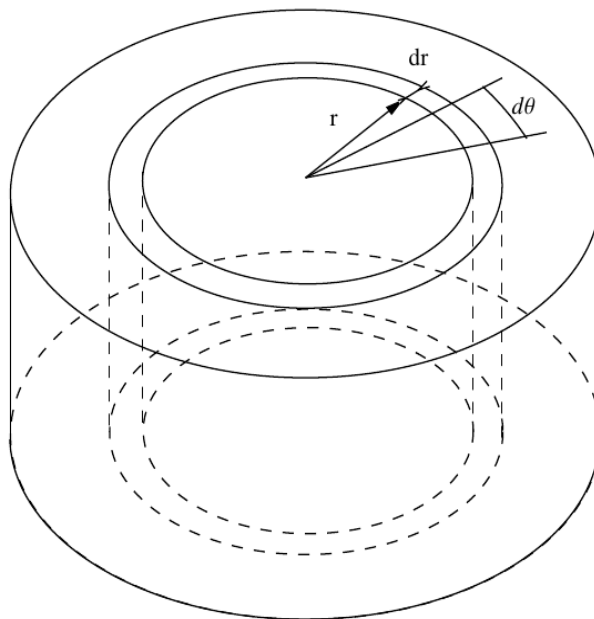


Figure 3-1. Simplified model of the upset cylinder (Slice Method for determining upsetting force).

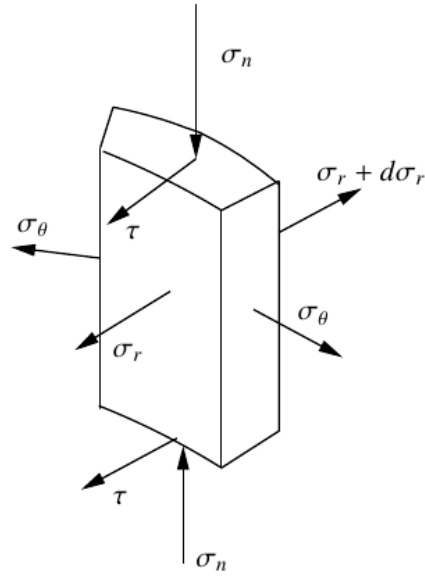


Figure 3-2. Stress Equilibrium diagram for one small slice.

Writing the force equilibrium Eq. for a slice shown in Figure 3-2 gives:

$$(\sigma_r + d\sigma_r)(r + dr)hd\theta - \sigma_r(d\theta)rh - 2\sigma_\theta hdr \sin \frac{d\theta}{2} - 2\mu\sigma_n r dr d\theta = 0 \quad 3-2$$

The angle $d\theta$ is very small. Thus, one can use the approximation:

$$\sin \frac{d\theta}{2} \approx \frac{d\theta}{2} \quad 3-3$$

For axi-symmetric deformation:

$$\sigma_\theta = \sigma_r \quad 3-4$$

Hence, replacing the terms of Eq. 3-3 and Eq. 3-4 into Eq. 3-2 and only keeping terms in the first order, the equilibrium Eq. can be rewritten as:

$$rhd\sigma_r - 2\mu\sigma_n r dr = 0 \quad 3-5$$

Since it is assumed that a plastic flow occurs, stresses verify the relationship:

$$\sigma_n = \sigma_z = \sigma_0 - \sigma_r \quad 3-6$$

Here, σ_0 is the yield stress. Finally, using this latest relation, the following Eq. is obtained:

$$\frac{h}{2\mu} \frac{d\sigma_r}{dr} + \sigma_r = \sigma_0 \quad 3-7$$

Solving this ordinary differential Eq. for the boundary condition $\sigma_r(r_e) = 0$, r_e being the external radius of the cylinder, the solution is given by:

$$\sigma_r(r) = \sigma_0 \left[1 - \exp\left(\frac{2\mu}{h}(r_e - r)\right) \right] \quad 3-8$$

$$\sigma_z(r) = \sigma_0 \exp\left(\frac{2\mu}{h}(r_e - r)\right) \quad 3-9$$

These solutions give some insight into the effects of a varying yield stress. Looking at Eq. 3-5, it can be deduced that radial stress is induced by the presence of the friction. This radial stress will increase the normal stress and thus the friction force. Hence, letting the yield stress vary in the model also has an effect on the friction force.

Integrating on the interface on one of the dies the normal stress given in Eq. 3-9, one can get the classical result for the forging load:

$$F = \frac{\pi r_e h}{\mu} \sigma_0 \left(\frac{e^A - 1}{A} - 1 \right) \quad 3-10$$

Where $A = \frac{2\mu r_e}{h}$. Note that this result can also be extended to the case of a Tresca model of the friction force:

$$\tau = \bar{m} \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \quad 3-11$$

With \bar{m} is respectively the Tresca coefficient of friction. Replacing μ with \bar{m} in Eq. 3-10, the forging load can be rewritten as a function of the height:

$$F(t) = \Psi(h(t))\sigma_0 \quad 3-12$$

Where, $h(t)$ denotes the instantaneous height of the workpiece. This height depends on the movement of dies.

Relating the incremental strain to $h(t)$ gives:

$$\varepsilon(t) = \frac{h_0}{h(t)} - 1 \quad 3-13$$

Here h_0 is the initial height, and deriving the deformation rate from this expression, the strain rate is given by:

$$\dot{\varepsilon}(t) = \frac{-h_0 \dot{h}(t)}{h^2(t)} \quad 3-14$$

It is now possible to introduce a dependency of the yield stress to the vibration using a constitutive law i.e.:

$$\sigma_0(t) = \sigma_0(\varepsilon(t), \dot{\varepsilon}(t)) \quad 3-15$$

Thus, if we want to describe a dependency of the yield stress on the vibration, the forging load can be expressed as:

$$F(t) = \Psi(h(t))\sigma_0(\varepsilon(t), \dot{\varepsilon}(t)) \quad 3-16$$

Since this work focuses on a visco-plastic material, this expression will be used in conjunction with a Norton-Hoff constitutive law:

$$\sigma_0 = k\varepsilon^n \dot{\varepsilon}^m \quad 3-17$$

Where k is the consistency of material, n is a hardening coefficient, and m is a sensitivity to strain rate. We didn't consider any temperature term here. This work addresses cold forging and we will focus on only low frequencies. In next sections, the case of application of sinusoidal and triangular vibrations in the forging process will be considered.

3.4 Influence of waveform on the vibration assisted metal forming process

In this section, two waveforms are presented that will be used in the vibration assisted metal forming process. First traditional sinusoidal waveform will be used and secondly, triangular wave form will be introduced in order to take signal duty cycle i.e. ratio of signal going uptime to signal total time.

3.4.1 Use of Sinusoidal waveform

Replacing the Norton-Hoff law given by Eq. 3-17 into the expression Eq. 3-16 of the forging load yields:

$$F(t) = \Phi(t)\varepsilon^n(t)\dot{\varepsilon}^m(t) \quad 3-18$$

$$\Phi(t) = k\Psi h(t) \quad 3-19$$

To describe the movement of the dies, the height of the workpiece as a function of time is:

$$h(t) = h_0 + v_0 t + \frac{v_1}{2\pi f} \text{Sin}(2\pi f t) \quad 3-20$$

Here v_0 is the constant component of the die's speed, $v_1/2\pi f$ is the amplitude $a_1(t)$ of the sinusoidal vibration which is superimposed, and f is the frequency. In this model, no distinction is made whether the vibration is applied to one or the other of the die since the geometry is supposed to remain cylindrical, and thermal effects are neglected.

From this expression, the speed of the die is written as:

$$\dot{h}(t) = v_0 + v_1 \text{Cos}(2\pi f t) \quad 3-21$$

For the upsetting process at constant speed, we can put $v_1 = 0$ in the Eq. 3-21 which results in $\dot{h}(t) = v_0$. Hence, using Eq.s 3-13, 3-14 and 3-18, the expression of the forging load for no vibrations is given by:

$$F_0(t) = \Phi(\bar{h}(t)) \left[\frac{h_0}{h(t)} - 1 \right]^n \cdot \left[-\frac{h_0 v_0}{h^2(t)} \right]^m \quad 3-22$$

Whilst in the presence of sinusoidal vibrations, the forging load is:

$$F_s(t) = \Phi(\bar{h}(t)) \left[\frac{h_0}{h(t)} - 1 \right]^n \cdot \left[-\frac{h_0(v_0 + v_1 \text{Cos}(2\pi f t))}{h^2(t)} \right]^m \quad 3-23$$

In order to evaluate effect of vibration, it is convenient to define the ratio $\frac{F_s}{F_0} = \bar{G}$

The final result is obtained as

$$\bar{G}(t) = \left[\frac{v_0 + v_1 \text{Cos}(2\pi f t)}{v_0} \right]^m = [1 + R \text{Cos}(\omega t)]^m \quad 3-24$$

Here, the speed ratio $R = v_1/v_0$ has been introduced in order to ensure that the plastic flow is maintained. By examination of Eq. 3-24 if $|v_1(t)| \leq |v_0(t)|$, the condition is respected. In the particular case of the sinusoidal vibration, this means that $0 \leq R \leq 1$. Actually, this condition is not strict, and the model could be extended to the case where $R > 1$ by letting the forging load being equal to zero in the time interval where $v_1(t) > v_0$, which would

describe the fact that since, no elasticity is considered in the model, a loss of contact between the die and the workpiece would occur. This case will not be considered here. The ratio in Eq. 3-24 represents the forging load with vibration normalized with that without vibration. This expression indicates that:

- During the application of vibration, the forging load will oscillate over and under the value needed without vibration,
- The ratio is bounded by $(1 - R)m \leq \bar{G}(t) \leq (1 + R)m$ independent of the material consistency k and the hardening coefficient n ,
- During the application of vibration, the forging load can be driven to zero if $R = 1$ when the relative speed between the die and the workpiece is equal to zero.

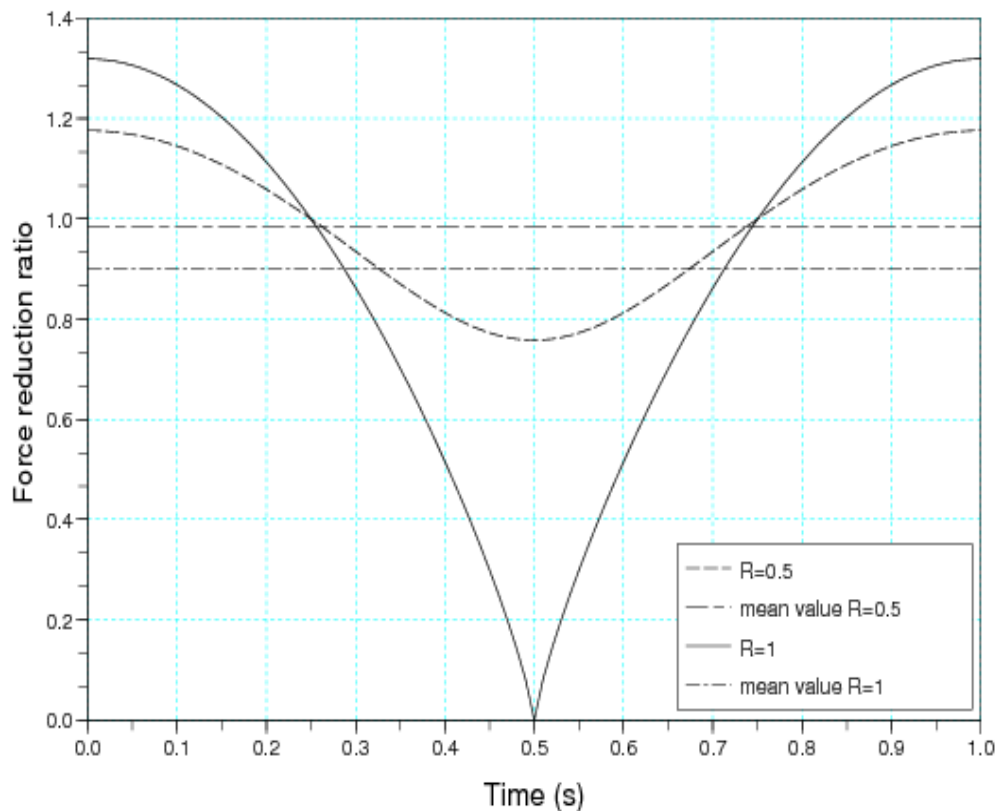


Figure 3-3. Evolution of the force reduction ration versus time at 1 Hz.

Figure 3-3 illustrates the function $\bar{G}(t)$ over one period ($f=1$ Hz, $m=0.4$) for the speed ratio $R = 0.5$ and $R = 1$. On the same figure, the mean value of the force reduction ratio is represented, and it can be concluded that the greater the speed ratio, the higher the benefit of the vibration (in the mean value). This is a consequence of the nonlinear form of the viscosity term in the Norton-Hoff law which assumes that $m < 1$, thus on average, speed

values over the mean speed have less weight. From the preceding observation, it can be concluded that in order to estimate the effectiveness of the vibration, the mean value of the normalized force is a better criterion.

As a compressive deformation is considered, it should thus always be positive or nil over a period of the vibration. For all values of R between 0 and 1, function $\bar{G}(t)$ is periodic, defined and positive. One can therefore calculate its value for one entire period.

$$\bar{G} = \frac{2}{T} \int_0^{T/2} (1 + R \cos(\omega t))^m dt \quad 3-25$$

By taking the derivative of the function $y = (1 + R \cos(\omega t))^m$, we obtain

$$dy = -\omega \sqrt{R^2 - (y - 1)^2} dt$$

The average gain is written as:

$$\bar{G} = \frac{2}{T\omega} \int_{1+R}^{1-R} \frac{y^m}{\sqrt{R^2 - (y - 1)^2}} dy = \frac{1}{\pi} \int_{1+R}^{1-R} \frac{y^m}{\sqrt{R^2 - (y - 1)^2}} dy \quad 3-26$$

3.4.1.1 Exact solution

Integral defined in Eq. 3-26 is very much complicated to calculate. There exist a special case i.e. $R = 1$. It means that velocity of the vibration cancel out the velocity of constant die velocity at one particular. We obtained the solution as:

$$\bar{G} = \frac{2^m \text{Gamma}(m + 0.5)}{\sqrt{\pi} \text{Gamma}(m + 1)} \quad 3-27$$

The special function $\text{Gamma}(x)$ is defined by $\text{Gamma}(x) = \int_0^\infty t^{x-1} e^{-t} dt$.

The exact solution is presented in the Figure 3-4. Average gain is presented as variation of force ratio (with and without vibration) as a function of coefficient of sensitivity to strain rate. For smaller speed ratio, an analytical solution can be also calculated in terms of special function:

$$\bar{G} = (1 + R)^m {}_2F_1 \left[0.5, -m, 1, \frac{2R}{R + 1} \right] \quad 3-28$$

Here ${}_2F_1[a, b, c, y]$ is the Gauss hyper-geometric function.

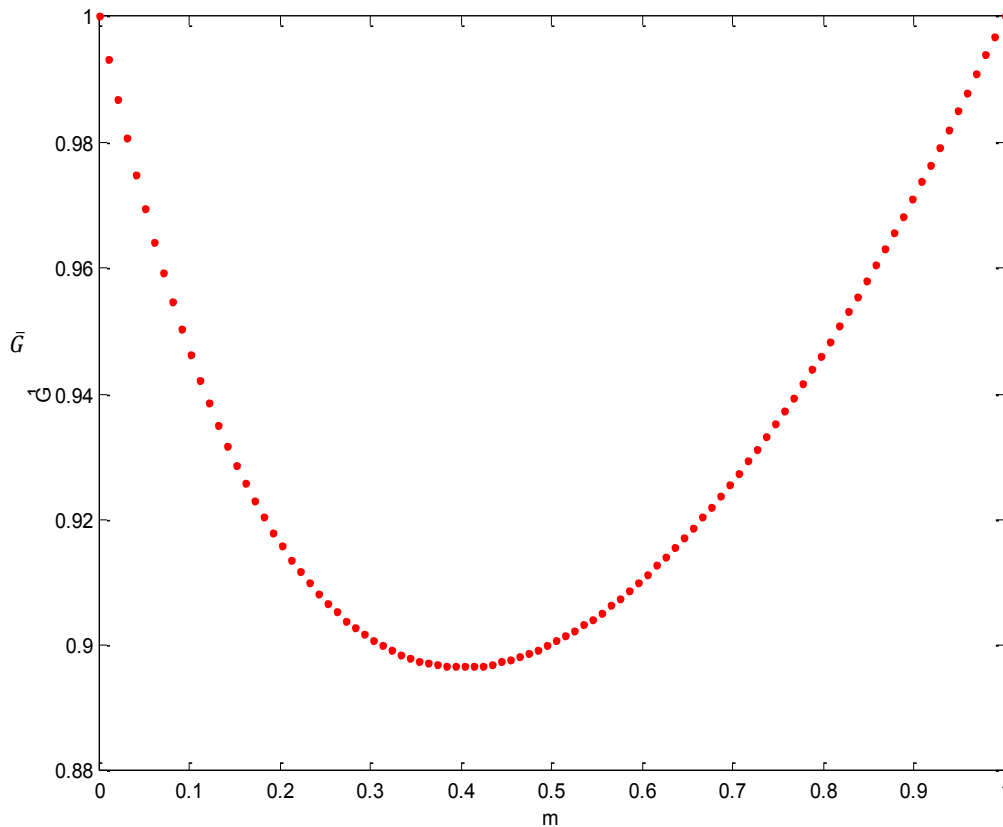


Figure 3-4. Average gain as a function of coefficient m .

We can remark that gain in the forging process is 10%, which is the same for the cylindrical workpiece. It is independent of the time. Gain is also independent of the friction force. In contrast, it strongly depends on m , which is the exponent of the deformation rate.

3.4.1.1 Approximate solution

The approximate solution is also possible for the function defined in Eq. 3-24. Relation

$\frac{F_s}{F_0} = \bar{G}$ can also be calculated by Taylor's series of order 4 for function $(1 + R\cos(\omega t))^m$.

One can obtain the following:

$$\begin{aligned}
 (1 + R\cos(\omega t))^m = & 1 + mR\cos(\omega t) + \frac{m(m-1)}{2}R^2\cos^2(\omega t) \\
 & + \frac{m(m-1)(m-2)}{6}R^3\cos^3(\omega t) + \frac{m(m-1)(m-2)(m-3)}{24}R^4\cos^4(\omega t) \\
 & + \epsilon
 \end{aligned}
 \tag{3-29}$$

The integral can be calculated and after calculation, following result can be obtained.

$$\bar{G} = 1 + \frac{m(m-1)}{4}R^2 + \frac{m(m-1)(m-2)(m-3)}{64}R^4 \quad 3-30$$

Series $(1 + R\cos(\omega t))^m$ can be expanded up to order 6. The calculation of the integral can be done again and result obtain is:

$$\bar{G} = 1 + \frac{m(m-1)R^2}{4} + \frac{m(m-1)(m-2)(m-3)R^4}{64} + \frac{m(m-1)(m-2)(m-3)(m-4)(m-5)R^6}{2304} \quad 3-31$$

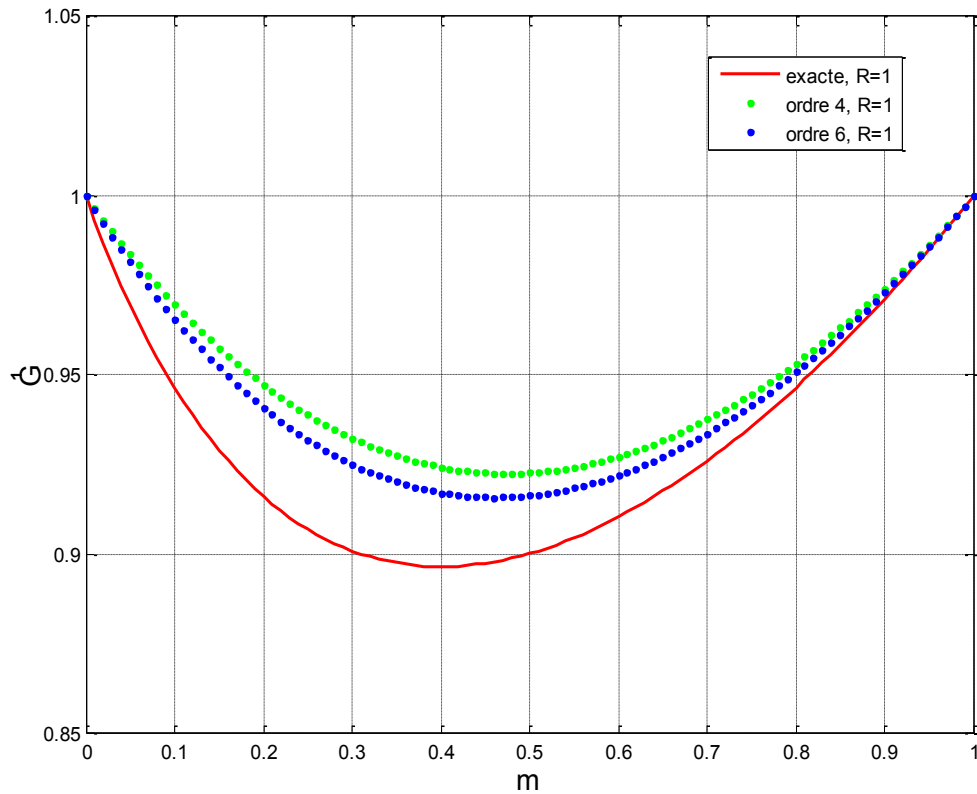


Figure 3-5. Comparison of exact and series solution of order 4 and 6 for $R=1$.

From Eq. 3-31, it can be concluded that the mean normalized force reduction ratio \bar{G} is a decreasing function with respect to R , since only even power of this variable appears and the polynomial has negative coefficients for powers greater than zero ($0 \leq m < 1$).

We still need to study the dependency of \bar{G} with respect to m ($0 < m < 1$) for different value of R . The curves obtained are represented in Figure 3-5. For comparison, the cases $R = 0.5$ and $R = 1$ were selected, and confirm the property discussed before. The mean force reduction ratio has a minimum at $m = 0.4$, where a reduction of nearly 10% occurs. From a practical point of view, values of m larger than 0.4 are rarely encountered and thus it can be concluded that in the case of sinusoidal vibrations, the force reduction is more important in the case of materials with a high dependency on strain rate.

Remarks:

Our model is valid for velocity ratio until $R=1$, after that the gain predicted with the help of this model is not reliable.

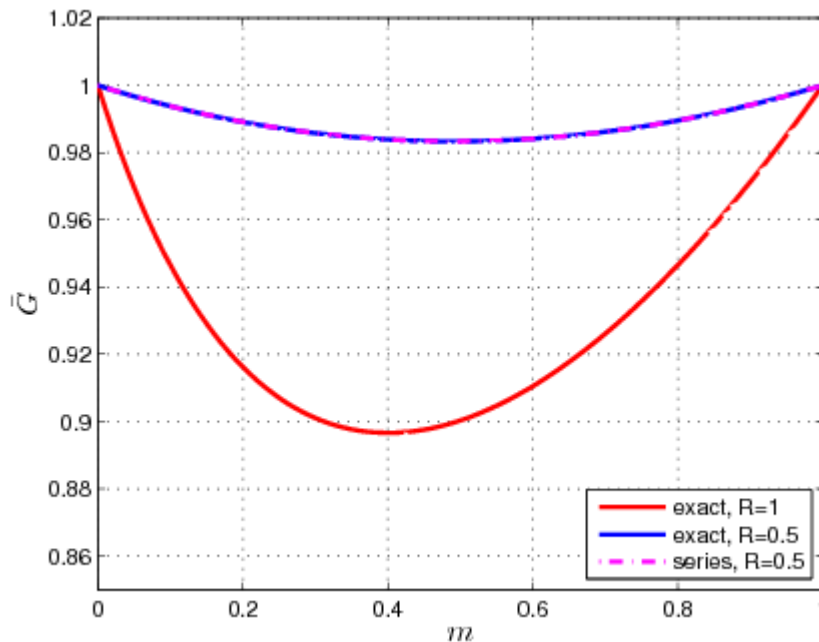


Figure 3-6. Average value of gain as a function of coefficient m .

Similarly, one can take the case of a parallelepiped. If a parallelepiped workpiece has been taken and method of slice has been applied, then forging force is given by the formula:

$$F = K\sigma_0 \left[1 + \bar{m} \frac{a}{2h} \right] \quad 3-32$$

With $K = \frac{4\alpha L}{\sqrt{3}}$ and $\sigma_0 = k\varepsilon^n \dot{\varepsilon}^m$

Formulas used for calculation in this study are same as discussed in case of forging of cylindrical workpiece. It is supposed that deformation rate (variation in the height of

workpiece) is given by the addition of both velocity of the upper die and velocity introduced by the movement of piezoelectric actuators. Therefore, we obtained:

$$\dot{h}(t) = v_0 + v_1 \cos(2\pi f t)$$

$$h(t) = h_0 + v_0 t + \frac{v_1}{2\pi f} \sin(2\pi f t)$$

$$\bar{\varepsilon}(t) = \frac{h_0}{h(t)} - 1$$

$$\dot{\bar{\varepsilon}}(t) = -\frac{h_0 \dot{h}(t)}{h^2(t)}$$

It is supposed that the cross section of the workpiece remain constant and rectangular and there is no deformation in the longitudinal direction. Thus we obtained:

$$a(t) = \frac{a_0 h_0}{h(t)}$$

Thus final formula for the forging force is given by:

$$F(t) = K k \dot{\bar{\varepsilon}}(t) \bar{\varepsilon}(t) \left[1 + \bar{m} \frac{a(t)}{2h(t)} \right] \quad \mathbf{3-33}$$

The effect of vibration is very little in the evolution of the height and length of workpiece, so an approximation can be used as:

$$h_1(t) = h_0 + v_0 t$$

$$a_1(t) = \frac{a_0 h_0}{h_0 + v_0 t}$$

Now, two cases should be considered:

- There are no sinusoidal vibrations: $v_1 = 0$,
- We have sinusoidal vibrations with peak to peak amplitude $A_1 = \frac{v_1}{\pi f}$ and the vibration pulsation $\omega = 2\pi f$.

With no vibration, expression of forging force will become:

$$F_0(t) = Kk \left[\frac{h_0}{h_1(t)} - 1 \right]^n \cdot \left[-\frac{h_0 v_0}{h_1^2(t)} \right]^m \left[1 + \bar{m} \frac{a(t)}{2h(t)} \right] \quad 3-34$$

With the sinusoidal vibrations and taking the approximations of height $h_1(t)$ and length $a_1(t)$, the forming force will become:

$$F_0(t) = Kk \left[\frac{h_0}{h_1(t)} - 1 \right]^n \cdot \left[-\frac{h_0(v_0 + v_1 \cos(2\pi f))}{h_1^2(t)} \right]^m \left[1 + \bar{m} \frac{a(t)}{2h(t)} \right] \quad 3-35$$

The normalized force ratio or gain in the forging process can be easily calculated as:

$$\bar{G}(t) = \left[\frac{v_0 + v_1 \cos(2\pi f)}{v_0} \right]^m = [1 + R \cos(\omega t)]^m \quad 3-36$$

We can conclude that the load reduction is the same as that for a cylindrical workpiece.

3.4.2 Use of triangular waveform

As mentioned before, due to the strain rate, the forging load oscillates between high and low values. However, the non linearity of the viscosity tends to mitigate the effect of high deformation rates. This is visible on Figure 3-3, where the increase of the forging loads maximum values for $R = 0.5$ and $R = 1$ are close. In contrast, low speed will greatly reduce the stress. This suggests using a different waveform which would alternate:

- During a large amount of the period at low speed v_1^+
- The rest of the period imposing a larger deformation rate by a high speed movement of the die (speed v_1^-), in order to reduce the mean load over a period.

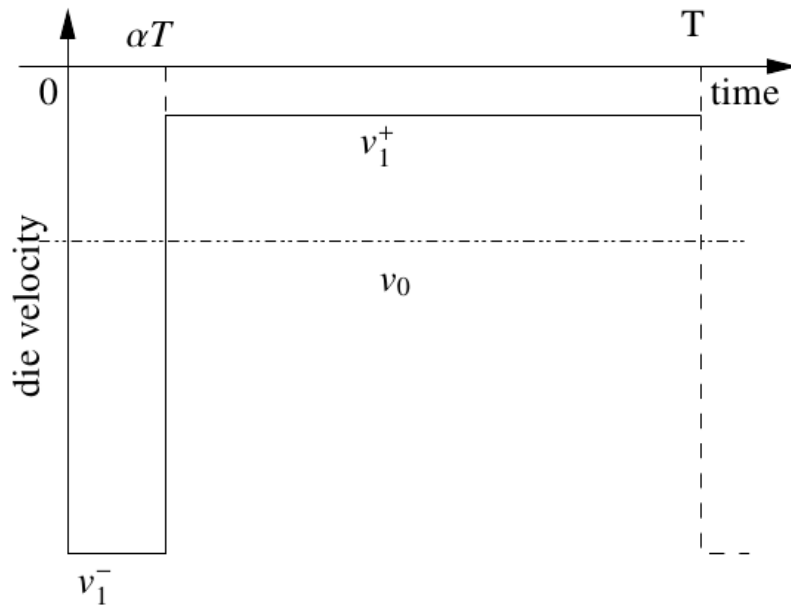


Figure 3-7. Velocity profile of triangular wave.

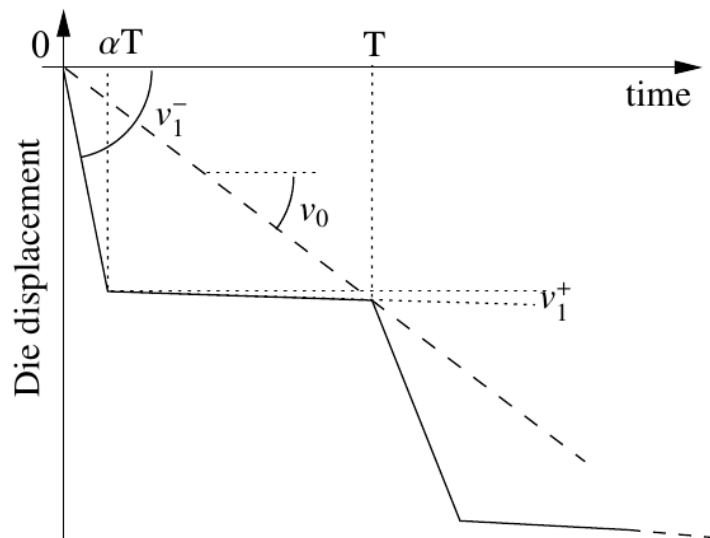


Figure 3-8. Die displacement with triangular waveform.

The simplest way to realize these requirements is to use a square waveform with a variable duty ratio α for the speed. Figure 3-8 illustrates such a die velocity profile. The resulting (upper) die displacement is represented on Figure 3-9 which is a triangular waveform with constant drift. The slope of the drift corresponds to the mean speed v_0 given by the Eq.:

$$v_0 = \frac{1}{T} \int v(t) dt = \alpha v_1^- + (1 - \alpha) v_1^+ \quad 3-37$$

Introducing the velocity amplitude of the square wave $A = v_1^+ - v_1^-$, the Eq. 3-37 can be rewritten as:

$$v_0 = \frac{1}{T} \int_T v(t) dt = v_1^- + (1 - \alpha) A \quad 3-38$$

Most of the benefits of the proposed strategy will be attained if $v_1^+ = 0$, that leads to $v_1^- = -A$ and then:

$$v_0 = -\alpha A \quad 3-39$$

It shows that two “design” parameters are left for the speed waveform.

With such a speed waveform $v_1^+ = 0$, the expression of the mean force reduction is remarkably simplified

$$\begin{aligned} \bar{G} &= \frac{1}{T} \int_0^T G(t) dt = \frac{1}{T} \int_0^T \frac{v_1(t)}{v_0} dt \\ &= \frac{1}{T} \int_0^{\alpha T} \left(\frac{v_1^-}{v_0} \right)^m dt + \frac{1}{T} \int_{\alpha T}^T \left(\frac{v_1^+}{v_0} \right)^m dt \end{aligned} \quad 3-40$$

Using the assumption $v_1^+ = 0$ (limit of unloading), the expression simplifies to:

$$\bar{G} = \left(\frac{v_1^-}{v_0} \right)^m \alpha + \left(\frac{v_1^+}{v_0} \right)^m (1 - \alpha) \quad 3-41$$

$$\bar{G} = \alpha \left(\frac{v_1^-}{v_0} \right)^m \quad 3-42$$

Replacing the expression Eq. 3-42, the mean force reduction ratio is given by:

$$\bar{G} = (\alpha)^{1-m} \quad 3-43$$

From this relation, since $0 < m < 1$, it can be deduced that smaller the duty ratio, the larger will be the reduction of forging effort as shown in Figure 3-9. This in turn implies high velocities, which can be a problem in practice, as this would imply the use of high dynamic auxiliary actuators to realize the vibration. Another “surprising” conclusion is that, using this model, optimizing the velocity waveform leads to a strategy somewhat similar to incremental forging processes.

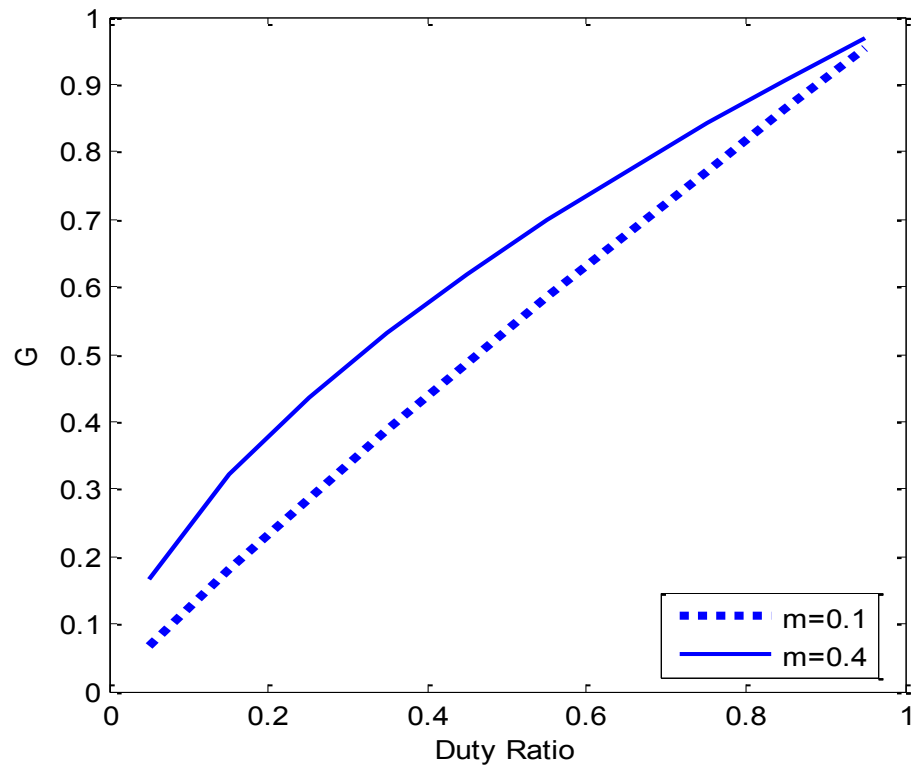


Figure 3-9. Effect of the duty ratio on the normalized force reduction (gain).

Figure 3-10 shows the mean force reduction ratio for $\alpha = 0.1$ and 0.5 , and different values of sensitivity to strain rate m . Contrary to the case of Sinusoidal vibrations, the material with lower viscosity performs better, and the reduction of the effort can reach values as high as 90 %.

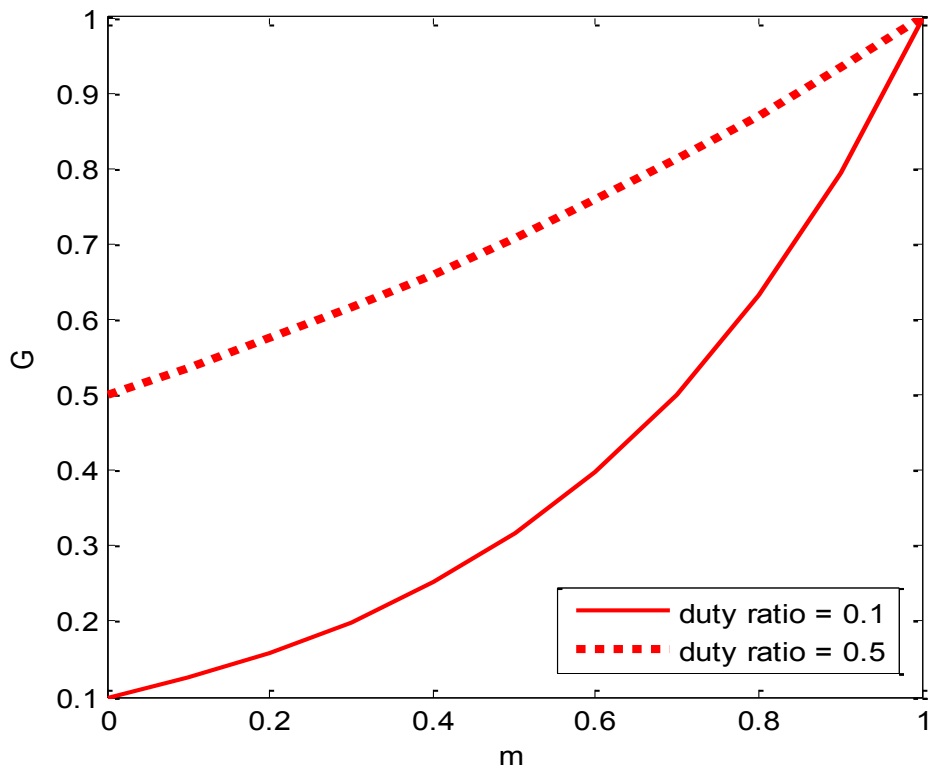


Figure 3-10. Gain in forging force reduction as function of coefficient m (for duty ratio 0.1 and 0.5).

3.5 Finite Element modeling and simulation of forging process (2D) with vibration in FORGE2008®

The main features of this FEM model are that the mean value of the normalized forging load:

- Remains constant along the process,
- Does not depend on the material consistency and its hardening coefficient,
- Does not depend on the geometry.

However, these properties could be a consequence of the assumption on the material flow that underlies the model. In practice, the material is not only flowing in radial direction; the stresses are more complicated under the influence of friction effect, which results in the barrelling of the workpiece. Hence, although the model does take into account the effect of friction as shown in section 3, their effect on the geometry are ignored.

The main objective of this section is to use finite element method (FEM) software Forge2008 ® for simulation of the forging process, including vibrations, to validate the

proposed analytical model. The simulation parameters were chosen as close as possible to the assumption underlying the model in order to evaluate the influence of the kinematic both in the case of sinusoidal and triangular vibration waveforms. For the different configurations, the vibration was simulated by imposing the upper die speed as depicted in Figure 3-11. This condition is imposed by the software used which can only simulate the movement of the upper die using data stored in a file. In the case of vibration, the file size limitation causes the simulator slow down due to continuous data reading. For the upper die, a FORTRAN routine can be used in place of stored data to simulate its movement. From preliminary simulations, no significant difference has been observed in the results for these two simulating approaches, the later technique was adopted. In the simulations presented here, upper die speed v_0 is 3 mm.s^{-1} , which was the speed used for experiments Ly et al (2010) [35].

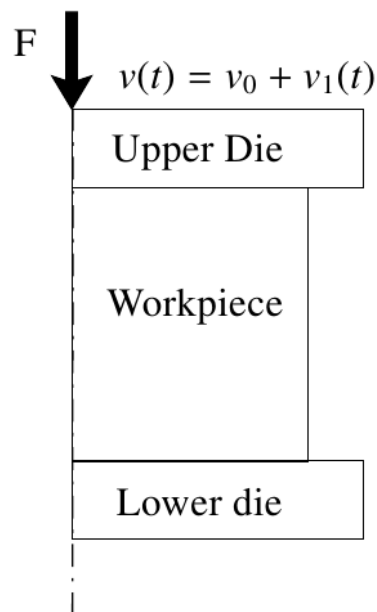


Figure 3-11. Schematic of model used in FORGE2008 ®.

3.5.1 Simulation protocol for sinusoidal vibrations

The analytical model shows that the maximum gain is obtained for a unitary speed ratio, hence the value of v_1 is chosen such that the frequency f and amplitude a of the sinusoidal vibration respect the relationship i.e. $v_0 = 2\pi af$. Low frequencies were used in the range of 40 to 125 Hz, the amplitude being calculated accordingly. The simulation was first undertaken assuming pure visco-plastic behaviour. Consistency 'K' and hardening

coefficient ‘ n ’ of the material were kept constant, while the sensibility of strain rate ‘ m ’ was varied in the range of 0.1 to 1 to compare it with the analytical model. Thermal effects were cancelled, and the friction is modelled using a Tresca model with ‘ \bar{m} ’ = 0.8. Table 3-1 summarizes the different parameters as well as the geometry of the workpiece used.

Table 3-1. FEM Model description for forging process in FORGE 2008 ®.

Workpiece material	$k = 161.9 \text{ Mpa}, n = 0.2, 0.1 \leq m \leq 0.9$
Tresca friction coefficient	$\bar{m} = 0.8$
Workpiece dimensions	40×40 mm
Workpiece final height	15 mm
Simulation model	Axi-symmetric
FEM software	FORGE2008®
Die	Non deformable (Rigid)
Upper die constant velocity	3 mm/s
Workpiece meshing (surface)	Triangular
Time step (with vibration)	0.25 ms
Time step (without vibration)	25 ms

In Figure 3-12, curves for the average forging load versus time simulated with and without vibrations for different values of ‘ m ’ are presented. In the case when vibrations were applied, the results obtained from the simulation presented large oscillations. The curves were therefore filtered using a moving average filter of ten periods. This figure clearly shows the expected effect of forging load reduction with the application of vibrations i.e. the dependency on ‘ m ’ and the constant ratio between the forging load with and without vibrations. These results will be discussed more in depth in the next section.

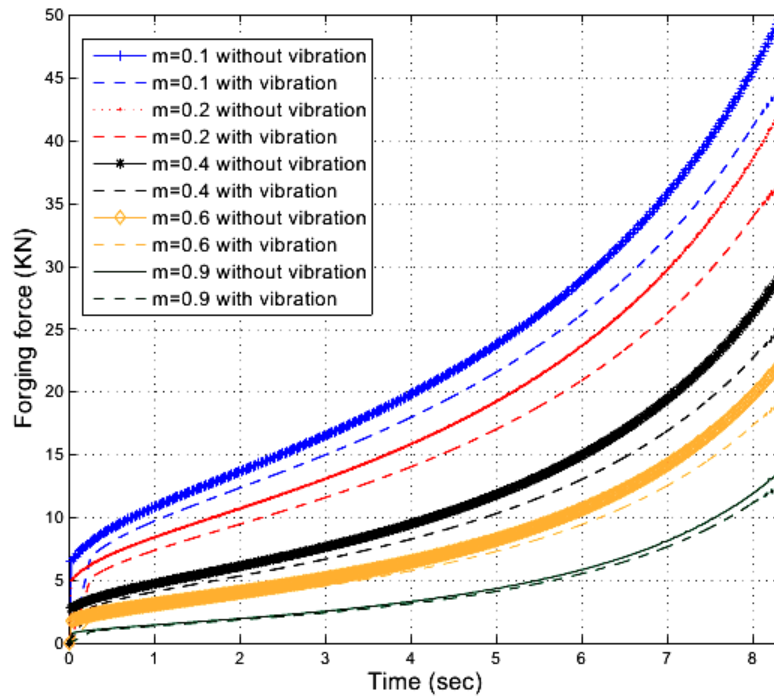


Figure 3-12. Effect of change of coefficient m on the forging process with sinusoidal vibrations $v_0=3$ mm/s, $f=40$ Hz and $a=12$ μ m.

Figure 3-13 shows the gain obtained for a certain material with $m=0.2$. Normalized gain is obtained by comparing the two curves for $m=0.2$ with and without vibration over time.

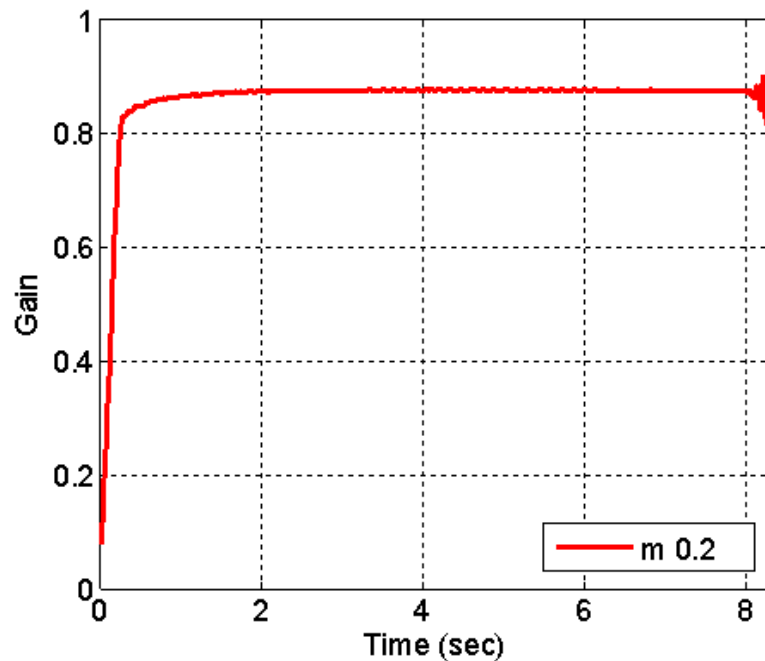


Figure 3-13. Gain in forging force reduction for coefficient $m=0.2$.

3.5.2 Simulations with triangular vibrations

The summarized parameters in Table 3-1 were also used for the case of triangular vibration. The simulations were all performed using a duty ratio $\alpha = 0.1$. Theoretically, the displacement should be simulated using a periodic (T being the period) piecewise constant speed function imposing a velocity of 30 m.s⁻¹ during αT , the die being at rest during the remaining time ($v_1^+ = 0$). However, with such a speed profile, the simulator automatically stops the simulations due to zero detection problems. Therefore, a slightly higher speed had to be used, in order to have a separation of the die and the workpiece and thus prevent such inappropriate ending of the calculations. Such simulations being time consuming, the value for ' m ' only spanned the range 0.1 to 0.4 which covers most of the actual material range. Some of the results for such simulations are presented on Figure 3-14. Again the results of simulation are filtered to remove the oscillation using a moving average filter. The figure clearly shows the significant reduction of the mean forging load and the constant ratio between loads with or without vibrations. Another interesting observation is that the influence of the parameter "sensitivity to strain rate" is considerably less compared with that of the case of sinusoidal vibration waveform.

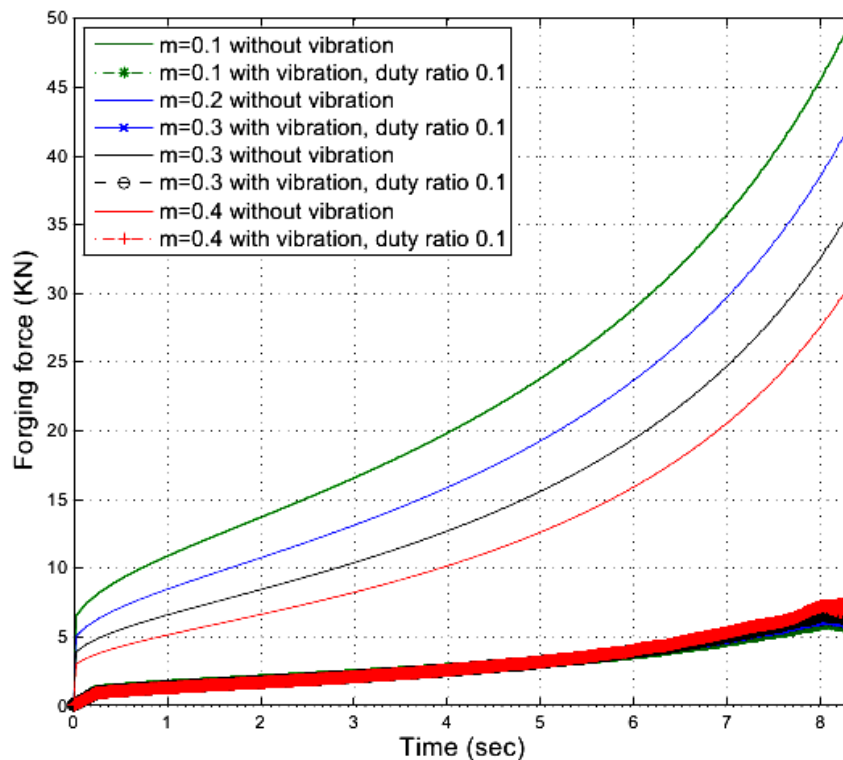


Figure 3-14. Effect of change of strain rate sensitivity m on the forging process with triangular vibrations $v=3$ mm/s, $f=40$ Hz, $a=67.6$ μ m and $\alpha = 0.1$.

Figure 3-15 presents the comparison of two curves for $m=0.2$ with and without vibration. The normalized gain is obtained by comparing the curves with and without vibration over the time.

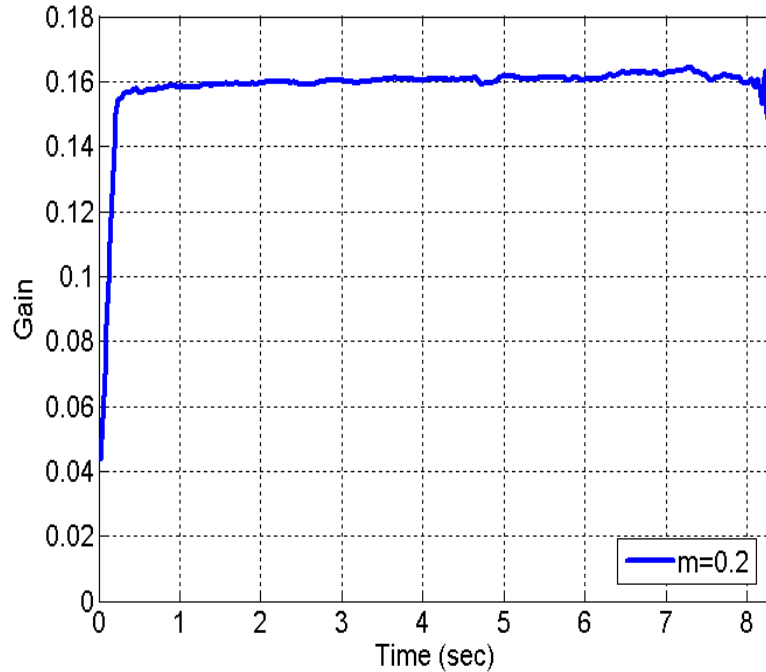


Figure 3-15. Gain in forging force reduction for $m=0.2$ and $\alpha = 0.1$ with triangular vibration.

3.5.3 Supplementary Information from FORGE2008 simulations

We can obtain some additional information through these simulations, for example: impact of mesh size of the workpiece; and upper dies velocity with and without vibrations. The main aim of analyzing mesh size is to see if our solution has converged or not. Similarly, by analyzing the velocity field attached to the upper die, the related velocity can be analyzed for the forging process with sinusoidal and triangular vibrations.

3.5.3.1 Meshing of workpiece

As shown in Figure 3-11 and described in Table 3-1, the surface mesh applied for the workpiece is triangular with default mesh size 3.53. In order to see the effect of change of mesh size on our simulations, we have performed simulations with different mesh sizes. The detail of forging process (with and without vibrations) i.e. workpiece mesh size, numbers of nodes and time of processes to complete is shown in Table 3-2. Process and geometrical parameters are already described in Table 3-1.

Table 3-2. Detail of simulations performed in FORGE 2008 ® to visualize the effect of change of mesh size (computer used: DELL T3500, Intel Xenon 4 core).

Forging process	Element size (mm)	Mesh	Number of nodes	Time to complete
Without vibration	1.41		130	1min8sec
Without vibration	2.46		330	40sec
Without vibration	3.52		560	10sec
With sinusoidal vibration	1.41		130	1h45min37sec
With sinusoidal vibration	2.46		330	47min35sec
With sinusoidal vibration	3.52		560	13min55sec
With triangular vibration	1.41		130	1h34min
With triangular vibration	2.46		330	47min17sec
With triangular vibration	3.52		560	11min7sec

We have performed nine simulations in order to see the effect of change of mesh size for the forging process with and without vibration. It has been found that for different mesh sizes we got the same result (curves) for the given process. We have presented the result of the forging process without vibration with small, average and large workpiece mesh size in Figure 3-16. We have magnified the graph zone from 3.7-3.8 seconds to show the difference between the force curves.

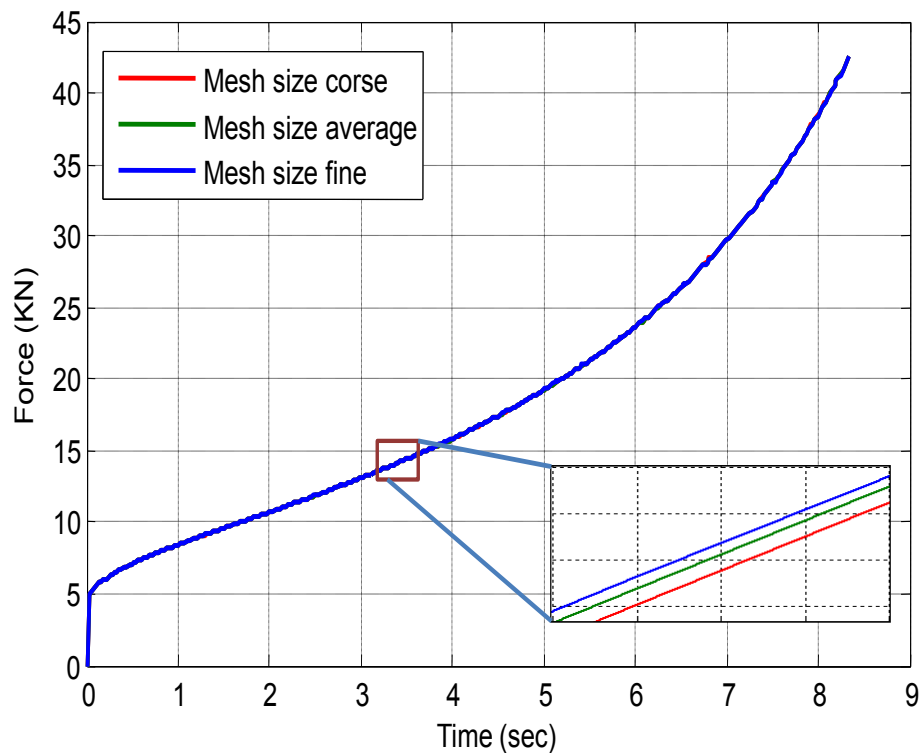


Figure 3-16. Effect of workpiece ($m=0.2$) mesh size on the force time graph for forging process without vibration with $v_0=3$ mm/s.

Remark: The force curves shown in Figure 3-16 don't show divergence with different mesh sizes and the solution has been converged for forging process (2D). Similarly, the simulations for the forging process with sinusoidal and triangular vibrations have been performed as mentioned in Table 3-2 and results are converging (though not presented here).

Disadvantage of using small mesh sizes is that number of nodes on which calculations have been performed have increased thus increasing the time of completion of simulations. It has been shown in Table 3-2.

3.5.3.2 Velocity profile of upper die

In order to analyze that true velocity has been attached to upper die during the metal forming process with and without vibration, we compared the velocity profile of the upper die with constant speed for no vibration and with sinusoidal and triangular vibration in Figure 3-17. The zoom of the graph of upper die velocity versus time has been presented for 2.99-3.04 seconds. Velocity profiles are indicative of the velocities throughout the forging process with $m=0.2$ and $v_0=3$ mm/s. For forging process with sinusoidal vibration, corresponding

frequency and amplitude are 40 Hz and 16 μm . Similarly, for forging process with triangular vibrations, corresponding frequency, amplitude and duty ratio are 40 Hz, 67.6 μm and 0.1.

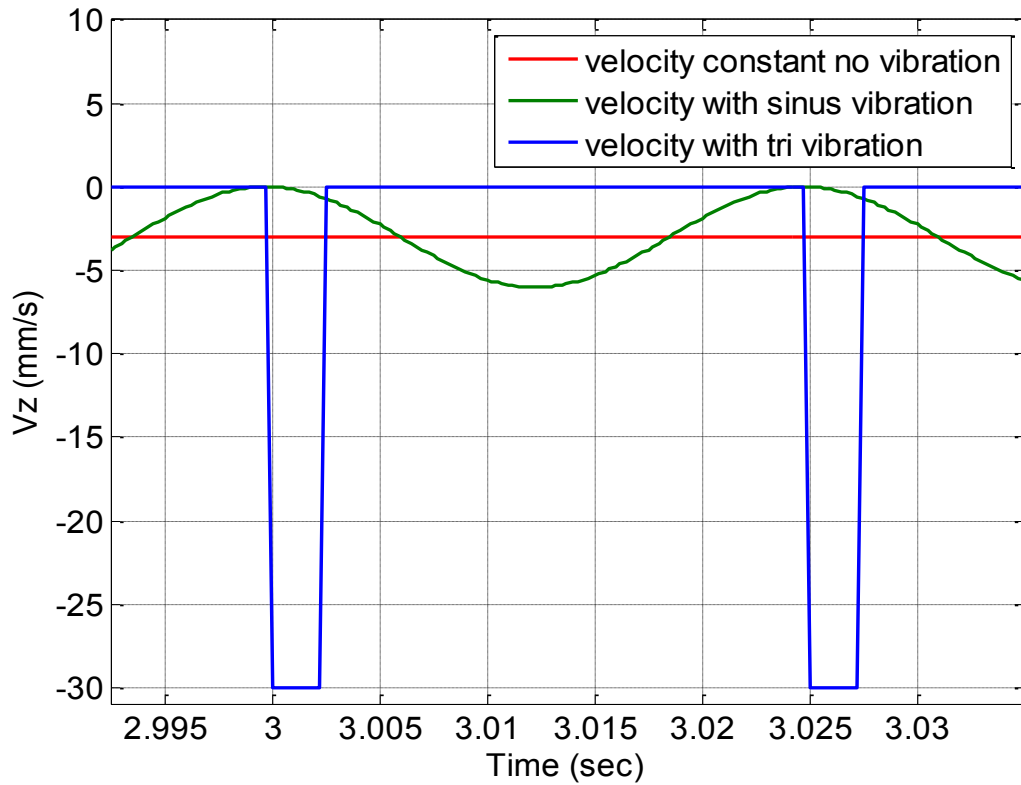


Figure 3-17. Velocity profile of the upper die without vibration and with sinusoidal and triangular vibrations.

Velocity for forging process without vibration is constant and its magnitude is 3mm/s, whereas the velocity profiles with sinusoidal and triangular vibrations consist of constant velocity term as well as vibration velocities.

3.5.3.3 Effect of change of friction coefficient

Simulations are performed to observe the effect of change of friction coefficient (Tresca) on the forging force reduction and the results are plotted in Figure 3-18.

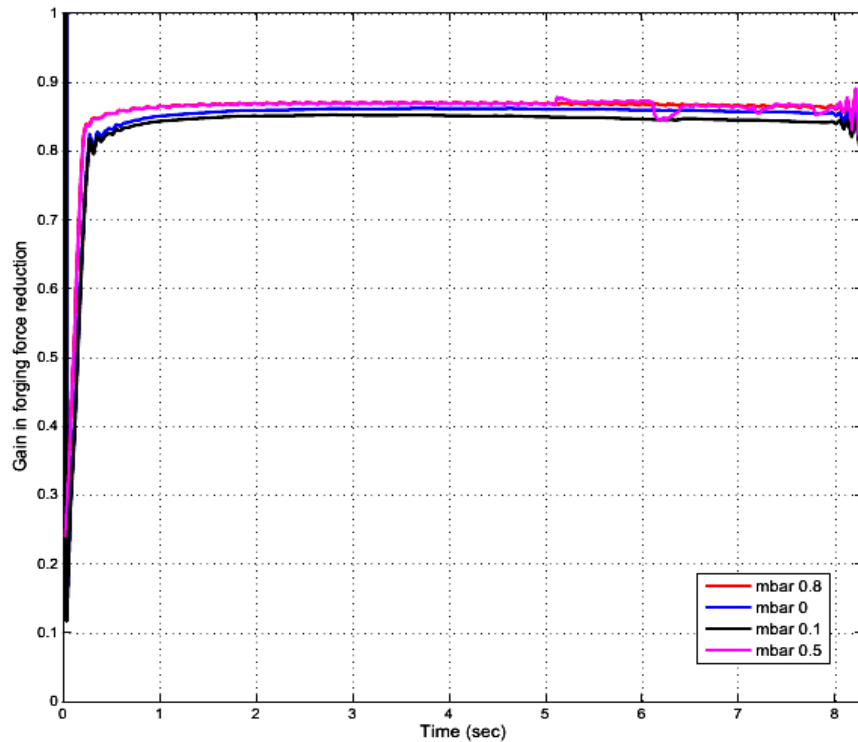


Figure 3-18. Gain in forging force reduction for different value of friction coefficient \bar{m} .

Figure 3-18 shows that the impact of changing friction parameter on the forging force reduction is not significant and can be neglected in this case.

3.6 Results and discussion

In order to verify the analytical model for vibration assisted forging process presented in section 3-4, simulations are performed in section 3-5. It is noted that sensitivity to strain rate ' m ' is a key parameter in the forging force reduction. Now, the comparison can be made for the results obtained by analytical model and the FORGE 2008 ® simulations.

For sine waveforms, Figure 3-19 represent analytical (full line) and FEM (dots) results for the mean force reduction ratio on a same graph. Each dot corresponds to a single simulation. Clearly simulation results follow the same pattern as the analytical curve but the simulation predicts a mean reduction ratio of 4 % less than the proposed model.

In the case of triangular waveforms, the same comparison is presented in Figure 3-20. The analytical model is in much better agreement this time than before with a relative error between the two models less than 1%.

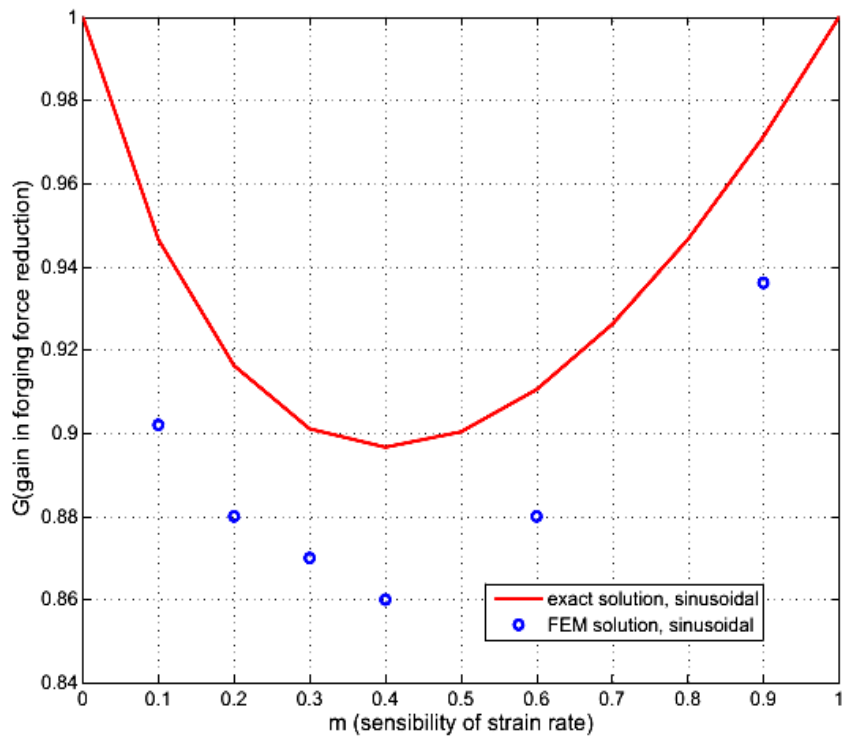


Figure 3-19. Comparison of gain in forging force reduction for analytical and FEM model with sinusoidal vibrations.

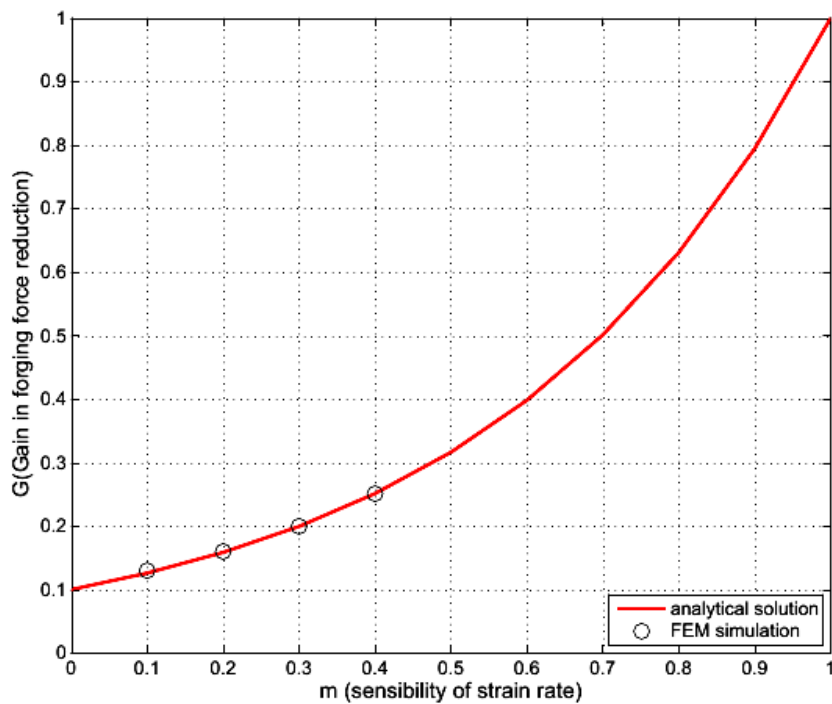


Figure 3-20. Comparison of gain in forging force reduction for analytical and FEM model with triangular vibrations.

FEM simulations also confirm the considerable impact of the proposed waveform, which is illustrated by Figure 3-20. In this case all the results are superposed in this Figure 3-21.

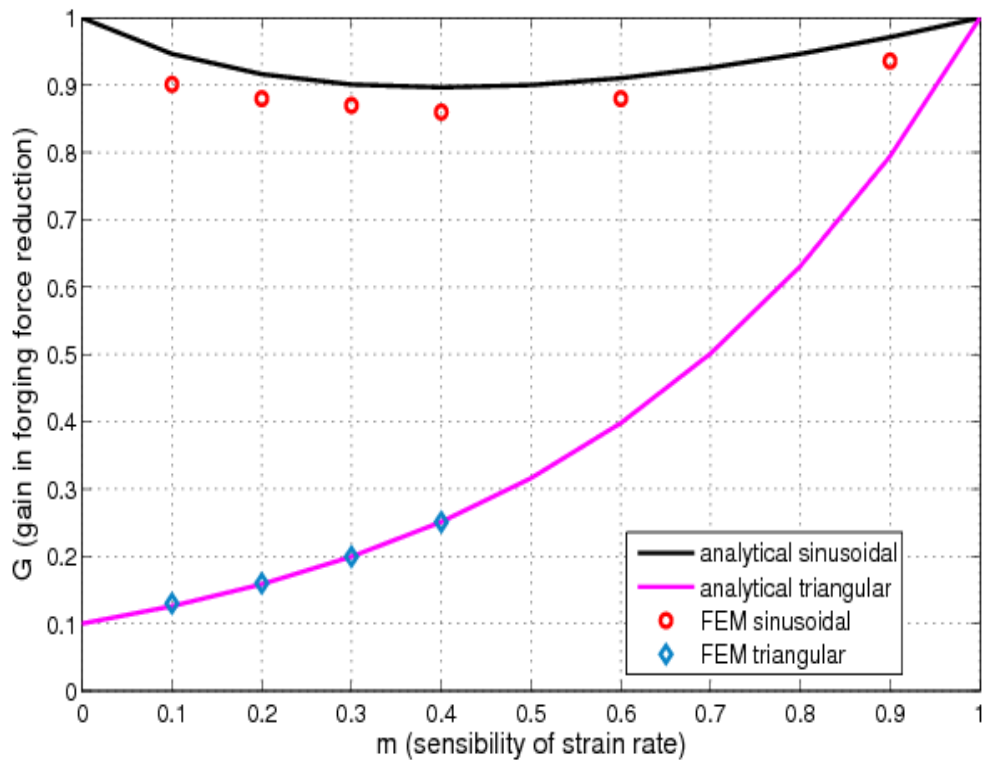


Figure 3-21. Comparison of forging force for sinusoidal and triangular vibration (Both analytical and FEM models).

Now, we can analyze some of the simulations' results to verify the three assumptions made for Slice method during the development of analytical models are true or not. For this purpose, we determined the workpiece final shape with and without vibration to analyze the first assumption that workpiece shape is conserved after the forging process. Figure 3-22 shows the comparison of the contours of the final workpiece shapes with the theoretical final shape (height and radius).

True theoretical radius has been calculated and is compared with radius obtained during the simulation and it can be observed that workpiece at the end of the forging process has the bulging effect and it has deformed. The workpiece has not conserved its original shape i.e. cylindrical. It is true for all the simulations results. It can be remarked that the results obtained from the simulation deviates from the analytical result and our first assumption doesn't hold in real life.

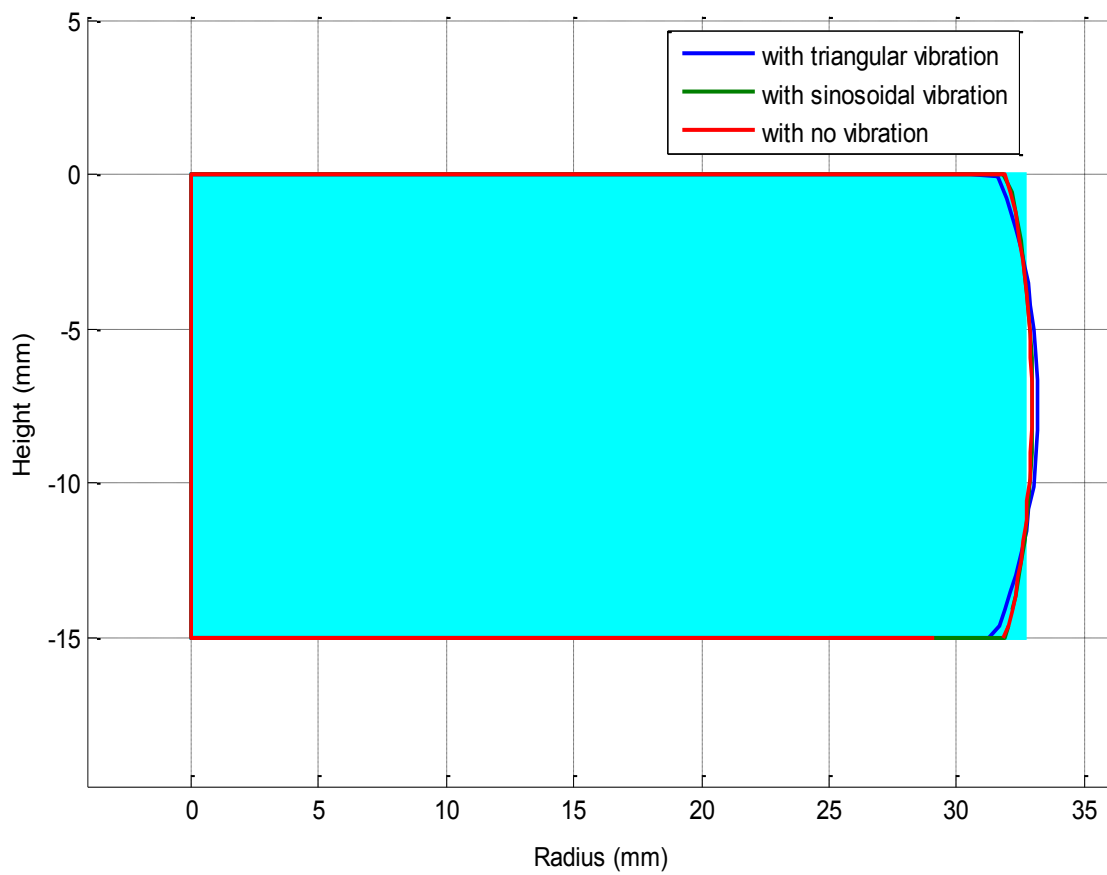


Figure 3-22. Comparison of workpiece shape (theoretical and shapes obtained from simulations).

Similarly, the thermal effects were ignored during the simplifying assumptions; however, they could also influence the forging process by inducing a thermal gradient at the die-workpiece interface. In order to verify this, some supplementary simulations including a thermal term in the Norton-Hoff law were done. The results presented in Figure 3-23 with $m = 0.4$. No evidence can be noticed and from the simulation only an increase of a few degrees were calculated. This should not lead to the conclusion that they have no influence, but that they can be neglected for the frequencies considered in this work. Similarly, elasticity impact has been neglected though in real life, elasticity has high effect on the forging force reduction. In order to evaluate the impact of the elasticity, simulations are performed in elastic-visco-plastic domain for different values of coefficient of strain rate sensitivity m . Real life values are chosen so the exact comparison can be made. The gains obtained for forging process with sinusoidal and triangular vibrations in elastic-visco-plastic domain are presented in Table 3-3.

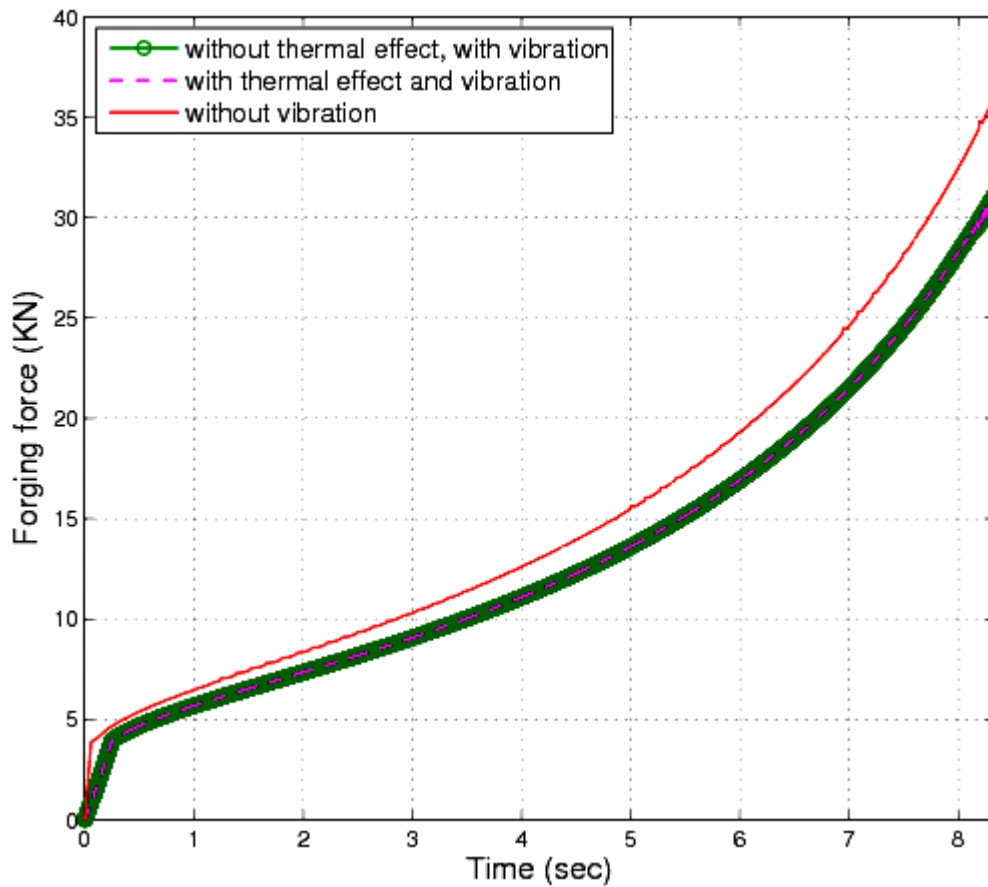


Figure 3-23. Comparison of thermal effect in the forging process with and without vibration.

For the third assumption, we assumed that for forging process, our working domain is visco-plastic. Initially, we performed forging process simulations in visco-plastic domain to analyze our analytical model. The results are in accordance with the analytical model. In order to see the impact of elasticity on the gain in forging force reduction, we changed the domain of simulation from visco-plastic domain to elastic visco-plastic domain (EVP). The law of material behavior used in this case was derived from 'Linear Power' law. We performed simulation for different materials by changing coefficient of sensitivity to strain rate m . We have taken the real life value of m from $m=0.1-0.4$ and performed 12 simulations for forging process without vibrations and with sinusoidal and triangular vibrations.

First we have compared the forging forces required for the forging process with sinusoidal vibration and no vibration in Figure 3-24.

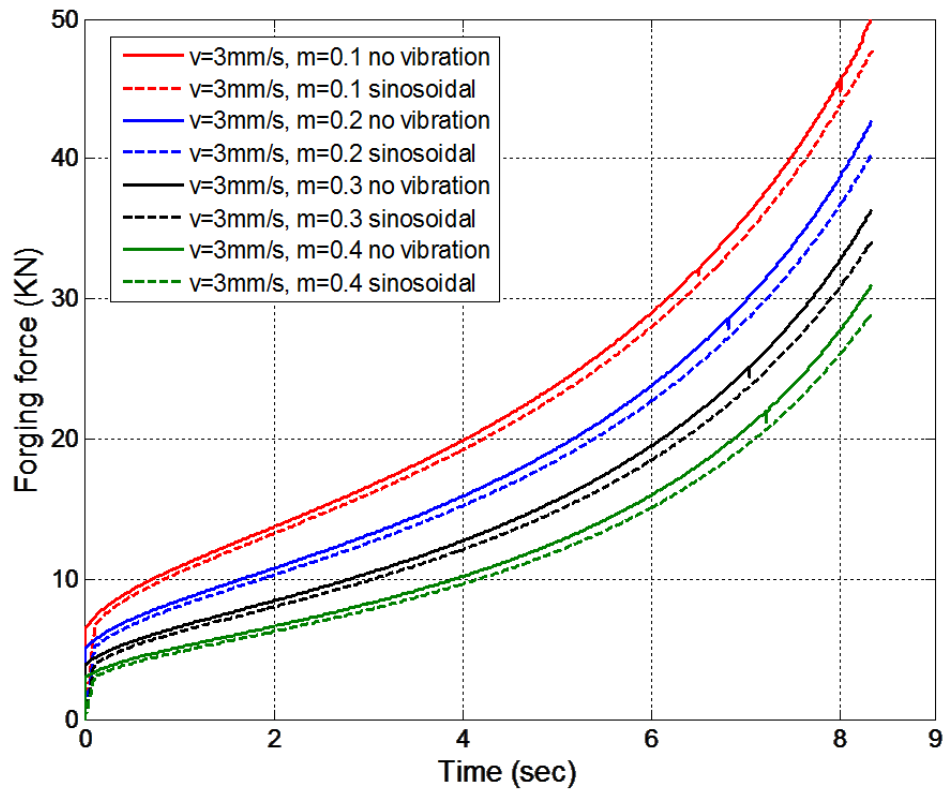


Figure 3-24. Comparison of forging force for forging process with no vibration and with vibration ($f=40$ Hz and $a=12$ μm) for $v_0=3$ mm/s and $m=0.1, 0.2, 0.3$ and 0.4 .

The gain or normalized force reduction obtained from these processes is presented in Table 3-3 for different values of m .

Table 3-3. Calculation of gain in forging force reduction for $m=0.1, 0.2, 0.3$ and 0.4 with sinosoidal vibrations ($f=40$ Hz and $a=12$ μm).

Coefficient of sensitivity to strain rate m	Gain (G) in Forging force reduction %
0.1	3.4
0.2	4.2
0.3	4.78
0.4	5.22

We have also compared the forging forces required for the forging process with triangular vibration and no vibration in Figure 3-25.

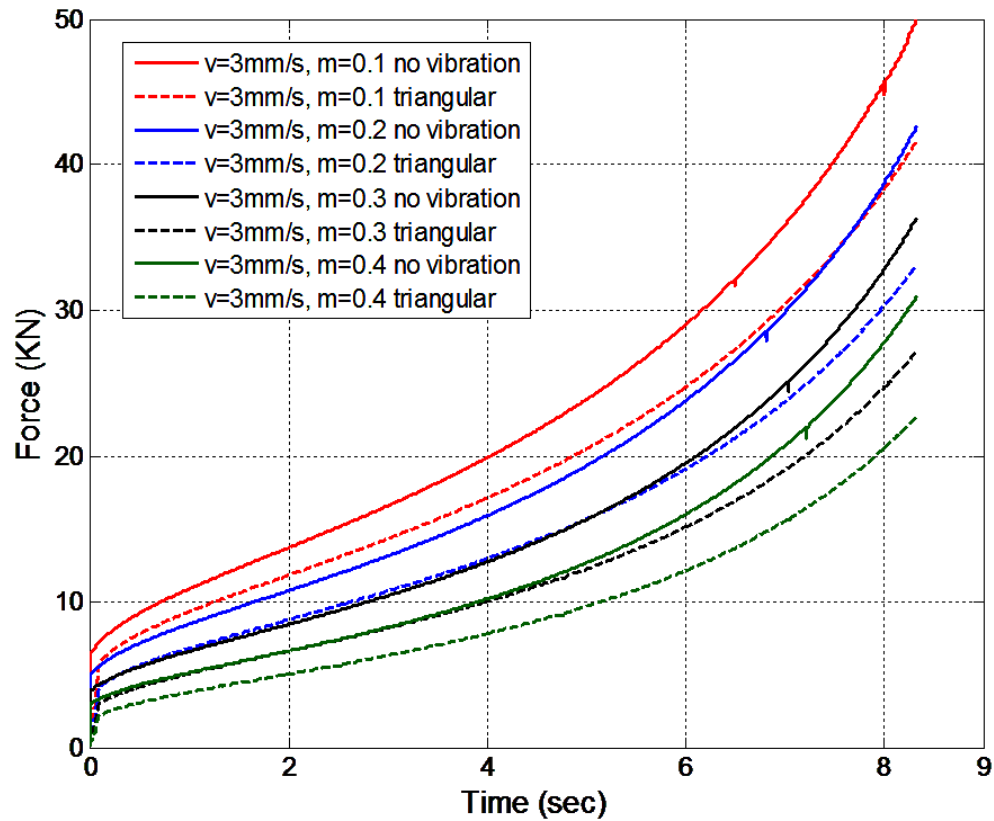


Figure 3-25. Calculation of gain in forging force reduction for $m=0.1$, 0.2 , 0.3 and 0.4 with sinusoidal vibrations ($f=40$ Hz, $a=67.7$ μm and $\alpha=0.1$).

The gain or normalized force reduction obtained from comparing forging processes without vibration and with triangular vibrations are presented in Table 3-4 for different values of m .

Table 3-4. Calculation of gain in forging force reduction for $m=0.1$, 0.2 , 0.3 and 0.4 with triangular vibrations ($f=40$ Hz, $a=12$ μm and $\alpha=0.1$).

Coefficient of sensitivity to strain	Gain (G) in Forging force reduction (%)
0.1	13.85
0.2	18.65
0.3	21.37
0.4	23.37

It can be seen from the results obtained by these simulations that elasticity has much more impact on gain in forging force reduction as compared to other two assumptions and it can't

be neglected during the real life. This impact can be described as less or no force reduction in the elastic domain (region) and this effect propagates throughout the simulation and overall gain in forging force reduction is less.

In Table 3-5, we have compared the results obtained for vibration assisted forging process in visco-plastic and elastic visco-plastic (VP) domain.

Table 3-5. Comparison of gain for vibration assisted forging process in VP and EVP domain.

Coefficient of sensitivity to strain rate m	Gain in forging process with sinusoidal vibration (%) ($f=40$ Hz and $a=12$ μm)		Gain in forging process with triangular vibration (%) ($f=40$ Hz, $a=67.6$ μm and $\alpha=0.1$)	
	VP Domain	EVP Domain	VP Domain	EVP Domain
0.1	9	3.4	89	13.85
0.2	12	4.2	83	18.65
0.3	13	4.78	80	21.37
0.4	14	5.22	75	23.37

The Table 3-5 clearly indicates the influence of elasticity in the forging process and also on gain in forging force reduction.

3.7 Summary

A model based on the slab method and including a Norton-Hoff law has been proposed in this work. The work is therefore specific only to a visco-plastic material. The model gives some insight of the phenomenon induced by a time varying die speed, and shows that a varying yield stress has an influence on the friction forces also. Extension of the model is possible because the effects of the material are separated from the ones of the friction and geometry change. Therefore, other laws could be considered for instance a Herschel-Bulkley law. The model allows calculating the forging effort in the case where vibrations are superimposed. By defining the mean of the normalized force (gain), it provides a criterion to compare the efficiency of the vibration. Important conclusions that can be deduced using this approach are:

- The mean reduction of forging effort is not dependent on the geometry, the consistency of material, hardening coefficient and friction coefficient m -bar as shown in Figure 3-18,
- It remains constant all over the process,
- The main parameters that control the amount of reduction are: the speed ratio defined by the amplitude of the vibration speed over the mean speed of the die and the sensitivity to strain rate.

From these considerations an improvement has been proposed using particular triangular waveforms. The model has been tested using a FEM model and results are in good agreement with the analytical model, although some differences in the case of sine waveform were noticed. They can be attributed to the lack of description of the dynamic effect in the model used. This is an indication of the domain of validity of the proposed model which should not be used for high frequencies.

Triangular waveforms may be an interesting alternative to sinusoidal waveforms because it improves the benefits of the vibrations with expected forces between 12 and 25% of the ones without vibrations. It is effective even for less viscous materials such as most of the cold metals and it does not require high frequency so a resonator is not needed. However, the model relies on the assumption that the material is visco-plastic, and the simulation results show the influence of elasticity on the forging load reduction.

Chapter 4 Experiments for Forging Process with single vibration source

4.1 Introduction

In this chapter, experimental procedure for the upset forging process is detailed. First the experimental setup is discussed that includes the detail of press machine used, vibration pot to generate vibration, power supply and different sensors used for different measurements. During the experiments of vibration assisted upset forging process, different types of wave forms are applied. The effect of vibration on the forging process has been analyzed. This is an important step to compare our experimental results with the results discussed in chapter 3.

It was observed during the bibliographic study in chapter 2 that it is possible to apply vibration from single vibration source in axial (in the direction of reduction of workpiece height) or radial (other than the axial) direction during the forming process. Both methods have shown their usefulness to reduce the forming force as shown in FEM analysis model presented [8]. It is easy to apply the radial vibrations in simulation but in reality, the design and modelling are not practical and most of the work done in the domain of vibration application in forming process concentrate only to its application in axial direction.

In chapter 3, the analytical model for vibration assisted forging has been developed for vibration applied in axial direction and the experimental setup is also designed in the same way. The schematic diagram of how this experimental setup works has been shown in Figure 4-1.

4.2 Objective

The main objectives of work i.e. experimentation presented in this chapter are:

- To investigate if our developed analytical models work in real life or not
- What are the limitations of these models when applied to actual forging process?

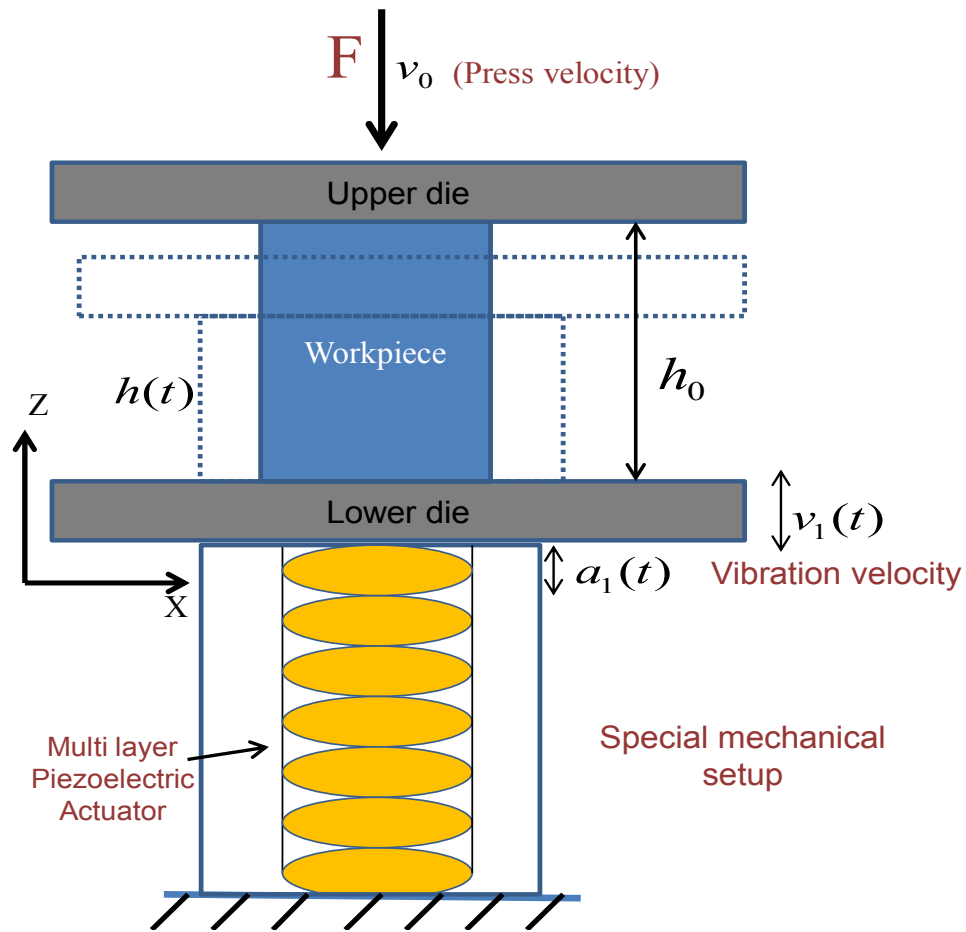


Figure 4-1. Schematic of the vibration assisted forming process (vibration applied in axial direction).

4.3 Description of Experimental setup

The experimental setup used for carrying out experiments consists of two major parts,

- Lloyd LR30K Universal testing machine or ZWICK/Roell 1200,
- Apparatus for vibration and waveform generation with power supply.

Experiments were performed on the Lloyd Machine or ZWICK/Roell Z1200, and special setup was used for the vibration induction through lower die. Workpiece is placed between two dies and upper die attached with the press move down with uniform velocity to perform the forging operation while lower die will oscillate with some vibration. Vibration is provided by a special setup consisting of piezoelectric actuator and is connected to the frequency generator that will provide vibration in form of voltage. Detail of these two press machines used for forging process are presented in following sub-sections.

4.3.1 Lloyd Machine 30kN

The LR30K testing machine combines high performance, flexibility and exceptional ease of use. It is ideal for testing applications up to 30 kN and designed equally for routine quality control testing and for performing complex multi-stage tests. The machine uses high accuracy interchangeable XLC Series load cells for tension, compression and cycling through zero force measurements. We have used the machine for plasticine related experiments.



Figure 4-2. Lloyd machine LR30K.

4.3.1.1 Specifications

Lloyd Machine LR30K is shown in Figure 4-2 and its specifications are described in Table 4-1.

Table 4-1. Specification of Lloyd LR30K.

Force maximum (kN)	30
Force range (kN)	0.00025-30
Precision of the measure of force (%)	>1
Crosshead travel (mm)	400
Extended versions with travel (mm)	1000
Speed range (mm/min)	0.02– 500
Stiffness of the structure (kN/mm)	>120
Supply Voltage required (V)	220/240
Power Consumption (kW maximum)	2
Structure dimensions (mm)	1600×600 ×640
Console dimensions (mm)	390×340mm×80mm
Mass (kg)	125

4.3.2 ZWICK/Roell Z1200

In order to perform the experiments with the workpiece more rigid i.e. Aluminium and Copper, we have used floor standing testing machine ZWICK Roell Z1200 as shown in Figure 4-3. Other specifications of this machine are presented in Table 4-2.



Figure 4-3. ZWICK Roell Z1200.

Table 4-2. Specifications of ZWICK Roell Z1200.

Max test load (kN)	1200
Test area height (mm)	2226
Test area width (mm)	800
Maximum crosshead speed (mm/min)	400
Speed range (mm/min)	0.001-400
Crosshead travel resolution (μm)	0.0041
Maximum power consumption (kVA)	20/25

4.3.3 Vibration and waveform generating apparatus

Vibration and waveform generating apparatus consist of two main parts.

1. Special mechanical setup that allows the vibration generation in the specific direction i.e. vibration pot,

2. Power supply to the piezoelectric actuator to generate vibration.

Now, significance and use of these two parts is presented in the following subsection.

4.3.3.1 Vibration pot

The piezoelectric actuator has been integrated in an elastic system to vibrate the lower die. Stack piezoelectric actuators were selected since the application needs a vibrating device that delivers large forces (up to 20 kN in the tests), small vibration amplitudes (maximum amplitude 20 μm in these tests), and frequencies up to 125 Hz. In order to avoid mechanical damage of the piezoelectric actuator, the force applied to it during the process should only acts on its longitudinal axis and should only be compressive. For this reason, a special mechanical setup was designed to generate vibration and it is presented in Figure 4-4.

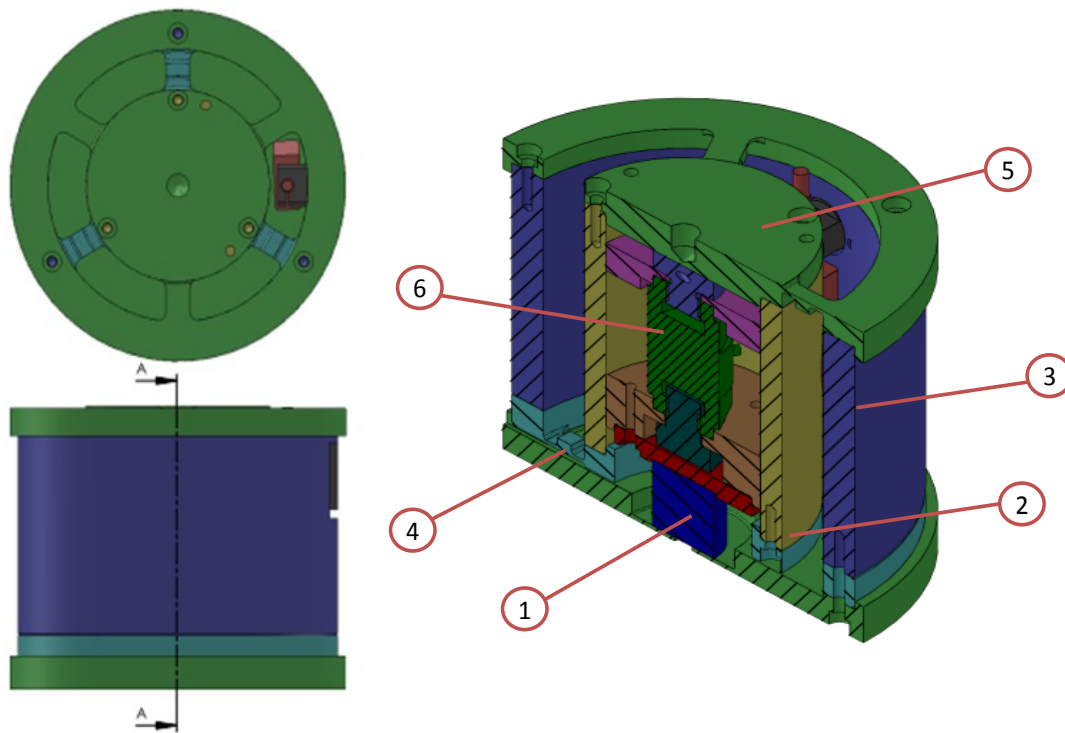


Figure 4-4. Vibration pot with stack piezoelectric actuator.

The load requirement on the piezoelectric actuator is achieved by using a punctual contact due to the spherical cap on the top of Kistler sensor (6) in order to transfer the vibrations from the piezoelectric actuator (1) to the plate (5). Plate (5) is connected to the outer cylinder (3) by flexible linkages. Similarly, the inner cylinder (2), fastened to the plate (5), is also guided by flexible linkages (blades) (4) which are connected to the outer fixed cylinder (3).

This allows only vertical movement along the axis of the outer cylinder and the unilateral punctual contact.

This mechanical setup is connected to lower die of Lloyd machine or ZWICK Roell Z1200 as shown in Figure 4-5.

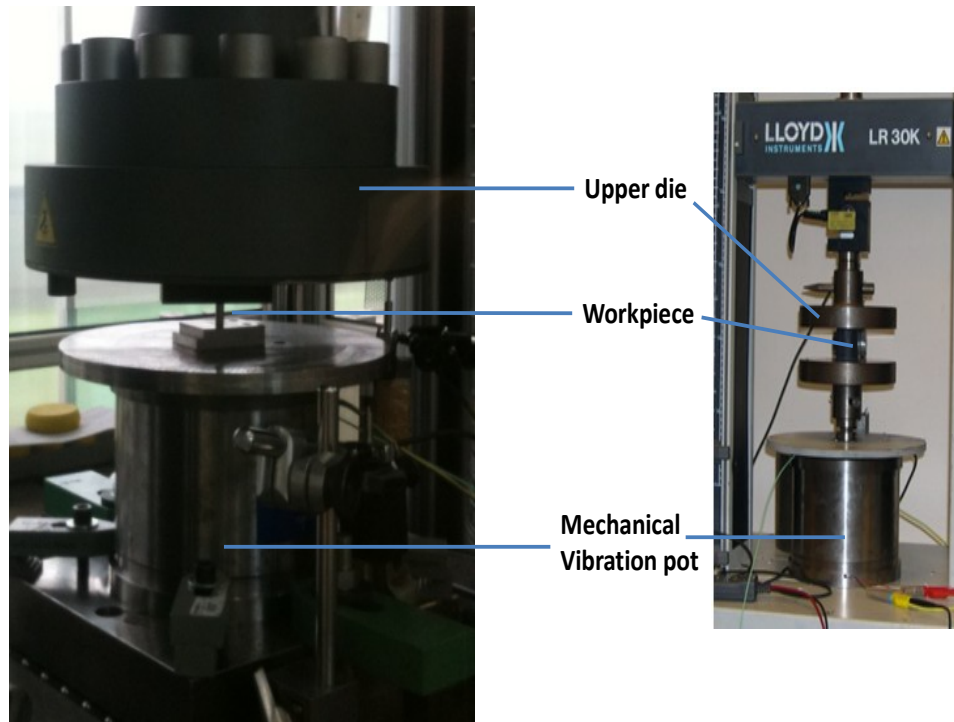


Figure 4-5. ZWICK Roell Z1200 (left) and Lloyd traction/compression machines LR30K (right) with special setup for piezoelectric assembly (vibration pot).

In this work, upsetting of cylindrical workpiece is performed on either of two compression machines mentioned in Figure 4-5. A workpiece is placed between the two dies of the machine. Upper die moves downward with constant velocity and lower die is oscillated by vibration pot. Vibration during the forging process is generated by the variable current and voltage delivered to the piezoelectric actuators by a specific electronic supply as described in the subsection 4.3.3.2. Since two dies are assumed to be rigid, the separating distance between them is calculated from the measurement given by two displacement sensors. The force generated by the piezoelectric actuator is measured by a Kistler force sensor integrated between the lower die and the vibrating device. Measured signals in the form of voltage (by LEM sensor), current (by LEM PR30) and force are passed through a 4th order 1 kHz anti-aliasing filter before being sampled by National Instrumentation acquisition card NI 6124 at 2 kHz, that is synchronized to counter card Heidenhain IK220 to obtain displacements. Table 4-3 details the description of equipment used for vibration measurement.

Table 4-3. Detail of the measurement devices used to measure and generate vibration.

Displacement sensor	Heidenhain MT2581
Counter card	Heidenhain IK220
Force sensor	Kistler 9351B
Charge amplifier	Kistler 5015A
Current sensor	LEM PR30
Voltage sensor	LEM LV25
Piezoelectric actuators	PZT 1000/35/40 or PZT 1000/16/60
Acquisition card	NI 6124

4.3.3.2 Frequency generator and power supply

The power supply is designed to generate high voltages' waveforms from a standard continuous voltage power supply. The schematic of the power supply circuit for the piezoelectric actuator is presented in the Figure 4-6.

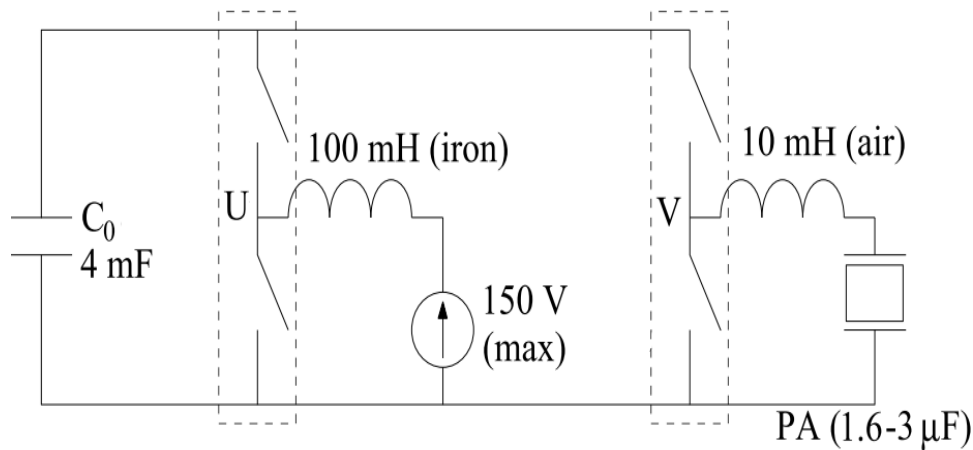


Figure 4-6. Schematic diagram of power supply circuit for the piezoelectric actuator.

It consists of two stages, using a standard Semikron three phase inverter. First, the DC voltage (maximum voltage 150 V) connected to node U is elevated by a boost DC/DC converter, which is realized using one of the three legs available. Setting a duty ratio of 0.17, the DC bus capacitor of the inverter achieved is theoretically of 900 V. In practice due to the various losses in the switches, the achieved voltage was 870 V.

The second stage consists of a buck DC/DC converter with a variable duty ratio in order to realize the desired waveform (leg connected to node V). Because of the capacitive nature of

the piezoelectric actuator, an inductance in series is necessary. To avoid iron losses and saturation effects, an air coil inductance of 10 mH withstanding 1000 V has been realized. This solution was necessary to provide sufficient dynamics. The PWM frequency of the switches is 10 kHz, and the association of the air inductance with the capacitance of the PA is 1 kHz for the worst case (the 1000/35/40 piezomechanic actuator's capacitance being 1.6-3 μ F). This provides a fast response and high accuracy for the AC supply.

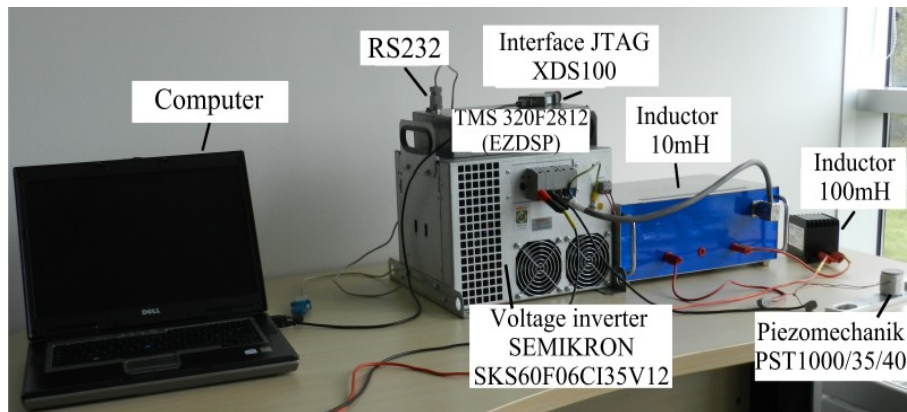


Figure 4-7. Detail of electric power supply for piezoelectric actuator.

4.4 Experimentation to check system performance (No workpiece)

Initially, experiments were performed to check system performance when no workpiece and vibration is applied. The aim is to verify the measurement obtained from the different sensors specially displacement and force sensors at lower, medium and high vibration frequencies.

4.4.1 Displacements and force measurement at low and average frequency

Experiments were performed to check the performance of experimental setup at low frequency (10 Hz) vibrations. Measured and estimated displacements for sinusoidal and triangular vibration at low frequencies are in accordance with each other.

As the experiments are performed without any load (workpiece), based on the rigidity value (8900 N/mm) for blade system defined in Figure 4-4 (6 steel blades, 15 Kg and $E=210,000$ MPa), force should be zero or at least very low ($9 \cdot 10^{-6}$ N). However, this is not the case here as with applying low frequency, the value of the rigidity changes and its approximate value is calculated as 5000 N/mm. The value of force is consistent with the available data. Force values with low and medium frequencies are within acceptable limits.

4.4.2 Dynamic effect

Using the rigidity and mass of the blade system, one can estimate the resonance frequency of the blade system as,

$$f_{res} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{5 \cdot 10^6}{15}} \cong 91 \text{ Hz}$$

The force curves, presented in Figure 4-8 shows the appearance of third harmonic and force attenuation at 80 Hz.

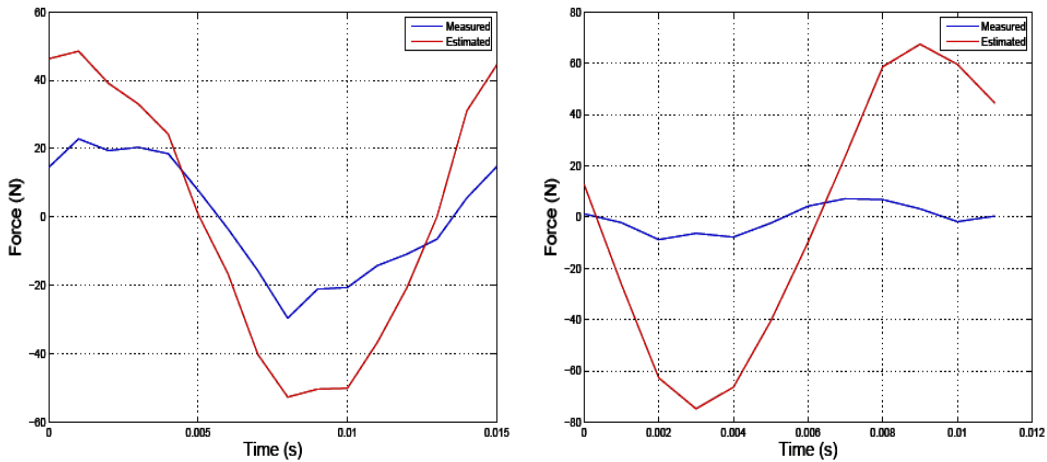


Figure 4-8. Force measurement at 62.5 Hz and 80 Hz.

The effect of the increase of frequency and its impact on the upper die can be seen in Figure 4-9. Figure 4-9 shows that the effect is transferred to upper die with the increase in frequency of vibration.

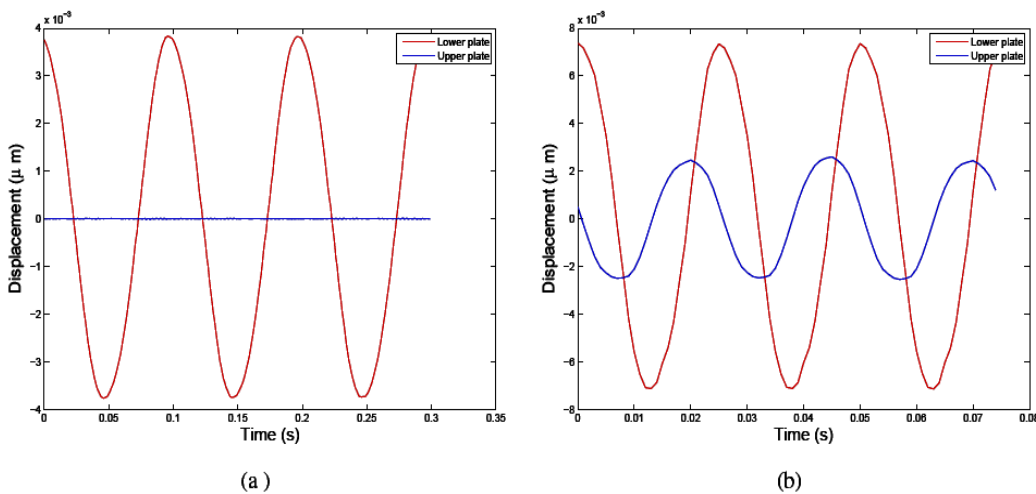


Figure 4-9. Upper and lower die displacements at (a) 10 Hz and (b) 40 Hz.

To conclude, there is a coupling between the crosshead and frame as frequency of the cross head is closer to 100 Hz bandwidth, vibration is transmitted to the upper die via the cross head. To solve this problem:

- Add a mass on the cross head in order to lower the bandwidth
- Add a mass below for the same reason.

Still the rigidity of the crosshead remained the problem with the specific type of waveform more prominent in case of square wave as compare to sinusoidal and triangular vibration, the displacement of the upper die is not affected much for case of sinusoidal and triangular vibration wave form.

4.5 Materials and their preparation for experiment purpose

Three specimen materials of plasticine, aluminium and copper were used in the experiments. Initially plasticine was used as test material but in order to observe the effects of using vibration on other material, aluminium and copper were analyzed. In all cases, we have used only cylindrical workpiece for the forging process.

4.5.1 Plasticine ($d=50$ mm and $h=50$ mm)

There are many types of plasticine based on colour such as blue, yellow, gray and black used as workpiece for the upsetting process. The method of preparation is same and a small deviation in material properties k , m and n (mentioned in Chapter 3) was observed during the tests. Advantages of using plasticine as workpiece are:

- It behaves like hot steel at low temperatures,
- Less force is required to perform the forging operations,
- Plasticine is easy to shape.

Since initial experiments were performed using plasticine so a standard method for preparing the workpieces and settling time has been adopted before using them for the experiments. It requires preparing of material for the workpiece, leaving it for nearly 24 hours and using the workpiece within 48 to 72 hours. The manufacturing of cylindrical plasticine workpieces is done by extrusion of plasticine. The extrusion equipment used for this process is shown in Figure 4-10.

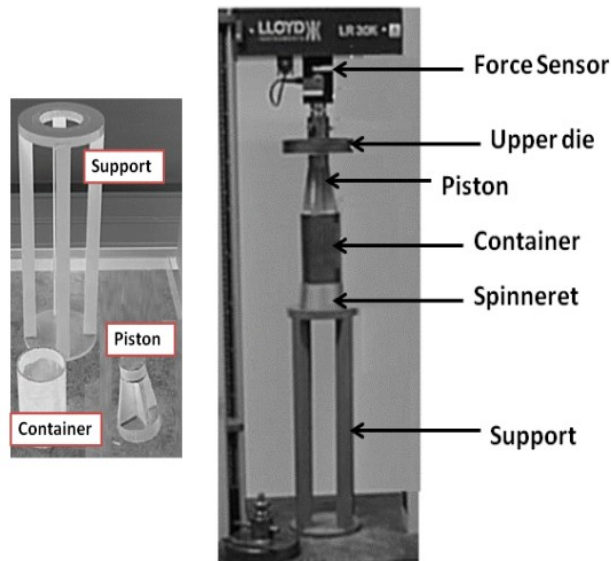


Figure 4-10. Setup used for preparation of plasticine cylindrical workpiece.

Assembly of the parts can be placed on the any press to extrude the plasticine product to be used for the experiments. In our case, Lloyd LR30K was used.

Cylindrical workpiece made of plasticine are placed between the two dies of Lloyd machine LR30K and forging process is performed. Plasticine is not placed alone as it adheres with the dies under the application of load. In order to avoid this problem and to check different friction conditions, experiments were performed with paper, liquid lubricant (glycerin) and talcum powder.

4.5.2 Aluminium ($d=8$ mm and $h=16$ mm)

Cylindrical workpiece of Aluminium are also chosen for the upsetting process. In order to keep the required force within limit, workpiece of small diameter and height has been employed. To reduce the flow stress of the material, heat treatment is performed on the samples. It consists of heating the workpiece at 550°C followed by a rapid quenching in cold water. The resulting samples are used immediately to avoid the ageing of the material. The tests with Aluminium were performed on the ZWICK Roell Z1200 due to high stiffness.

4.5.3 Copper (cylindrical workpiece with $d=6.3$ mm and $h=8$ mm)

Upsetting experiments with Copper cylindrical workpiece has been performed. Same preparation procedure has been adopted that was used in case of Aluminium.

4.6 Data transfer and analysis

The data is transferred from the experimental setup with the help of data acquisition card NI 6124 and is stored in the form of tdms format by using software LabVIEW. The data can then be transferred to data analyzing software such as MS Excel or Matlab. These data can not be used directly to obtain the results, so it must be scaled to obtain exact results. Data analysis will now be presented to obtain exact value of displacement, time and force.

4.6.1 Displacement Measurement and scaling

Displacement data is measured with the help of Heidenhain MT2581 sensors that are attached to the moving dies. Since the dies are assumed to be rigid, the distance separating the two die can also be calculated from the measurement given by these two sensors. The measurement given by the sensors is not the actual value and it must be multiplied with the factor 2.10^{-6} to obtain the actual displacement.

$$\text{Actual displacement} = \text{sensor measured reading} * 2.10^{-6} \text{ m}$$

4.6.2 Time Measurement and scaling

Time of the forging process can't be directly calculated with the data acquisition card. Nevertheless, it can be calculated with the help of time period of sampling of data acquisition and length of the upper or lower die displacement data. Time period of sampling is calculated by the frequency of sampling i.e. 2000Hz

$$T(\text{sampling}) = 1/2000 \text{ sec}$$

If N is the length of the displacement recording, then time required for the forging process can be calculate by:

$$t(\text{process}) = 1/2000 * N \text{ sec}$$

4.6.3 Force Measurement and scaling

Piezoelectric actuator produces electric charge which varies in direct proportion to the load or force acting on the actuator. The output voltage is scaled with the help of charge meter Kistler 5015A voltage scaling output. Exact force applied can be calculated by:

$$\text{Exact process force} = \text{measured reading} * \text{scaling voltage output} (N/V)$$

Scaling voltage output is set according to the upsetting experiments with different materials.

4.7 Experimentation for upsetting process (with workpiece)

After studying the characteristics of system in the presence of vibration but without workpiece, upsetting experiments were performed with vibration and without vibration. In the following sub sections, these experiments and their usefulness are outlined in detail.

4.7.1 Upsetting (Forging) process with no vibration

After initial experiments to check the performance of the experimental setup, experiments for simple forging process without application of vibration were performed. It allows:

- To determine the material parameters of the material used,
- To make comparison with the forging process with vibration.

4.7.1.1 Identification of material parameters

First, identification of material parameters for a cylindrical plasticine workpiece has been performed. These parameters have already been mentioned in Chapter 3 while describing Norton-Hoff law of material behavior and are recalled here:

k = Consistency of material,

n = Material hardening coefficient

m = Coefficient of sensitivity to strain rate

In this case, two different experimental tests with different constant forging velocities were used for the same dimension of the plasticine samples.

Two velocities used were: $v_{01} = -0.5 \text{ mm/s}$, $v_{02} = -4 \text{ mm/s}$

Other parameters used in model are given in Table 4-4.

Table 4-4. Parameters used in model.

Workpiece material	Workpiece dimension	Die material	Upper die displacement
Plasticine	Ø50x51	Steel	25mm

Optimization criteria adopted to find the material parameter is same as adopted by Ly et al [35]. Force curve normally consist of two parts and Norton-Hoff law present the plasticity part of the process. In actual, material presents both elastic part (in the beginning of the curve) and plastic part following it. The Eq. of material behaviour in elastic and plastic part can be written in form:

$$F = K_e \varepsilon \quad \text{if } \varepsilon \leq \varepsilon_0$$

$$F = \frac{\pi D^2}{2A} \sigma_0 \left[\frac{1}{A} (e^A - 1) - 1 \right] \quad \text{if } \varepsilon > \varepsilon_0 \quad 4-1$$

$$A = \bar{m}D/h$$

and

$$\sigma_0 = k\varepsilon^n \varepsilon^m$$

After convergence, we obtain the following curves between measured (magenta and black) and simulated model (green and blue) that are superimposed in Figures 4-11 and 4-12.

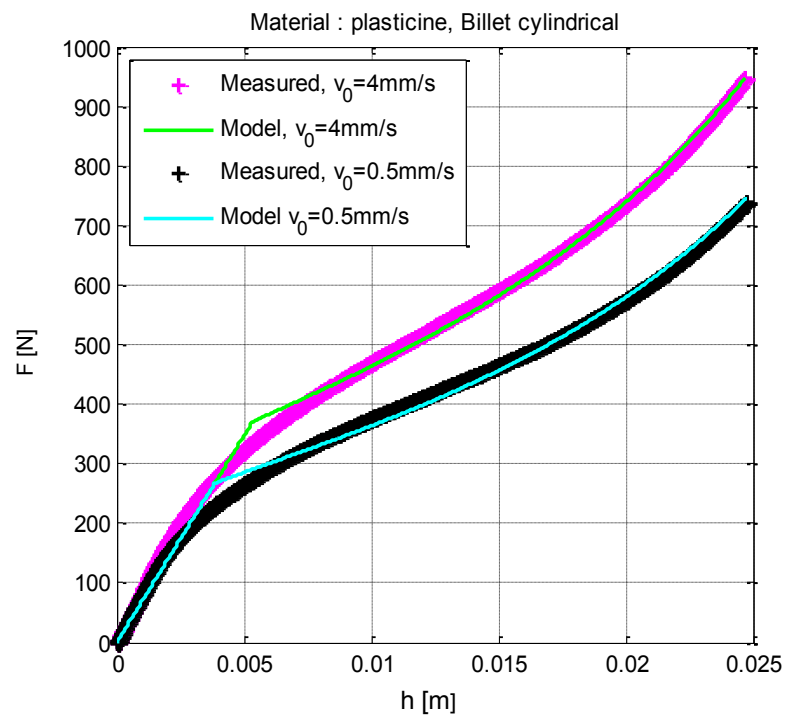


Figure 4-11. Force versus displacement for measured and modified values for $v_0 = 4$ mm/s and 0.5 mm/s.

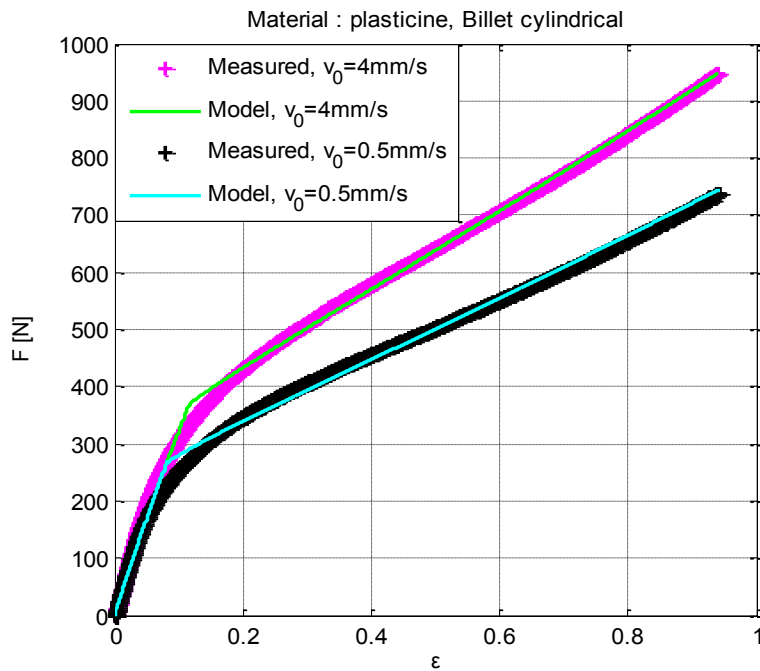


Figure 4-12. Force versus strain for measured and modified values for $v_0 = 4$ mm/s and 0.5 mm/s.

Simulated curves correspond to the following parameters presented in Table 4-5.

Table 4-5. Material and friction coefficient of the model.

n	m	K	\bar{m}	K_e/E
0.125	0.116	289000 Pa	0.08	3540N/m, 90190 Pa

MSE (Mean square error) accuracy of the model is 4.74%.

4.7.1.2 Comparison with vibration assisted forging tests

Further experiments were performed for forging process with no vibrations to compare results of forging test with and without vibration and uniformity of the results i.e. tests were repeated to obtain the same force curves for same groups of test. It was noted that the results obtained from the same group of experiments with same process parameters did not match.

Remark: Main reasons for result mismatch are

- The specimens used for the experiments are of different height in each case. This causes the length of force curve to be different for each compressed workpiece thus making the comparison difficult,
- The surfaces of the workpieces are not uniform (surface inclination with respect to die are different for each workpiece) though the heights of workpiece are

approximately the same. The obtained force curves obtain have different slope when compression starts, thus causing the difference in forging force for each workpiece in tsame group.

Experiments have been performed for the upsetting process with sinusoidal, triangular and square waveform vibration for different range of frequency between 0-125Hz. These experiments are performed to

- Analyze the effect of vibration on different materials,
- Analyze the effect of different waveforms on the forging force reduction,
- Validity of the analytical model and simulation discussed in chapter 3.

Initially, a problem was confronted when the vibration is applied through vibration pot to lower die during the forging process. Some part of vibration is transferred to the body of Lloyd machine, and the displacement of upper die shows vibration effect as it actually moves because it is not stiff enough. In order to isolate the lower die to minimize the vibration transfer to machine body, a rigid mass was placed on the moving part to filter out the vibration.

4.7.2 Upsetting (Forging) process with sinusoidal vibration

Upset forging tests were performed in the presence of sinusoidal vibration. Different materials were used as workpiece material for this purpose.

4.7.2.1 Upsetting test of plasticine in presence of sinusoidal vibration

Initially, tests were performed with plasticine as the workpiece material on the Lloyd machine. Geometrical and process parameters for this test are presented in Table 4-6.

Table 4-6. Geometric and process parameter for forging process with sinusoidal vibration.

Parameters	Specifications
Workpiece diameter and height (mm)	50.7 and 50
Upper die velocity (mm/s)	-3
Vibration frequency (Hz)	32.5
Voltage (peak to peak, V)	450
Amplitude (peak to peak, μm)	17

Displacement of the lower and upper die was observed to monitor the vibration transmission to the body of Lloyd machine. The plots are presented in the Figure. 4-13 which shows that there is no influence of the vibration of lower die on the upper die.

Remark: Displacement scales for upper and lower dies are different.

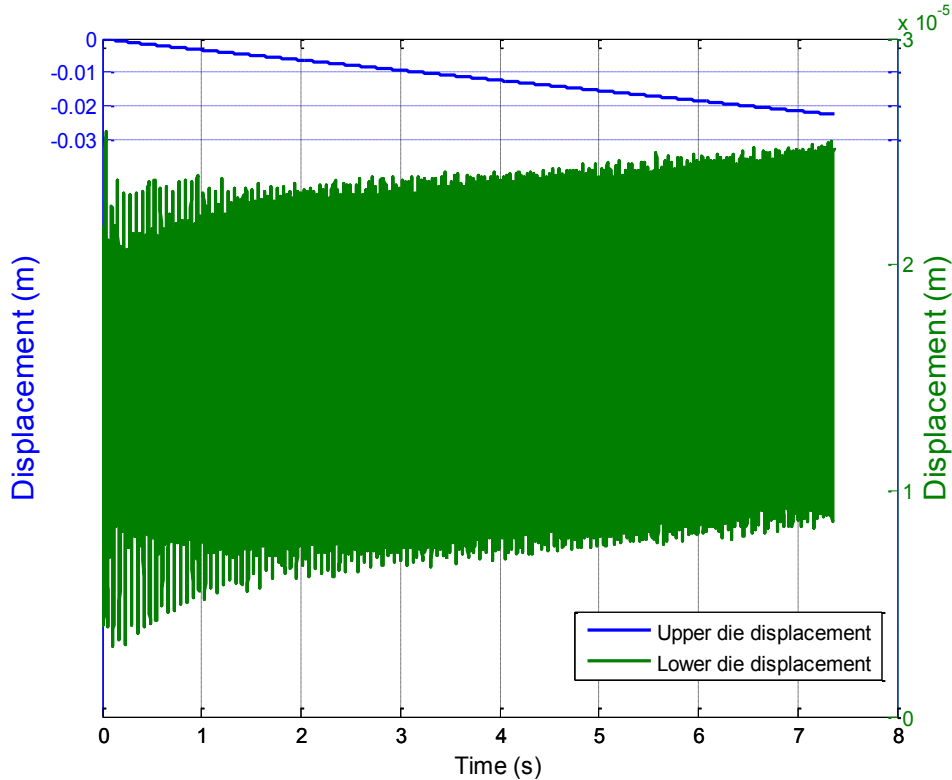


Figure 4-13. Upper and lower die displacements.

The amplitude of vibration of the lower die is also presented separately in Figure. 4-14, that show the amplitude ($17 \mu\text{m}$) of vibration applied on lower die. The piezoelectric actuator used for this test was PZT 1000/35/40, with the maximum amplitude of $40 \mu\text{m}$ for 900 V. According to the theoretical calculations, 450 V peak to peak should corresponds to $20 \mu\text{m}$ but due to loss of elasticity, the amplitude given to the lower die was $17 \mu\text{m}$ as shown in Figure 4-14. The reason of choosing these values of frequency, amplitude and die velocity is to ensure that velocity ratio $R = 0.5$, so that we can compare it with the analytical model presented in Chapter 3. Now, if we look at the velocity ratio $R = v_1/v_0$, as v_1 is maximum velocity of vibration. Then we can find v_1 by the relation $v_1 = 2\pi fa$. Here, a is the peak amplitude and not the peak to peak value. As, peak to peak amplitude value of $17 \mu\text{m}$ is used for this experiment, the amplitude is $8.5 \mu\text{m}$. Therefore, R can be calculated as

$$R = v_1/v_0 = 0.57$$

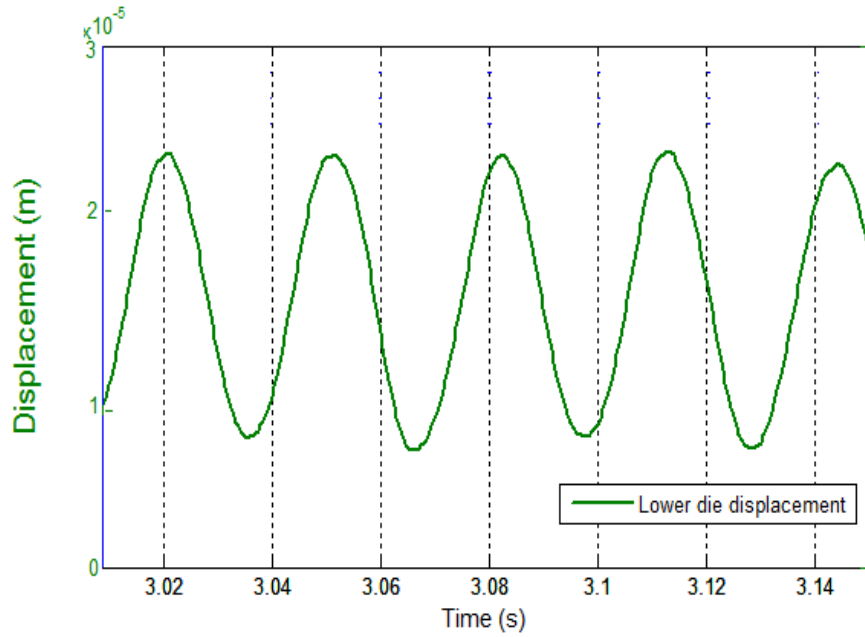


Figure 4-14. Amplitude of vibration provided by piezoelectric actuator.

Force required for the forging process has been plotted in Figure. 4-15. Filtered curve is also plotted to show the mean force required for the process.

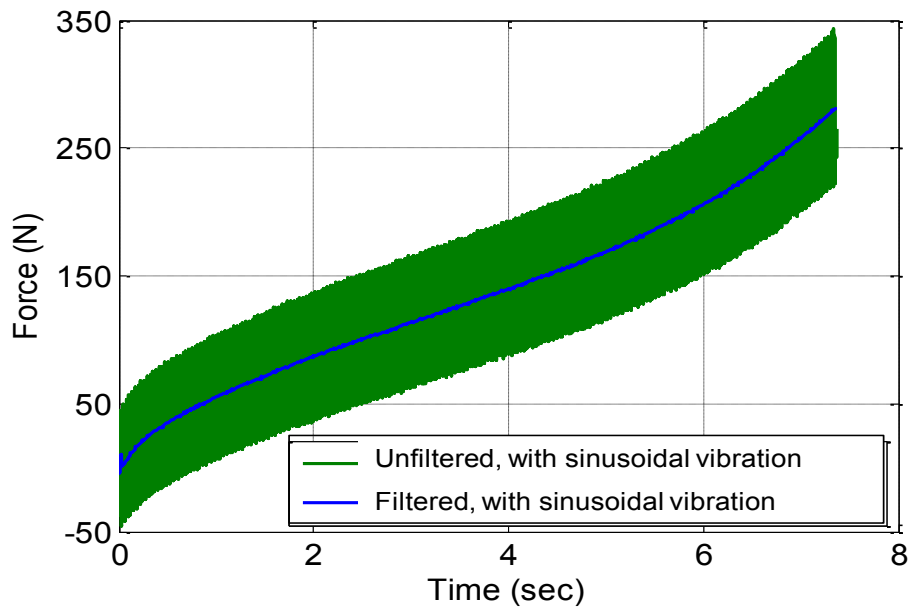


Figure 4-15. Force curve for upset forging with sinusoidal vibration $f=32.5\text{ Hz}$, $a=17\text{ }\mu\text{m}$ at $v_0=-3\text{ mm/s}$.

Similarly, another test was performed with the plasticine workpiece of the same dimension and upper die velocity but in this case, no vibration was applied. Force versus time graph has been plotted in Figure 4-16.

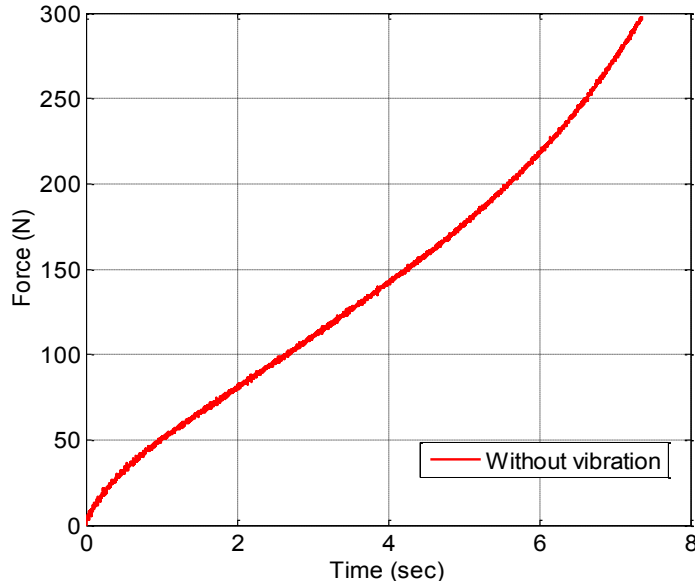


Figure 4-16. Upset forging without vibration, $v_0 = -3$ mm/s.

The two tests are compared to examine the advantage of applying sinusoidal vibration during the upset forging. The force versus time plots are presented in Figure 4-17.

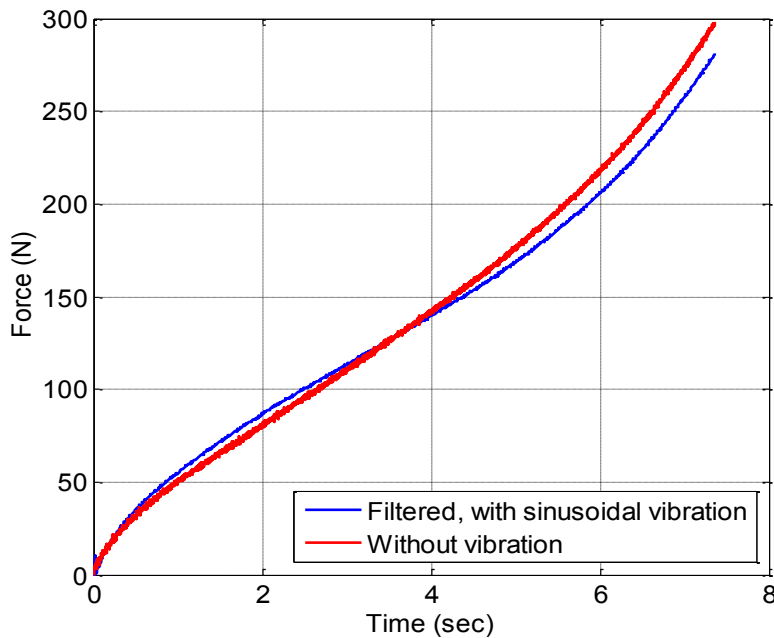


Figure 4-17. Comparison of forging process with sinusoidal vibration $f=32.5$ Hz, $a=17$ μm . and without vibration at $v_0 = 3$ mm/s.

It can be seen from the comparison of forging process with and without vibration that initially, there is no reduction in the forging force for the sinusoidal vibration assisted forging process as compared to without vibration curve. Though, we obtain small gain in the end but overall there is no big advantage of using vibration in this case. Thus the amplitude of vibration in the beginning of the process play important role. Due to this, the force curve in the beginning is always above the without vibration curve.

For $R = 0.57$, gain obtain for forging process with sinusoidal vibration as given by Eq. 3-31 for $m = 0.116$ (plasticine) is nearly 1%. Thus, as expected, results obtained falls well within the range of analytical model. The uncertainties of using two workpiece samples can be neglected as height of the two workpieces and initial slopes of the force curves are same.

In order to overcome the problem faced with two different experiments, the further experiments for upsetting a cylindrical workpiece were performed where vibration and no vibration are applied during one experiment. The comparison is made between the part with and without vibration. It has additional advantage that one can obtain the gain in forging force reduction from one curve only. So, another upset forging test is performed for plasticine as a workpiece material but with different geometrical and process parameters. These parameters are shown in Table 4.7. Initially, upset forging is started without applying the sinusoidal and after some time vibration is applied. The amplitude applied in this case is determined by displacement sensor which corresponds to 18 μm .

Table 4-7. Geometrical and process parameter.

Parameters	Specifications
Workpiece diameter (mm)	30.2
Workpiece height (mm)	30.4
Upper die velocity (mm/s)	-2.5
Vibration frequency (Hz)	45
Voltage (peak to peak, V)	400
Amplitude (peak to peak, V)	18

In this case

$$R = v_1/v_0 = 1$$

Both forging force curves (filtered and unfiltered) are presented in Figure 4-18.

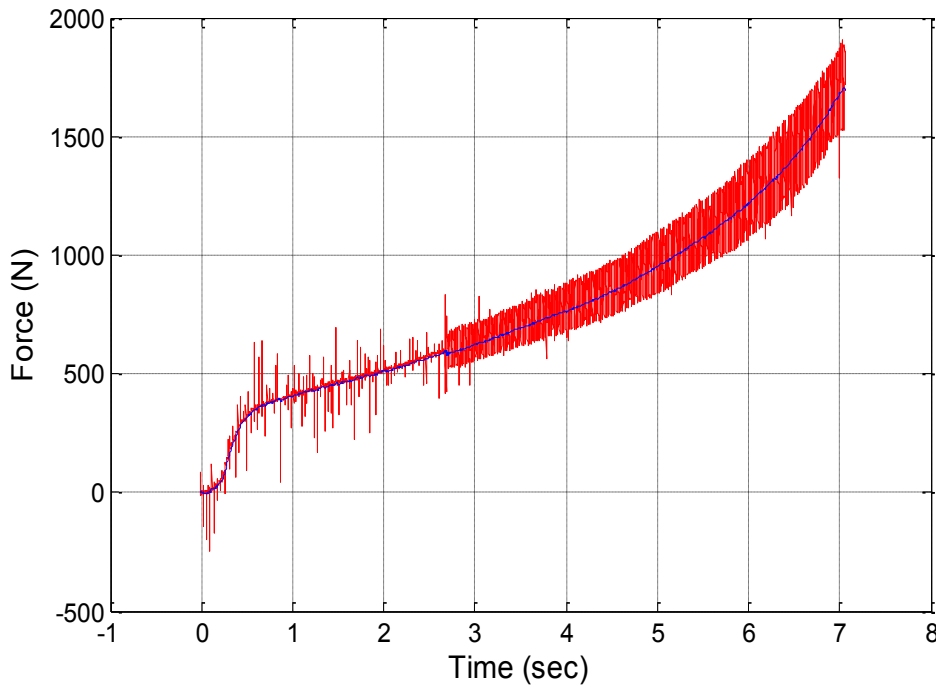


Figure 4-18. Force versus time for a upsetforging of plasticine in presence of sinusoidal vibration ($v_0=2.5$ mm/s, $f=45$ Hz and $a=18$ μ m).

There is a reduction of nearly 3% in this case. From the analytical model for $R=1$, the gain is nearly 4%. Our result is within the range of analytical model.

Additional experiments were performed for the plasticine with slight change. During the experiment, sinusoidal vibrations have been applied initially and then it is removed. This application and removal of vibration is repeated many times during the process.

Table 4-8. Geometrical and process parameter.

Parameters	Specifications
Workpiece diameter (mm)	30.4
Workpiece height (mm)	31
Upper die velocity (mm/s)	-0.25
Vibration frequency (Hz)	20
Voltage (peak to peak, V)	400
Amplitude (peak to peak, μ m)	16

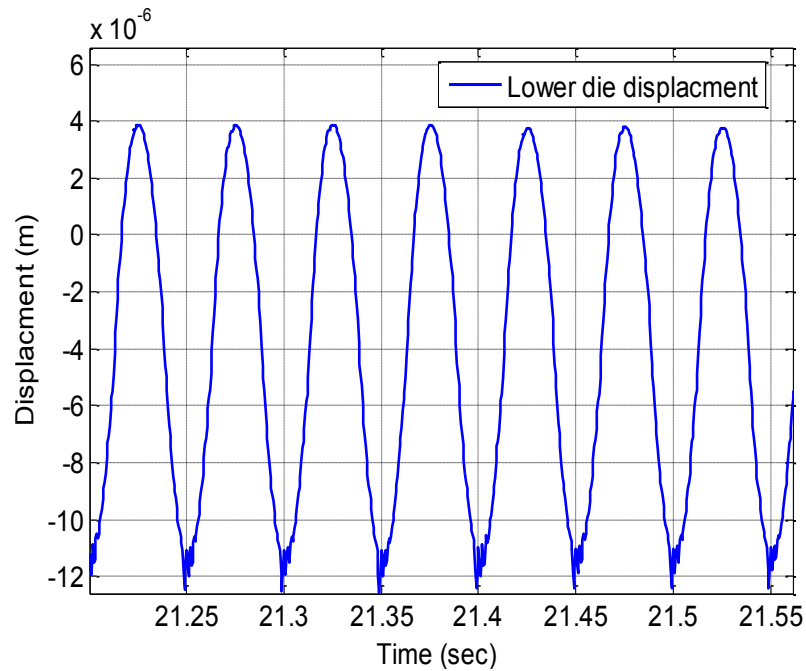


Figure 4-19. Displacement of lower die.

From Figure 4-19, the amplitude of vibration is found to be $16 \mu\text{m}$ in this experiment.

In this case, the velocity ratio is

$$R = v_1/v_0 = 4$$

The condition is out of the model assumption, as the model is best suited up till $R = 1$. After this, we are out of domain of our model and elasticity plays an important role in this case. However, the advantage of applying sinusoidal vibration can still be observed for the domain outside visco-plasticity.

Non truncated filtered and unfiltered force curves are presented in Figure 4-20.

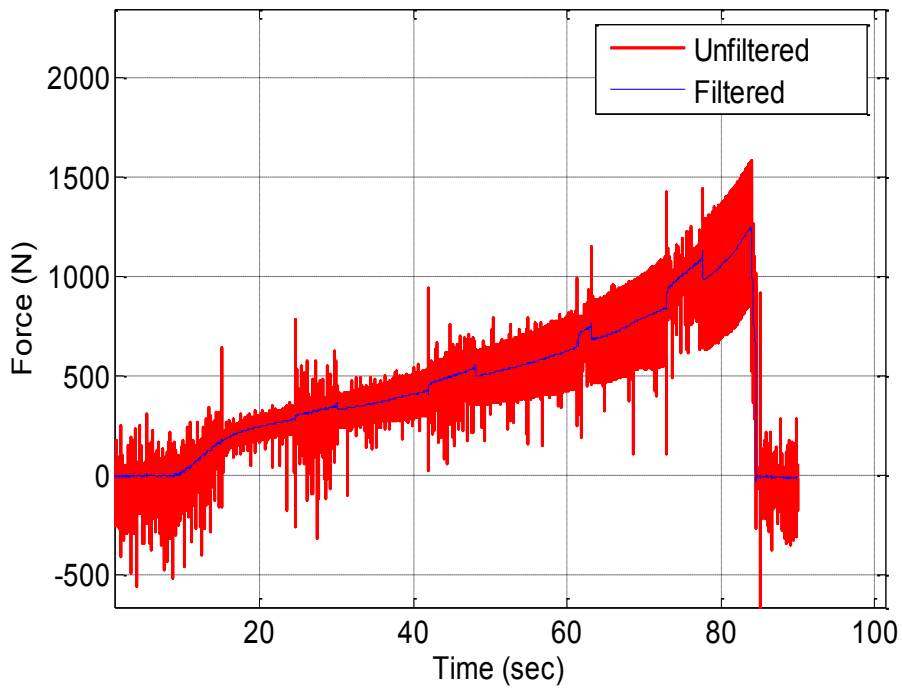


Figure 4-20. Force (unfiltered and filtered) versus time curves for sinusoidal assisted vibration process for plasticine upsetting.

Force curve after treatment in presented in Figure 4-21.

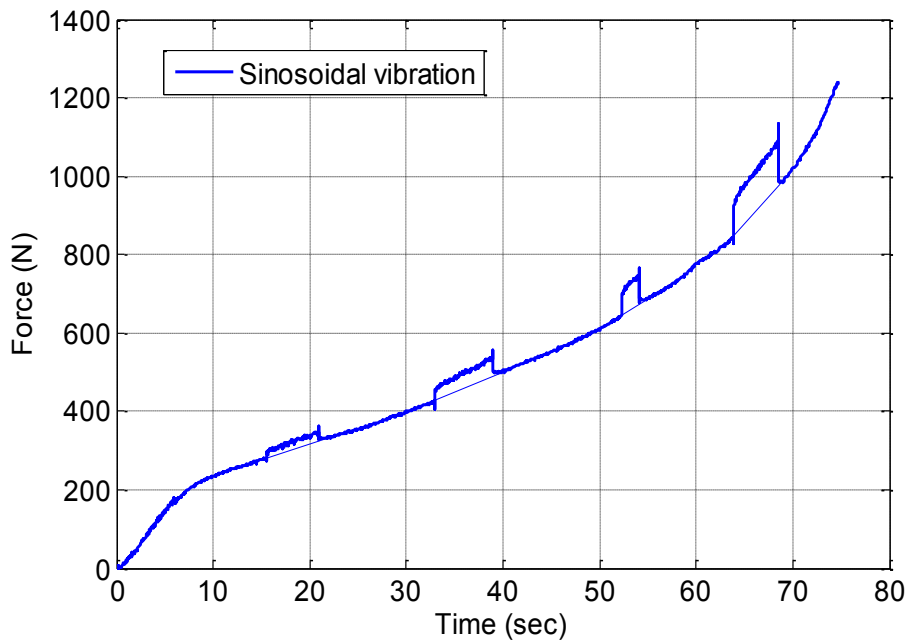


Figure 4-21. Filtered force curve for plasticine with sinusoidal vibration.

The maximum gain obtained in this case is nearly 10% at the end and it shows that the application of sinusoidal vibration has advantages in term of gain in forging force reduction.

4.7.2.2 Upsetting test of Aluminium in presence of sinusoidal vibration

Due to the stiffness problem related to Lloyd machine, it was preferred to perform the upsetting forging of Aluminium on the Zwick Roell Z1200 testing machine with a maximum load capacity of 1200 kN. The details of the Zwick Roell Z1200 have already been described in Table 4-2.

Aluminium material parameters were found using the same procedure as adopted for the plasticine and are presented in Table 4-9.

Table 4-9. Material Parameters of the Aluminium based on the Hook's law and Norton-Hoff law.

n	m	K	\bar{m}	Ke/E
0.45	0.05	247MPa	0.0005	95MN/m, 31.6Gpa

Similarly, geometrical and process parameter for sinusoidal vibration assisted upsetting forging process for Aluminium is presented in Table 4-10.

Table 4-10. Geometrical and process parameters used for performing sinusoidal vibration assisted forging process.

Parameters	Specifications
Workpiece diameter (mm)	8
Workpiece height (mm)	16
Upper die velocity (mm/s)	-1.5
Vibration frequency (Hz)	2
Voltage (peak to peak, V)	550
Amplitude (peak to peak, μm)	4

The advantage of using Zwick Roell Z1200 testing machine is that we can go to very low upper die speed and can easily deform small specimen. In this test, upper die is moving downward with constant velocity of 1.5 mm/min. The applied voltage for this test was 550 V peak to peak, thus generated the 4 μm amplitude through vibration pot. The measured displacement corresponding to two dies are presented in Figure 4-22.

Remark: Scales for both displacements are different.

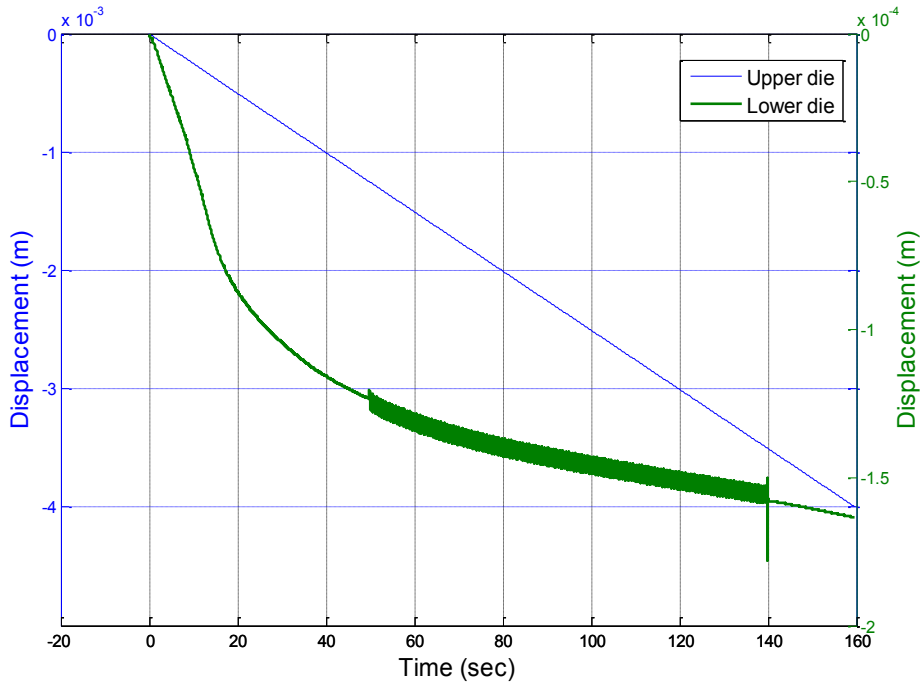


Figure 4-22. Dies displacements during the upsetting forging.

Force curve has been presented in Figure 4-23 for the forging process with sinusoidal vibrations. The case is important in a sense that we have chosen velocity ratio as $R = 1$ to compare it with the analytical model. The amplitude use in case of analytical model is average amplitude and not peak to peak, so for $R = 1$, amplitude of $2\mu\text{m}$ is used.

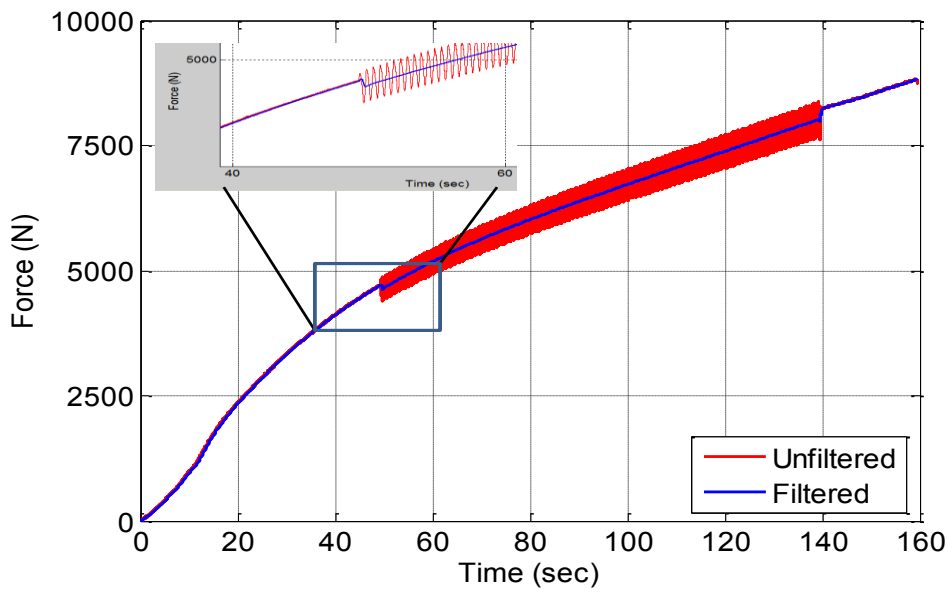


Figure 4-23. Upset forging for Aluminium with sinusoidal vibrations, $f=2$ Hz, $a=4 \mu\text{m}$.

From Figure 4-23, it can be seen that there is nearly gain of 2.0% for the forging process when sinusoidal vibration has been applied. The force curve is filtered using moving average over 1000 points determined from the frequency of vibration and sampling. Gain can be compared with the analytical model presented in Figure 3.6 for $m=0.05$. It is approximately 2% which is in accordance with the experimental results.

4.7.2.3 Upsetting test of Copper in presence of sinusoidal vibration

Experiments were also performed with Copper cylindrical as a workpiece material. Material properties of the Copper are presented in Table 4-11.

Table 4-11. Material Parameters of the Copper based on the Hook's law and Norton-Hoff law.

n	m	K	\bar{m}	K_e/E
0.362	0.098	468MPa	0.00025	130MN/m, 33.34GPa

Geometrical and process parameters are presented in Table 4-12.

Table 4-12. Geometrical and process parameters.

Parameters	Specifications
Workpiece diameter (mm)	6.3
Workpiece height (mm)	8
Upper die velocity (mm/s)	-1.5
Vibration frequency (Hz)	10
Voltage (peak to peak, V)	555
Amplitude (peak to peak, μm)	10

The upper and lower dies' displacements are shown in Figure 4-24.

Remark: Scales for both displacements are different.

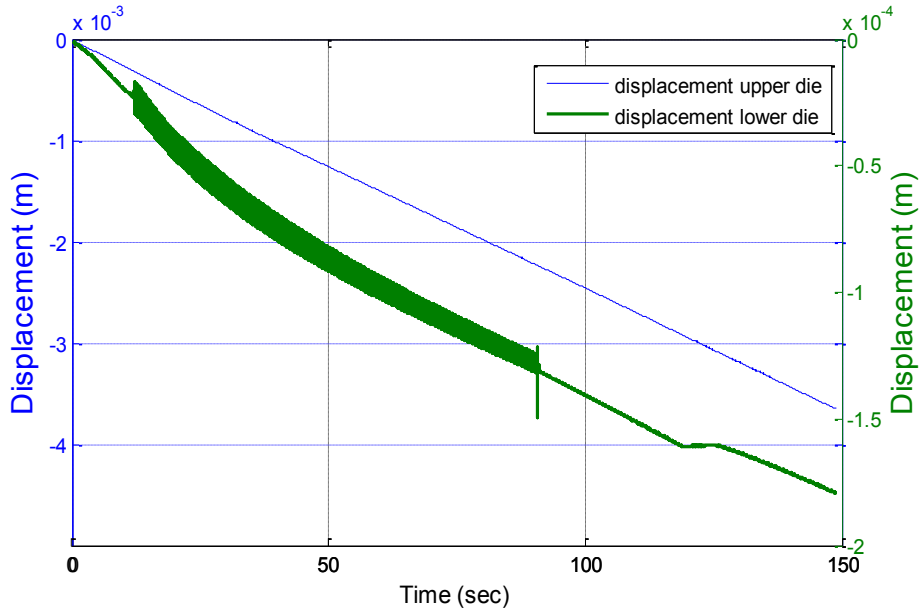


Figure 4-24. Upper and lower dies' displacements.

Upset forging force has been calculated and is presented in Figure 4-25.

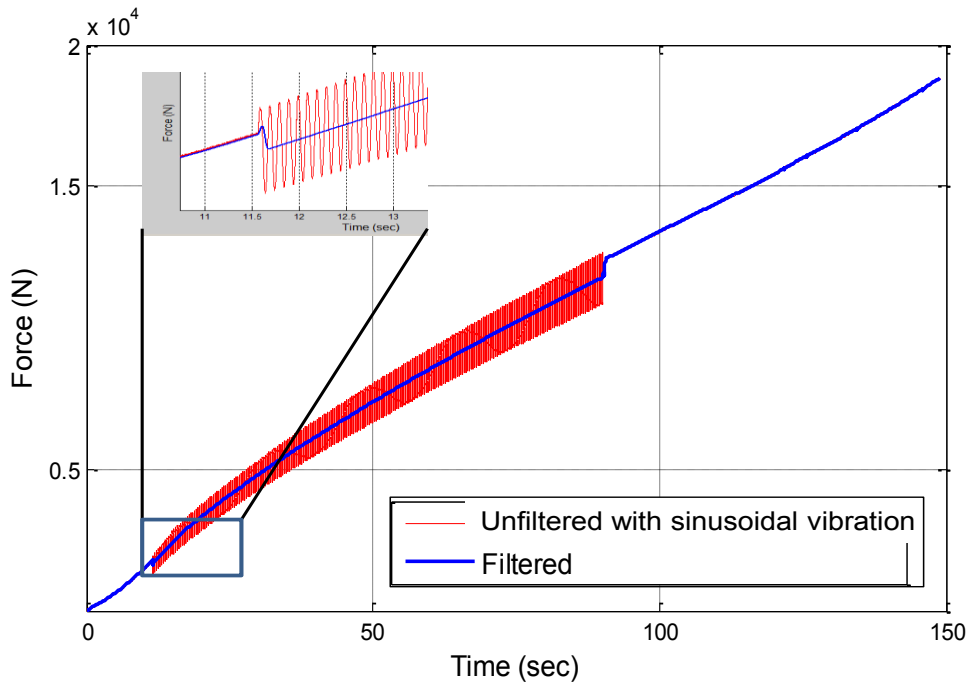


Figure 4-25. Forging force for an upset forging process with sinusoidal vibration for copper as a workpiece material $f=10$ Hz, $a=10$ μm .

In this case, the velocity ratio $R = 2$, the gain in forging force reduction is nearly 5-6% but the result can-not be compared with the analytical model.

Remark: It should also be noted that when the sign of upper die velocity is parallel or in the same direction that of vibration then the reduction of forging force will occur. In the other case, when the upper die velocity and vibrations are in opposite directions, their signs are apposite then the forging force will increase.

Though, we can't compare the obtained result with the analytical model presented in Chapter 3 as it can give best result until velocity ratio $R = 1$ but the effect of applying low vibration can be seen for copper as a workpiece material.

4.7.3 Forging process with triangular vibration

In order to analyze the advantage of using new waveform, triangular waveform is chosen to be used during the upset forging. It was discussed earlier in the case of sinusoidal vibration assisted forging process that forging forces reduce when the vibration and die velocity are in the same direction. In case of sinusoidal vibration, time of wave going upward and downward is same and we can not control it. Theoretically, use of triangular vibrations gives the advantage of control of signal duty time α and signal going up time can be reduced. Different upset forging experiments have been performed with triangular waveform for different workpiece material.

4.7.3.1 Use of triangular vibration in upset forging of Plasticine

As discussed in chapter 3, while describing the detail of analytical model for triangular vibration assisted forging process, it was found that optimizing the velocity waveform leads to strategy similar to incremental forging process. For this purpose, we have performed test with plasticine to analyze this approach to see the gain obtained in the forging process. These tests are performed on the Lloyd machine. Experiment data is presented in Table 4-13.

Table 4-13. Experiment parameters for forging process with relaxation.

Parameters	Specifications
Workpiece material	Plasticine
Upper die velocity v_1^-	-3
Time of relaxation (sec)	0.5
v_1^+ (mm/s)	0
Time period (sec)	2.4
Equivalent frequency (Hz)	0.4

Initially, die is moved with the constant velocity and it is stopped after 0.5 sec and then it moves again, thus reducing the workpiece height with each increment. This type of forging process is possible by programming die travel in the Lloyd machine. Die repeats its motion after fix interval so it can be said that it has certain frequency. We can thus obtain a square velocity wave form as shown in Figure 3-7.

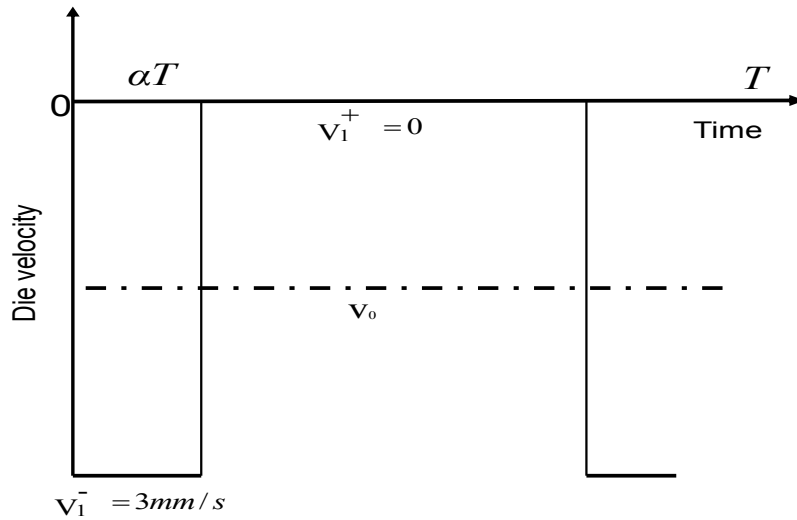


Figure 4-26. Velocity profile for triangular vibrations with duty ratio α .

We can calculate the time of signal going up and signal going down for the force versus time graph presented in Figure 4-27. From this we can calculate the duty ratio.

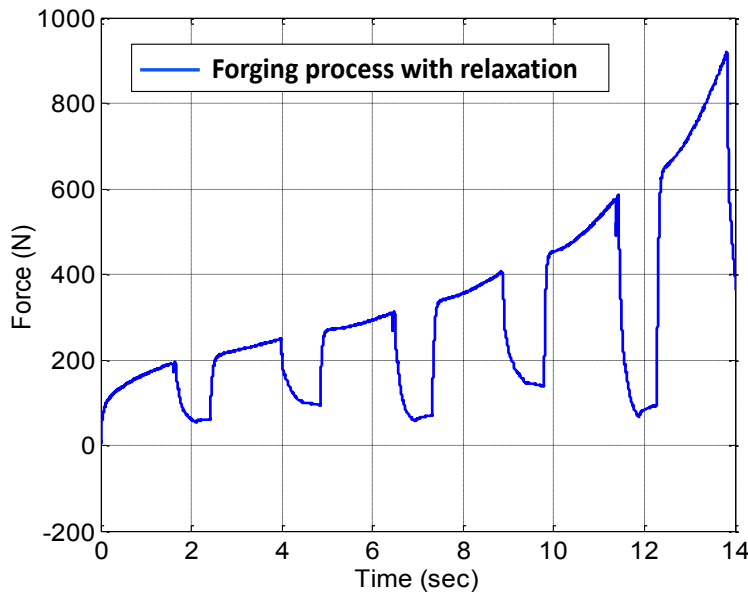


Figure 4-27. Incremental forging process with relaxation $v_1^- = 3\text{mms}^{-1}$, $v_1^+ = 0$ and relaxation time $(1 - \alpha)t = 0.5 \text{ sec}$.

Duty ratio α in this case is calculated as

$$\alpha = \frac{T_{up}}{T_{total}} = 0.666 \text{ for one time period and from Eq. 3-46, we can find the force reduction}$$

by:

$$\bar{G} = \alpha^{1-m} \text{ and for } m=0.116 \text{ (plasticine),}$$

$$\bar{G} = 0.688$$

This gain can be compared with the gain obtained experimentally by comparing curves one with triangular vibration and second with constant velocity of $v_0 = 2.1$ mm/s (Figure 4-28) calculated with the help of Eq. 3-38,

$$(v_0) = \alpha v_1^- + (1 - \alpha) v_1^+$$

As in this case $v_1^+ = 0$ simplest case, so average speed $= (v_0) = \alpha v_1^- = 0.666 * 9 = 2.1$.

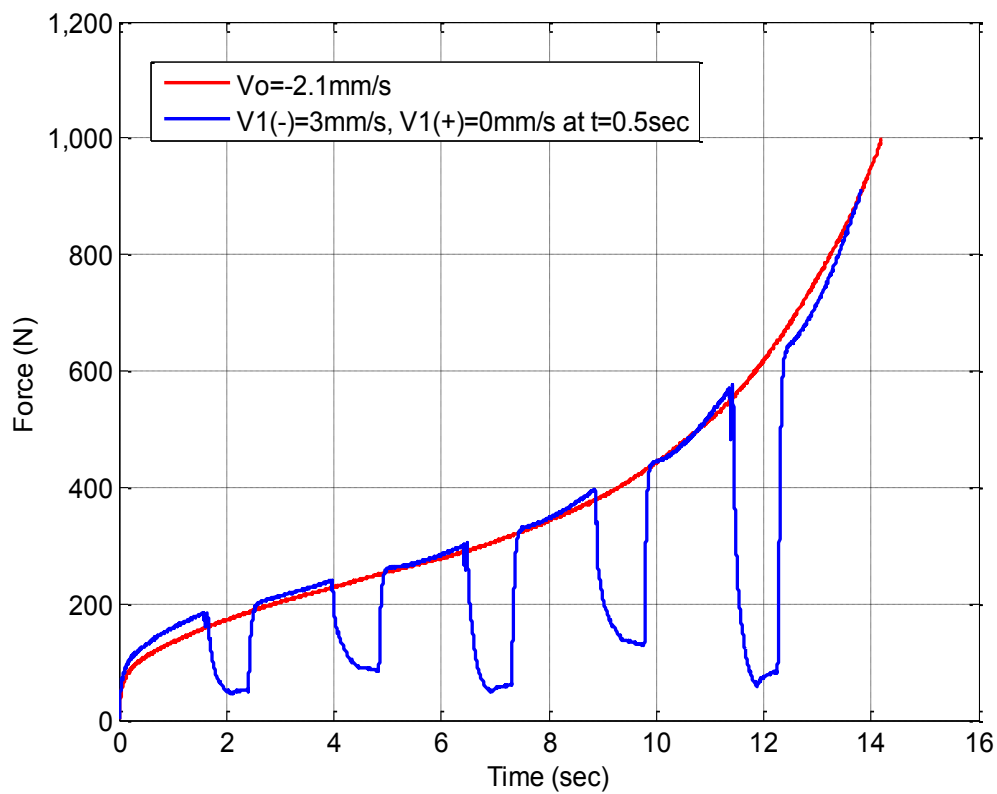


Figure 4-28. Comparison of forging process with $v_0 = 2.1$ mm/s and superimposed triangular vibration.

Gain is calculated by taking mean of the two curves during which we reduced the speed

- Gain for first period = 0.8534
- Gain for second period = 0.8443
- Gain for third period = 0.7712
- Gain for fourth period = 0.7661
- Gain for fifth period = 0.6609

The gain obtained at the end of the process matches with the gain calculated from the analytical model (0.688). Curve has adopted the gain as the time passes, so for the last time period, just before stopping it matches with the theoretical gain.

The advantage of performing these experiments is to ensure that experiments results match with our model. For the application of true triangular vibration, we have performed experiments with plasticine and copper as a workpiece material.

Initially, experiments with triangular vibration were performed with plasticine. Geometrical and process parameters are shown in Table 4-14.

Table 4-14. Geometrical and process parameter with triangular vibration.

Parameters	Specifications
Workpiece Material	Plasticine (m=0.116)
Workpiece diameter (mm)	31mm
Workpiece height (mm)	30.2
Upper die velocity (mm/s)	-0.25
Vibration frequency (Hz)	15
Voltage (peak to peak, V)	400
Amplitude (μm)	17
Duty ratio (α)	0.9

Triangular vibrations are applied and are removed during certain periods. Force curve for this process has been shown in Figure 4-28.

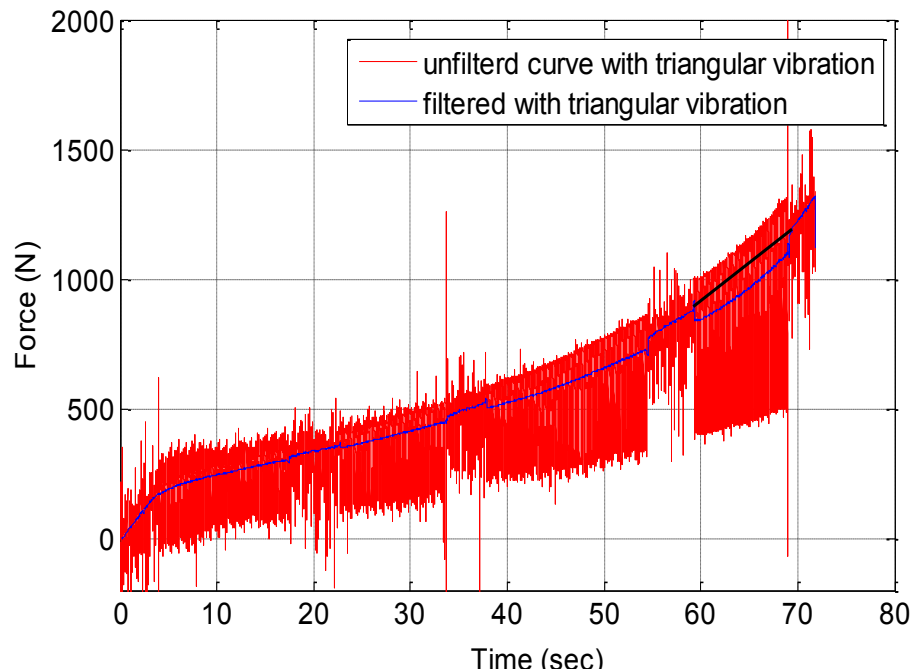


Figure 4-29. Forging force versus time for upset forging with triangular vibration $f=15\text{Hz}$, $a=19\mu\text{m}$, $\alpha=0.9$ and $v_0 = 0.25\text{mm/s}$.

There is a gain of 8% at the end of the process. That is lower than what is predicted by the analytical model as given below.

$$\bar{G} = \alpha^{1-m}$$

For $m = 0.116$ (plasticine) and $\alpha = 0.9$,

There is a theoretical gain of 8.9%. The time period of the vibration applied is:

$$T = \frac{1}{f} = \frac{1}{15} = 0.06\text{sec}$$

The relaxation time (nearly 0.0065sec) of material is very small for this time period, so the reduction of gain can be attributed to the fact that the vibration is too fast for the material to relax.

4.7.3.2 Use of triangular vibration in upset forging of Copper

Upset forging experiments were performed with the copper specimen for different duty ratios α (0.1, 0.2 and 0.5). Here, the result of application of triangular vibration with duty ratio $\alpha = 0.5$ during the forging process is presented. Geometrical and process parameters are presented in Table 4-18.

Table 4-15. Geometrical and process parameters of upset forging.

Parameters	Specifications
Workpiece Material	Plasticine
Workpiece diameter (mm)	6.3
Workpiece height (mm)	8
Upper die velocity (mm/s)	-0.025
Vibration frequency (Hz)	50
Voltage (peak to peak, V)	550
Amplitude (μm)	11
Duty ratio (α)	0.5

Force curve is presented in Figure 4-30. Triangular vibrations were applied during certain time and are removed afterwards.

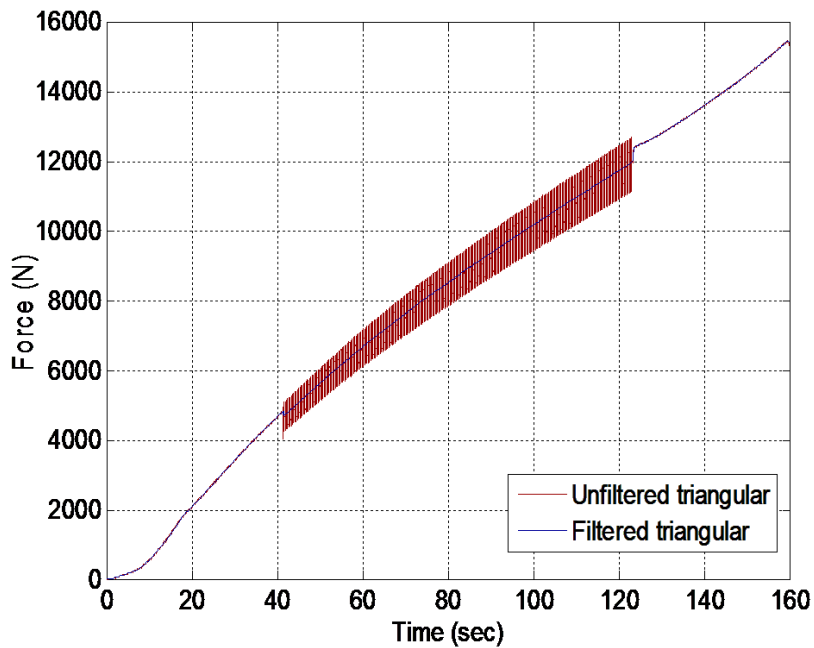


Figure 4-30. Force curve for upset forging of copper workpiece, $f=50$ Hz and $\alpha = 0.5$.

There is reduction of only 3.5%. The reason for not obtaining the gain from the triangular vibration is the same as in case of Plasticine as relaxation time is not enough for a vibration time period of 0.02seconds. Similarly, more experiments with triangular vibration for

different duty ratios are performed during the forging process but they have the same problem as discussed before.

4.8 Results and discussions

Experiments' results are obtained in section 4.7 and are analyzed. Results for experiment without workpiece show that though the vibration is transferred from the vibration pot to upper die, it does not have prominent effect in case of sinusoidal and triangular vibrations.

Results obtained from the experiments that doesn't involve use of the vibration during the upset forging were used for two purpose

- To obtain the material parameters,
- To compare the results with upset forging experiments with sinusoidal and triangular vibrations.

First objective was truly obtained but the second objective has been obtained partially. The reason for not achieving the second objectives were

- Two force curves obtained from the upset forging processes with and without vibration can't be compared as the geometrical parameters and material consistency are not always same thus causing the beginning of curve behaves differently,
- The curve with vibration always starts with high average force as compare to without vibration curve, thus showing that initial amplitude and frequency of vibration are important factor to deal with.

For this reason, experiments are performed with one workpiece specimen. The vibrations are applied for certain time and then removed. This gives additional advantage time saving and gain is obtained from one curve.

The results obtained for upset forging with sinusoidal vibration are in accordance with our analytical model. The results have been verified with different materials such as plasticine, Aluminium and copper.

The results obtained for the forging process with triangular vibration are partially in accordance with the analytical model. These results are good for plasticine and in case of copper; it doesn't match with the results of analytical model. The reason can be attributed to the fact that vibration is too fast for the material to relax otherwise it must exhibit the effect as obtained in the example of Plasticine with considerable relaxing time.

4.9 Summary

Upset forging experiments are performed on two testing machines i.e. tensile / compression Lloyd 30K and ZWICK Roell Z1200 (Figures 4.2 and 4.3). Thus a constant speed v_0 (crosshead) has been imposed with the help of mechanical press available with these machines. Vibration amplitude $a_1(t)$ is added in the process through an elastic system driven by a piezoelectric actuator. Vibration pot houses the piezoelectric actuator and generates vibration (Figure 4-4). Then this vibration pot has been installed in two upsetting machines (shown in Figure 4-5). Electrical systems for providing power supply for this process is presented in Figures 4-6 and 4-7.

Initially tests are performed to check the system performance without workpiece and the system is analyzed for the frequency range of 0-125 Hz with sinusoidal and triangular vibrations. After obtaining satisfactory results for the system performance, experiments are performed with workpiece but with no vibration. The aim was to obtain material parameters and to compare the process with the forging process with vibrations.

Tests with plasticine are the first step to demonstrate the vibrations associated with the forging process. The advantage of working with plasticine is that the forging force is very low around 500-1000 N depending on the diameter and work piece's height. For this purpose we used Lloyd machine LR30K. Experiments with other material such as Aluminium and copper needs relatively more force for upsetting which is performed on ZWICK Roell Z1200 which gives the additional advantage of rigidity. Upset forging of these material also show the gain in forging force reduction with the application of vibration. Results obtained from the application of sinusoidal vibrations during the forging process validate the results completely obtained from the developed analytical model but the results obtained with triangular vibration are partially in accordance with the analytical model. These results are good for the plasticine workpiece but not good for the copper workpiece due to the insufficient time for material relaxation.

Part III

Mathematical modeling and finite element
simulations for metal forging process with
multiple vibration source

Chapter 5 Mathematical modeling of the forging process under influence of multi vibration source

5.1 Introduction

From the early research work performed in vibration assisted forming process and presented in chapter 2, it can be concluded that only one vibration source has been used to assist metal forming process. Application of two or three vibration sources can produce translation as well as turning effect (rotation) during the forming process that needs a detailed study to discover this effect.

In this chapter, we have mainly concentrated on the impact of use of multi vibration sources in the metal forming process. Movement of lower die under the influence of multi vibration generated by multi piezoelectric actuators has been analyzed. Kinematic study and mathematical modeling related to this movement has been performed in detail to show the generation of progressive wave with the application of multi vibration. Application of progressive wave in the metal forming process is a novel technique of applying vibrations in the metal forming process and has never been discussed before.

This generation of progressive wave in the lower die and its transfer to workpiece is then verified with the help of finite element simulations performed in software FORGE2011®. Once it is confirmed then the impact of progressive wave during the forging process has been observed.

5.2 Objective

The main aim of conducting this study was to take advantage of the generation of this progressive wave in the process and its impact on the gain in forging force reduction. Impact of different vibration parameters on the gain is also discussed in this chapter.

5.3 Modeling of vibration assisted forging process

In order to obtain the advantages from vibration assisted forging process, coupling between piezoelectric actuators and mechanical system has to be studied. For this, it is necessary to study the kinematic study of the lower die for the forging processes. In this section, modeling of the forging processes with one, two and three piezoelectric actuators are presented. Three cases will be discussed in detail.

- Modeling of forging process with single vibration source
- Movement of lower die under the effect of two vibration sources
- Movement of lower die under the effect of three vibration sources

5.3.1 Modeling of forging process with one piezoelectric actuators

Forging process with one vibration source (piezoelectric actuator) has been presented in chapter 3 and 4.

In chapter 3, the development of analytical model has been described and in chapter 4; the practical application of use of one piezoelectric actuator has been outlined.

The detailed schematic of forging process with one piezoelectric actuator is presented in Figure 5-1. In order to make the process simple, no friction has been considered among the piezoelectric actuator, lower die and workpiece and only forces acting on workpiece are force generated by piezoelectric actuator and forging force along OZ.

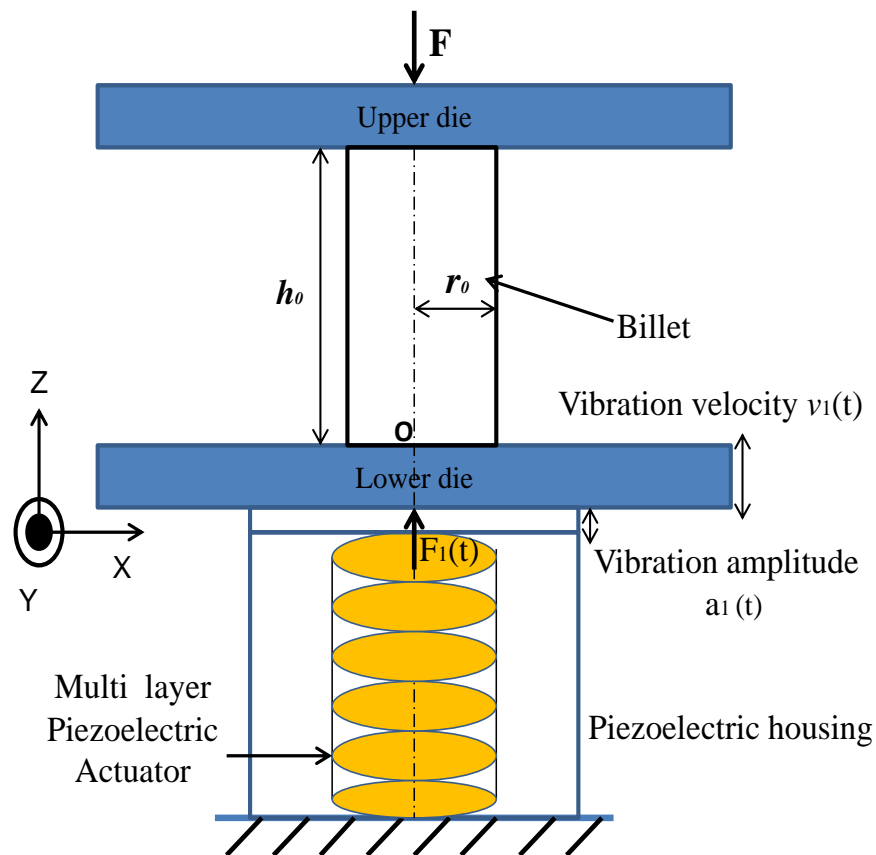


Figure 5-1. Schematic of forging process with one piezoelectric actuator.

Lower die have one possible movement i.e. displacement $a_1(t)$ along OZ with the velocity $v_1(t)$. Kinematic Eq. of lower die can be written as

$$v_1(t) = v_z \quad \mathbf{5-1}$$

Force acting on the point O of the lower die and workpiece can be written as

$$F_1(t) = F_z \quad \mathbf{5-2}$$

Analytical model has been developed and reaction force based on the stress analysis during the forging process has been calculated in chapter 3.

Now, we will look at the forging process with more complicated case i.e. application of multi piezoelectric actuators as it allows us to see the impact of moments in both x and y direction.

5.3.2 Modeling of forging process with two piezoelectric actuators

Now we consider the forging process with two piezoelectric actuators. Schematic of this forging process is presented in Figure 5-2. Considering no friction between actuator, lower die and workpiece, the only force acting on the workpiece are the force generated by two piezoelectric actuators and forging force of the process.

We consider that these two actuators are placed at equal distance R from the center point of the die as can be seen from Figures 5-2 and 5-3.

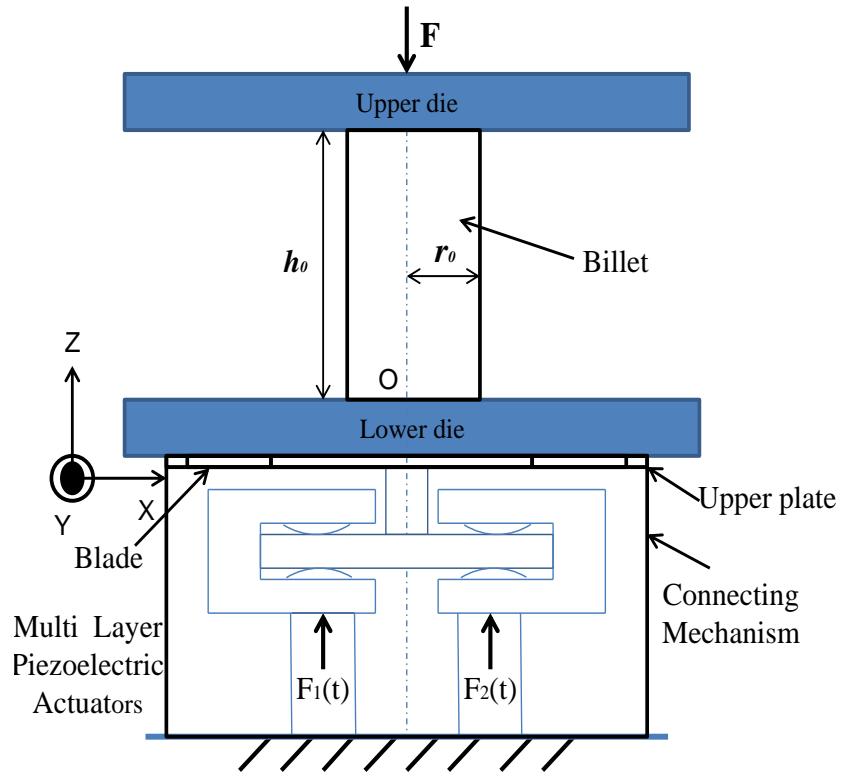


Figure 5-2. Schematic of forging process with two piezoelectric actuators.

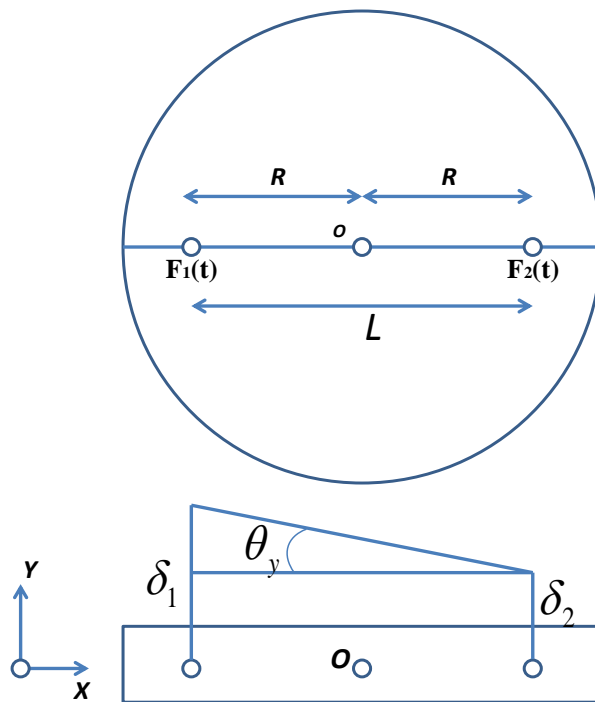


Figure 5-3. Angular displacement caused by piezoelectric actuators.

We consider that die have two possible typed of movement i.e. rotation about O_y with ω_y and displacement along OZ. Note that $v_1(t)$ and $v_2(t)$ are the velocities of piezoelectric actuators in OZ direction only and so on δ_1 and δ_2 .

The angular displacement along y-axis is given by

$$\theta_y = \left(\frac{\delta_1 - \delta_2}{L} \right) \quad \mathbf{5-3}$$

Here δ_1 and δ_2 are the displacement relative to point 1 and 2

Moment along the y-axis can also be calculated as

$$M_y = F_1 R - F_2 R \quad \mathbf{5-4}$$

The kinematic Eq.s for the die can be written as

$$v_1(t) + v_2(t) = 2v_z \quad \mathbf{5-5}$$

For ω_y

$$\frac{v_1(t)}{L} - \frac{v_2(t)}{L} = \omega_y \quad \mathbf{5-6}$$

Eq. 5-6 can be written as

$$v_1(t) - v_2(t) = L\omega_y \quad \mathbf{5-7}$$

Here $L = 2R$

From Eq.s 5-6 and 5-7, we can obtain velocity matrix for the piezoelectric actuators:

$$\begin{bmatrix} V_1(t) \\ V_2(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & R \\ 1 & -R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_z \\ \omega_y \end{bmatrix} \quad \mathbf{5-8}$$

Force on point 0 in OZ direction is exerted by two piezoelectric actuators and is given by:

$$F_1 + F_2 = F_z \quad \mathbf{5-9}$$

Force vector at point 0 can be calculated by the two forces generated by the piezoelectric actuator and is given by:

$$\begin{bmatrix} F_z \\ M_y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 \\ R & -R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_1 \\ F_2 \end{bmatrix} \quad \text{5-10}$$

Input power for the mechanical coupling can be written as

$$P_1(t) = F_1 V_1 + F_2 V_2 \quad \text{5-11}$$

Output power for the mechanical coupling can be written as

$$P_o(t) = F_z V_z + M_y \omega_y \quad \text{5-12}$$

According to principle of conservation of energy, $P_1(t) = P_o(t)$ or $P_1(t) - P_o(t) = 0$

$$F_1 V_1 + F_2 V_2 - F_z V_z - M_y \omega_y = 0 \quad \text{5-13}$$

Similarly, it can be shown that when three piezoelectric actuators are used during the forming processes, they can generate translation in OZ direction as well as two rotations ω_x and ω_y .

5.3.3 Modeling of forging process with three piezoelectric actuators

Similarly, the analysis presented for section 5.2.2 can be extended for the three piezoelectric actuators assisted forming process and it can be shown that two rotations and one translation can be produced with the help this arrangement. The aim of this section is to analyze a forging process that allows multi piezoelectric actuators to apply displacement from lower die with the help of vibrations. In Figure 5-4, a forging process has been shown to describe how rotation produced in x and y axes by multi piezoelectric actuators in the lower die enter into the connected workpiece. Certain assumptions made during this analysis are

1. It is required that center of rotation is O
2. The lower die is tilted for instance around OX, then rotated around axis OZ

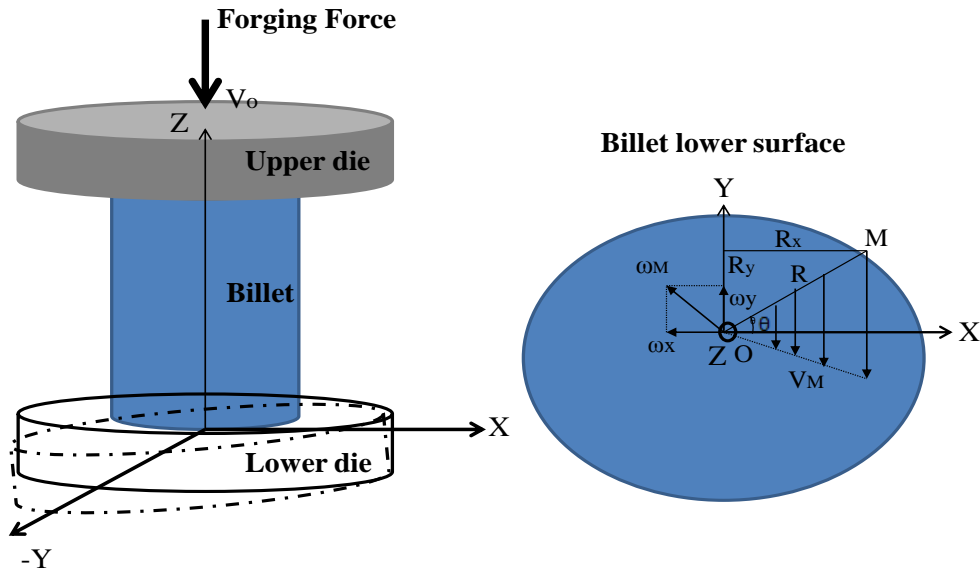


Figure 5-4. Movement of lower die and angular velocity at a certain point M on workpiece lower surface.

Consider a point M at the lower surface of the workpiece making an angle θ with X-axis. Its distance from the center is R.

$$R = \sqrt{x^2 + y^2} \quad 5-14$$

The tangential velocity at any moment is defined by V_M and can be calculated as

$$\vec{V}_M(x, y, t) = \vec{\omega}_M(t) \times R(x, y) \quad 5-15$$

The angular velocity vector $\vec{\omega}_M(x, y, t)$ is projected at axis X and Y at time instant $t=0$ and is given by

$$\vec{\omega}_{Mx}(t) = \Omega_0 \cos(\theta) = \Omega_0 \cos(\omega t) \quad 5-16$$

$$\vec{\omega}_{My}(t) = \Omega_0 \sin(\theta) = \Omega_0 \sin(\omega t)$$

Here Ω_0 is the maximum amplitude of the rotation defined on the basis of radius of workpiece, so that workpiece should not leave the lower die. In reality, we always want that workpiece to be in contact with the die and it means that relative position of the die and the workpiece should always be conserved.

If the upper die moves with velocity V_0 and $\theta(t)$ is the angular displacement of the lower die. The relation of decrease in height due to the displacement of upper and lower die can be written as

$$X_s(t) = h_0 - V_0 t$$

$$X_i(t) = R\theta(t)$$

X_s and X_i are the displacements of the upper and lower dies. The instantaneous height reduction due to these dies' movement can be written as

$$h(t) = h_0 - V_0 t - R \int_0^t \Omega_0 \sin(\omega t) dt$$

Height reduction rate can be written point of contact is

$$\dot{h}(t) = -V_0 - R \Omega_0 \sin(\omega t) \tag{5-17}$$

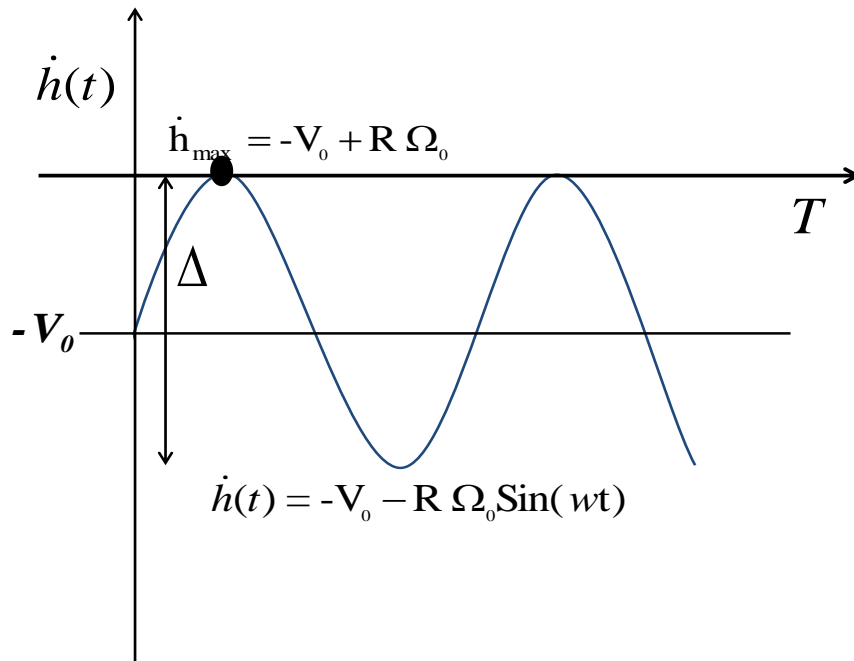


Figure 5-5. Instantaneous velocity in workpiece.

From which we can get

$$\Omega_0 = \frac{V_0}{R_{max}} \tag{5-18}$$

The magnitude of the angular velocity is represented by ω and is given by

$$\omega = 2\pi f$$

f is the frequency of rotation. The angular displacement θ_x and θ_y can also be calculated from Eq. 5.16.

$$\theta_x = \theta_{x0} + \frac{\Omega_0}{\omega} \text{Sin}(\omega t) \tag{5-19}$$

$$\theta_y = \theta_{y0} - \frac{\Omega_0}{\omega} \text{Cos}(\omega t)$$

θ_{x0} and θ_{y0} can be calculated from the initial value problem. If the lower die is tilted at any angle along X and Y axis then θ_{x0} and θ_{y0} will have some values otherwise these terms will be zeros.

Now it is easy to analyze the displacement (type of motion) for any point of the lower die. The best and simple way is to analyze the displacement of the two points on the lower die as shown in Figure 5-6. It can be considered that R_b is the frame attached to the fixed base and R_d is the frame attached to the lower die. We can consider two points M with coordinates $(x, y, 0)$ and O with coordinates $(x_1, y_1, 0)$ of the plate in the R_d frame.

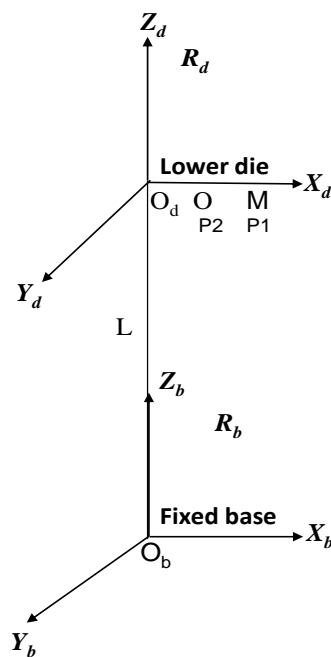


Figure 5-6. Displacement analysis of two points on the lower die of forging process.

If we apply two rotations (in x and y directions) and one translation (in z-direction) on the lower die and transfer it to fixed base frame then we can obtain the movement matrix in the fixed base frame R_b .

$$R_x = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos\theta_x & -\sin\theta_x & 0 \\ 0 & \sin\theta_x & \cos\theta_x & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad 5-20$$

$$R_y = \begin{bmatrix} \cos\theta_y & 0 & \sin\theta_y & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\sin\theta_y & 0 & \cos\theta_y & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad 5-21$$

$$R_x \cdot R_y = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos\theta_x & -\sin\theta_x & 0 \\ 0 & \sin\theta_x & \cos\theta_x & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \cos\theta_y & 0 & \sin\theta_y & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\sin\theta_y & 0 & \cos\theta_y & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

If angles are very small then we can write $\cos\theta = 1$, $\sin\theta = \theta$ and $\sin\theta\cos\theta = 0$, we get:

$$R_x \cdot R_y = \begin{bmatrix} 1 & 0 & \theta_y & 0 \\ 0 & 1 & -\theta_x & 0 \\ -\theta_y & \theta_x & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad 5-22$$

The position of points M and O in the base frame of reference R_b are:

$$\begin{bmatrix} O_d M(R_d) \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & \theta_y & 0 \\ 0 & 1 & -\theta_x & 0 \\ -\theta_y & \theta_x & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x \\ y \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x \\ y \\ -x\theta_y + y\theta_x \\ 1 \end{bmatrix}$$

For R_b

$$\begin{bmatrix} O_b M(R_b) \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x \\ y \\ -x\theta_y + y\theta_x + L \\ 1 \end{bmatrix} \quad 5-23$$

Similarly for point O

$$\begin{bmatrix} O_b O(R_b) \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_1 \\ y_1 \\ -x_1\theta_y + y_1\theta_x + L \\ 1 \end{bmatrix} \quad 5-24$$

Now, if we want to choose to impose the movement of point O such as

$$-x_1\theta_y + y_1\theta_x + L = L_a(t) \quad 5-25$$

Then we obtained a relationship for the movement of point M as

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} O_b M(R_b) \\ 1 \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} x \\ y \\ -x\theta_y + y\theta_x + L \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x \\ y \\ -(x + x_1 - x_1)\theta_y + (y + y_1 - y_1)\theta_x + L \\ 1 \end{bmatrix} \\ \begin{bmatrix} O_b M(R_b) \\ 1 \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} x \\ y \\ -(x - x_1)\theta_y + (y - y_1)\theta_x + L_a(t) \\ 1 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad 5-26$$

If we now put $x - x_1 = R\cos(\psi)$ and $y - y_1 = R\sin(\psi)$, then we can get as:

$$L_M(t) = -R\cos(\psi)\theta_y + R\sin(\psi)\theta_x + L_a(t) \quad 5-27$$

We are therefore capable of choosing a progressive wave for the cylinder of radius R whose centre is not necessarily the centre of lower die but is moved by movement in z -direction by $L_a(t)$ in case of Figure 5-1.

So, the magnitude of axes of rotation is linked to that of the translation.

- If we are only interested in generation of progressive wave movement, then $\Delta L(t) = -R\cos(\psi)\theta_y + R\sin(\psi)\theta_x$ is only linked to the maximum radius R and the amplitudes of magnitude of rotation. So, if it is assumed that by default we have center of workpiece then it must be able to impose a movement $L(t) = R_1\cos(\psi_1)\theta_y - R_1\sin(\psi_1)\theta_x$ so that maximum amplitude is $R_1\theta_{max}$.
- In contrast, if at any point on the die we want to achieve the amplitude that is sufficient to keep the workpiece on the die and to obtain the maximum velocity of deformation V_0 , it is important only to look at the velocity of point and the place where it is placed on the die. So it's the dimensions of the die that determines the amplitudes of the movements of the rotation axes and the axis z .

Now, it is possible to use this generated progressive wave (combination of movements produced by multi piezoelectric actuators) during the forging process and its impact on the process can be analyzed.

5.4 Finite Element Simulations of Application of Multi vibrations in Metal Forging Process

After describing the nature of the motion of lower die under the influence of multi vibration in metal forging process in the previous section, the objective of this section is to verify and apply this motion during the forging process to see the advantages of using this technique. In real life, modeling and design of vibration pot to generate multi vibrations are not simple and is also complicated as compare to single vibration source pot. A lot of factors have to be worked out before using this vibration assembly for the experiments. Selection of material for pot fabrication, choice of piezoelectric actuators, structure to transfer vibrations, contact information and workpiece material are important constraints to be kept in mind.

To solve these problems, finite element simulations have been performed in FORGE2011® to analyze the forging process under the influence of multi vibrations. This modeling and analysis gives us the following advantages:

- The vibration pot or multi vibration assembly doesn't need to be modeled, as only generated data can be used to show the vibration acting on the lower die,
- Movement of lower die can truly be visualized and can be compared to the proposed movement obtained through kinematic study,
- Different work piece's material behavior can be analyzed,
- Different process parameters can be analyzed to see their impact in the process and to identify the most important ones.

Finite element simulations results also give the inner sight of the forging process that what's going on during the process. It details the related information connected to the workpiece. Forge2011® is a powerful simulation tool to analyze three-dimension (3D) flow of complex forming processes such as open die forging (upsetting), closed die forging, rolling and extrusion process. The important question now is how to incorporate the multi vibration in metal forming process in FORGE2011®. Following section will reply this question.

5.5 Description of forging process model in FORGE2011®

The upsetting process simulations are performed in FEM based software Forge2011® for visco-plastic domain. Process selected is hot forging though the temperature has been maintained to 20°C and thermal block has been removed from the calculation to save time.

As this work focuses on a visco-plastic domain, the material behavior is expressed with the help of Norton-Hoff constitutive law (extracted from Hansel and Spittel rheology law), according to Eq. 3-17:

$$\sigma_0 = k\varepsilon^n \dot{\varepsilon}^m$$

σ_0 = Flow stress

ε = Equivalent deformation

$\dot{\varepsilon}$ = Equivalent deformation rate

k = consistency of material

n = hardening coefficient

m = sensitivity to strain rate

Upsetting process is a very basic process but interesting for theoretical and experimental studies. Multi vibrations can be applied through Generic Press attached to lower die (pot vibrant). Before going into the detail of how to apply multi vibration in the simulation, first we will look at the setup in FORGE2011® used to perform these simulations as shown in Figure 5-7. This setup consist of three main parts

- Upper die (Coulisseau)
- Workpiece (work piece)
- Lower die (Pot Vibrant)

Height of the workpiece is in Z-direction whereas radial directions are X and Y axes.

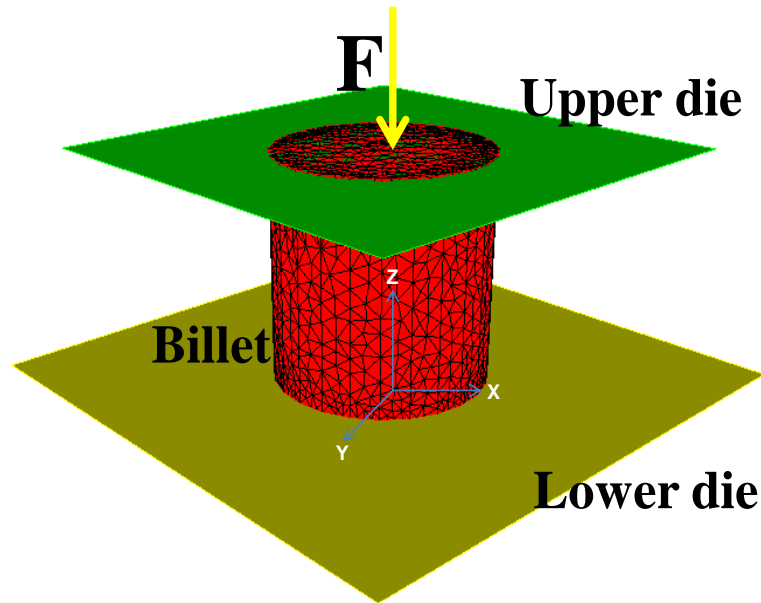


Figure 5-7. FORGE2011® model for FEM Simulations.

In these simulations, Aluminum was used as workpiece material to perform upsetting process. Other materials can also be used, as material coefficients have to be changed accordingly in the workpiece material file. Geometric and process parameters of the forging process are presented in Table 5-1.

Table 5-1. Geometric and process parameters for the forging process with multi vibrations.

Parameters	Values
Workpiece material coefficient	$k=161.9 \text{ MPa}$, $n=0.2$ and $m=0.1$
Friction coefficients	$\mu=0.05$, $\bar{m}=0.8$
Workpiece diameter (mm)	40
Workpiece initial height (mm)	40
Workpiece final height (mm)	15
Upper die velocity V_0 (mm/s)	-3
Progressive wave frequency f (Hz)	10

5.5.1 Application of multi vibrations in forging process

Vibration is applied through lower die (pot vibrant) that is attached to Generic Press. Generic press is the source of providing multi vibrations in the forging process. Kinematics of the generic press is the function of two rotations about two different axes combined with one translation and is presented in Figure 5-8. By experience, it was noted that it can allow us to obtain the same kinematics that we obtained in section 5.2.3.

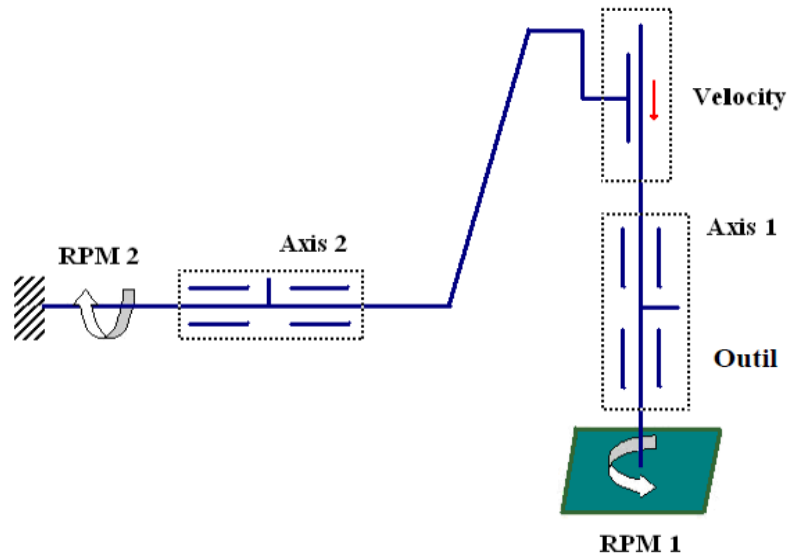


Figure 5-8. Kinematics of Generic press.

There are three types of simulation possible with the three possible movements of generic press as shown in Figure 5-9.

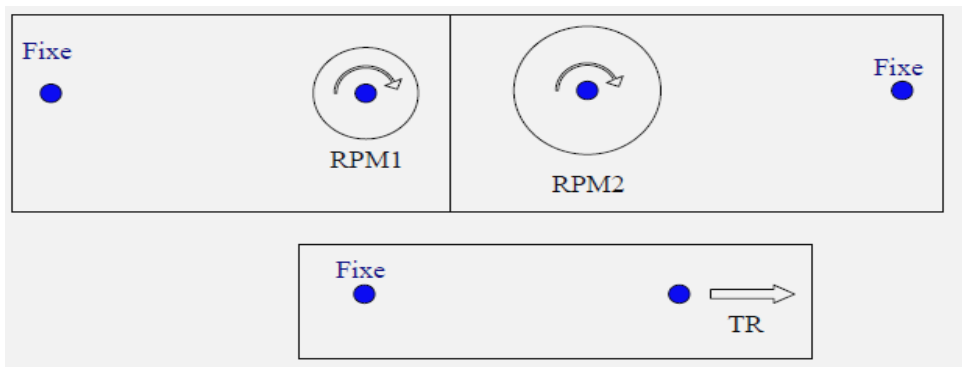


Figure 5-9. Possible movements with Generic press.

Combination of RPM1 and translation (TR) correspond to creation of tube, where as the combination of RPM 2 and TR correspond to example of rotary forging. In our case RPM1 and RPM2 are variable with respect to time.

5.5.2 Generating and transferring data to Generic press

In order to provide data to Generic press connected to lower die, rotation data has to be first generated by means of data file and then transferred to the generic press in the form shown in Figure 5-10. This step is important as any mistake during the process can result into false simulation.

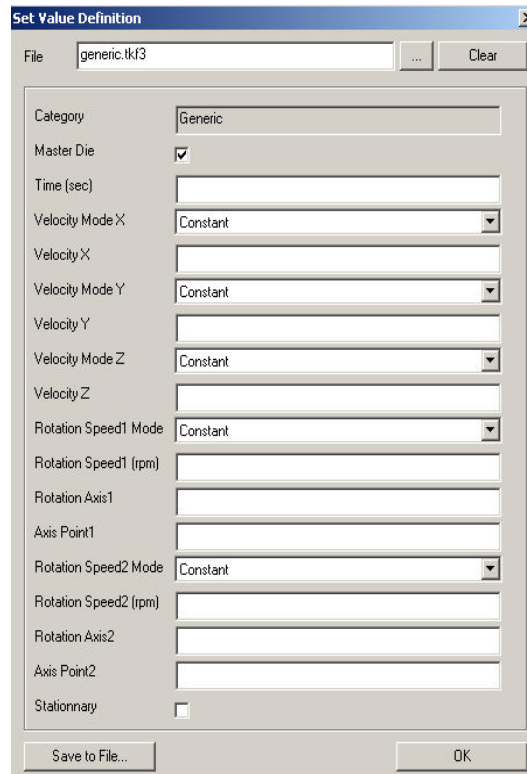


Figure 5-10. Data file attached to Generic Press for introduction of rotation and translation.

Necessary information is filled in the data file of Generic Press shown in Fig.5-9. As it is not a master die so this option should be off for this process. Time for the process is total time for this forging process in seconds. Velocity V_x , V_y and V_z for the generic press are 0. We have to provide Rotation Speed1, Rotation Axis1 and Axis Point1. Similarly, Rotation Speed2, Rotation Axis2 and Axis Point2 fields have to be filled.

Rotation Speed1 and 2 are changing with respect to time for these simulations so the Rotation Speed Mode has to be changed from constant to time dependent and the data has to be generated for these. X-axis (1 0 0) is Rotation Axis1 in this case. Following Eq. is used to generate the angular velocity data for Rotation Speed1.

As explained before Eq. 5-19, rotation data for x-axis can be generated as

$$\Omega_x = \Omega_0 \cos(2\pi ft) \quad 5-28$$

$$\Omega_0 = \frac{V_0}{R_{max}} = 0.15 \text{ rad/sec}$$

Similarly, one can choose the rotation data for the y-axis

$$\Omega_y = \Omega_0 \sin(2\pi ft) \quad 5-29$$

$$\Omega_x = 0.15 \cos(20\pi t) \text{ rad/s} = 1.43 \cos(20\pi t) \text{ rev/min} \quad 5-30$$

As $1 \text{ rad/s} = 60/2\pi = 9.5429 \text{ rev/min}$

Similarly, Eq. 5-29 becomes

$$\Omega_y = 0.159 \sin(4\pi t) \text{ rad/s} = 1.43 \sin(20\pi t) \text{ rev/min} \quad 5-31$$

Time increment is taken as 0.005sec for this simulation. The simulation starts at time $t=0$, then the initial angular displacements θ_{x0} and θ_{y0} are calculated from the Eq. 5-22 as

$$\theta_x(0) = 0, \theta_y(0) = 0$$

From it, initial angular displacement are calculated as

$$\theta_{x0} = 0,$$

$$\theta_{y0} = \frac{\Omega_0}{2\pi f} \cos 2\pi ft$$

$$\theta_{y0} = \frac{\Omega_0}{2\pi f} = -\frac{V_0}{2\pi f R} = -0.00239 \text{ rad} = -0.137^\circ \quad 5-32$$

It is observed that there is very little fluctuation at the very beginning of amplitude and velocity as compare to when the die is not given this angle.

5.5.3 Verification of presence of rotation in lower die

Now, in order to see how vibration is entering in the workpiece from lower die, three sensors have been placed on and closer to the lower surface. We take different nodes on the workpiece specially on the lower face (Figure.5-11.) of the workpiece that is in contact with the lower die (pot vibrant in this case) to place our sensors. Three sensors have been attached to three positions to track their displacement, velocity and can also record other scalar

information such as equivalent stress, equivalent strain and strain rates. These sensors are placed before the simulations have been started and are called '*apriori* sensors'

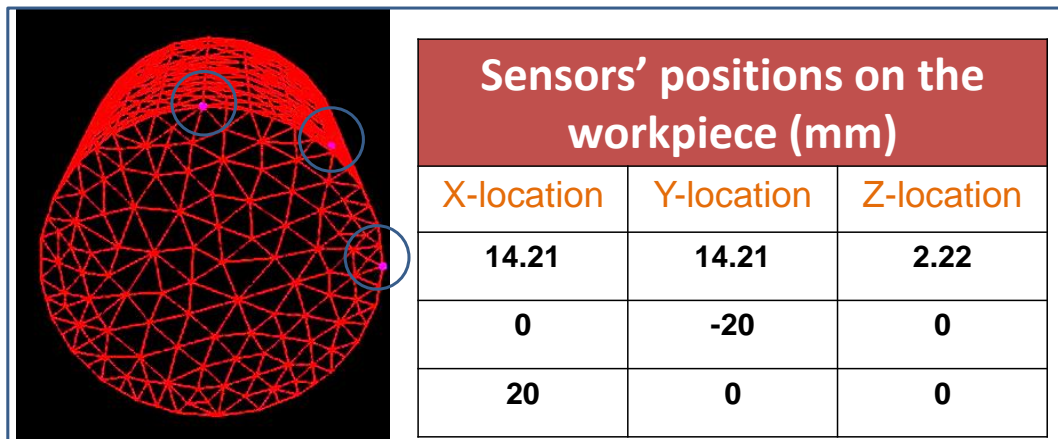


Figure 5-11. Position of A-Priori sensors on the workpiece.

The measurement of relative data, such as displacement and die velocity can help us predicting that our simulation is going in right direction or not.

5.5.4 Simulation results

Once the presence of rotation at the upper surface of lower die and in the lower surface of workpiece have been verified, the effect of the multi vibration on the forging process can be observed. This can be done by

- Comparing the forging load required for the processes with and without multi vibration
- Observing the change in velocity vector direction for any time period during the forming process

5.5.4.1 Gain in forging force reduction

Figure 5-12 presents forging force versus time for both forging process with and without multi vibrations. It clearly shows that forging force for the process has reduced significantly.

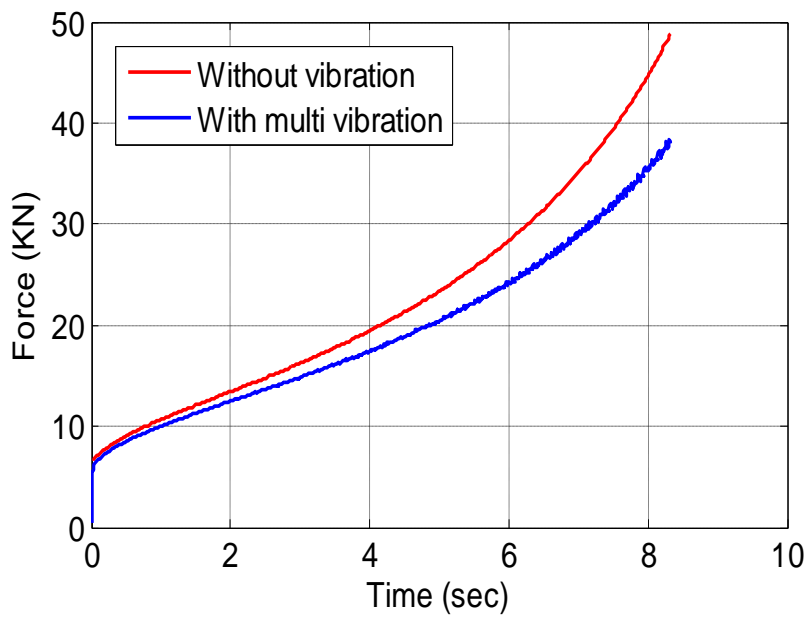


Figure 5-12. Force versus time for forging processes with and without multi vibration $f=10$ Hz and $\Omega_0=0.15$ rad/sec.

Normalized force reduction can be found out by comparing the force required without vibration with force for forging process with multi vibration over the time. Normalized force reduction or gain in forging force reduction is presented in Figure 5-13.

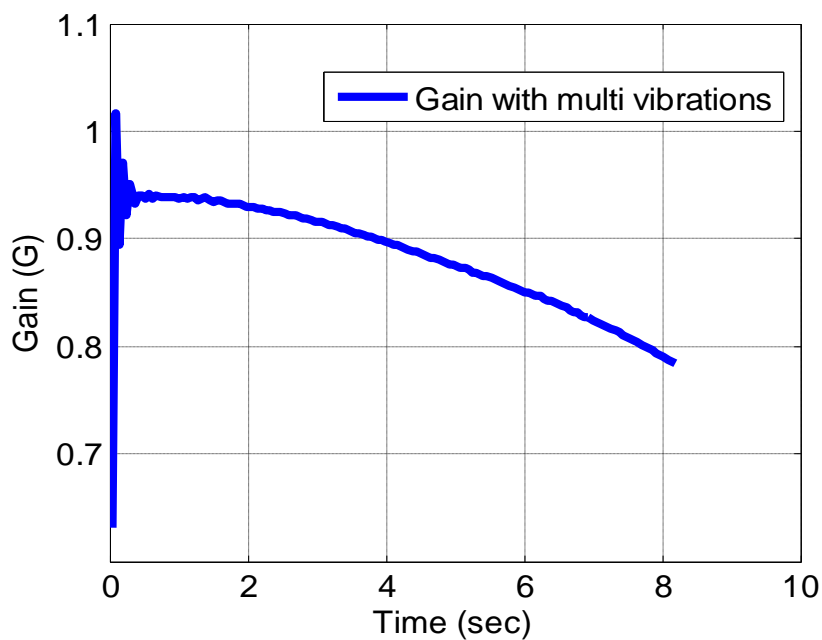


Figure 5-13. Gain in forging force reduction for forging process with multi vibration $f=10$ Hz and $\Omega_0=1.43$ rev/min.

There is initial fluctuation in the curve that is due to the two angular velocities entering the lower die at the same time.

There is a reduction of 21.5% at the end of forging process and that shows the advantages of multi vibration assisted forging process. In the beginning, the gain obtained is less 6% but gain in forging force reduction with time.

5.5.4.2 Change in velocity vector direction

Velocity field can be observed during any time period. In Figure 5-14, the velocity field has been plotted for two time instants during the period ($T=0.1\text{sec}$) 2-2.1sec. It can be clearly seen that there is a change in the velocity vector's direction from the right side of Figure 5-14 (a) to the left side of workpiece in the Figure 5-14 (b) during a half period of the progressive wave.

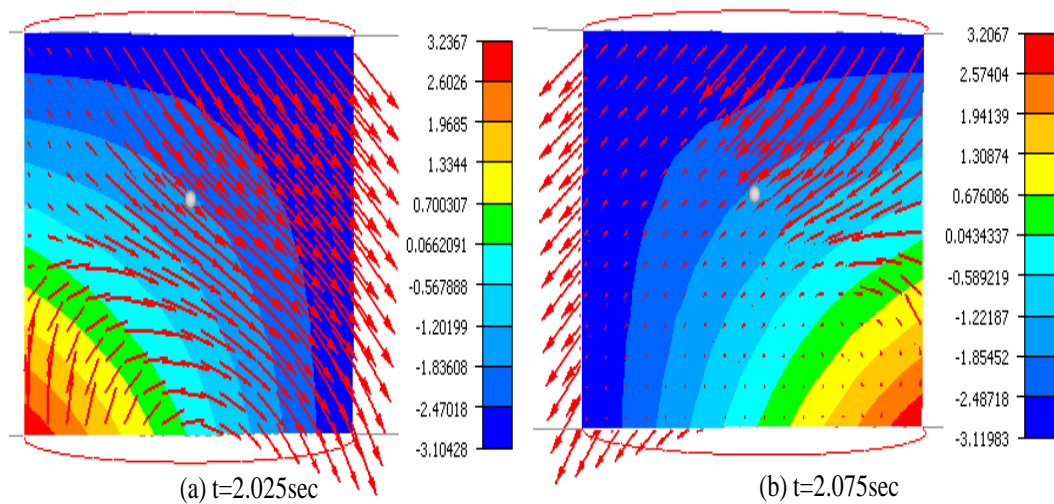


Figure 5-14. Velocity field of work piece (a) $t = T/4$, (b) $t = 3T/4$.

This change in velocity vector's direction explains the reduction in stress in the material and the modification of the friction on the lower die.

5.5.5 Verification of simulations' results

Authenticity of simulation results can be performed by two means, first by finding the value of Ω_0 at different time intervals as value of velocity and workpiece radius changes with time, the ratio Ω_0 should always be constant and second by performing the simulation with fine mesh size to check the solution has converged or not.

5.5.5.1 Verification of maximum rotation amplitude at different radius

In order to verify our simulation, we can measure the value of maximum angular velocity amplitude Ω_0 by measuring R_{max} and V_0 . As Ω_0 is a constant value so as R_{max} increases during the forging process, V_z should also increase correspondingly thus keeping the Ω_0 constant. It means that

$$\frac{V_{02}}{V_{01}} = \frac{R_{max\ 2}}{R_{max\ 1}}$$

The velocities and displacement (radius in X and Y directions) at any point can be measured with the help of *apriori* sensors attached with the workpiece. To verify our calculi, first we look at the velocity at different times. We can choose any one sensor to make our calculation e.g. sensor 3 at position (20 0 0) i.e. at $R=20$ mm at X extremity. Velocity V_z corresponding to this node position for first three seconds is presented in Figure 5-15.

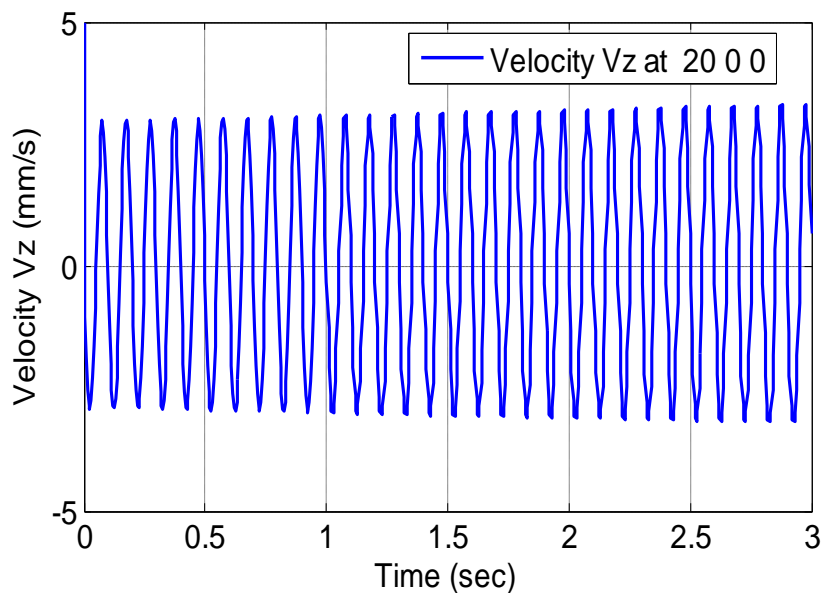


Figure 5-15. Velocity V_z related to sensor attached to node at position (20 0 0).

The velocity ratio in this case is

$$\frac{V_{02}}{V_{01}} = 1.10$$

Similarly, we can analyze the increase in radius by plotting X along time. Increase in radius is shown in Figure 5-16.

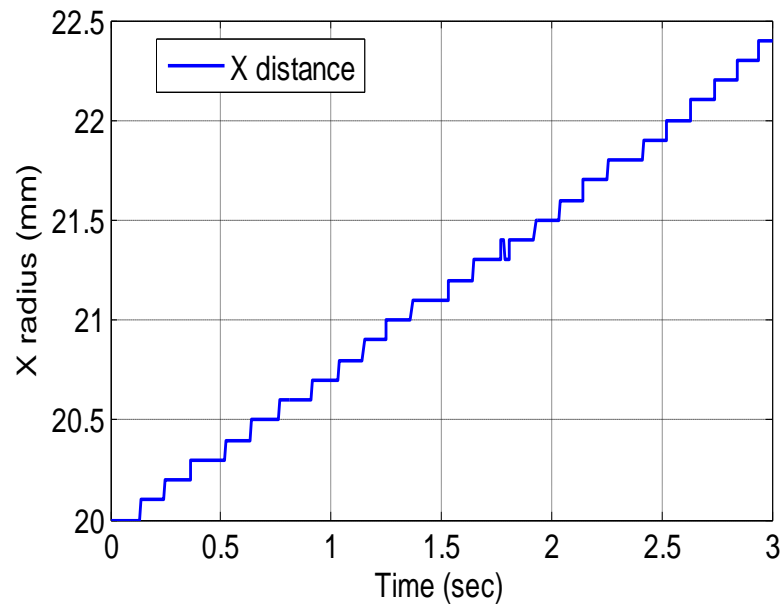


Figure 5-16. Increase of radius during forging process with sensor at node (20 0 0).

$$\frac{R_{max 2}}{R_{max 1}} = 1.12$$

That shows Ω_0 was constant during the forging process. The results are verified for other two sensors at other positions thus indicating that simulation results are true.

5.5.5.2 Impact of change of mesh size

First simulation was done with coarse mesh size i.e. mesh size of $3.31mm^3$. In order to see the solution convergence for this forging process we have reduced the mesh size to $2.20mm^3$. If the simulation result is same as that obtained before then we can say that the calculation has converged and we got a converged solution. The force curve with coarse and fine mesh size is presented in Figure 5-17.

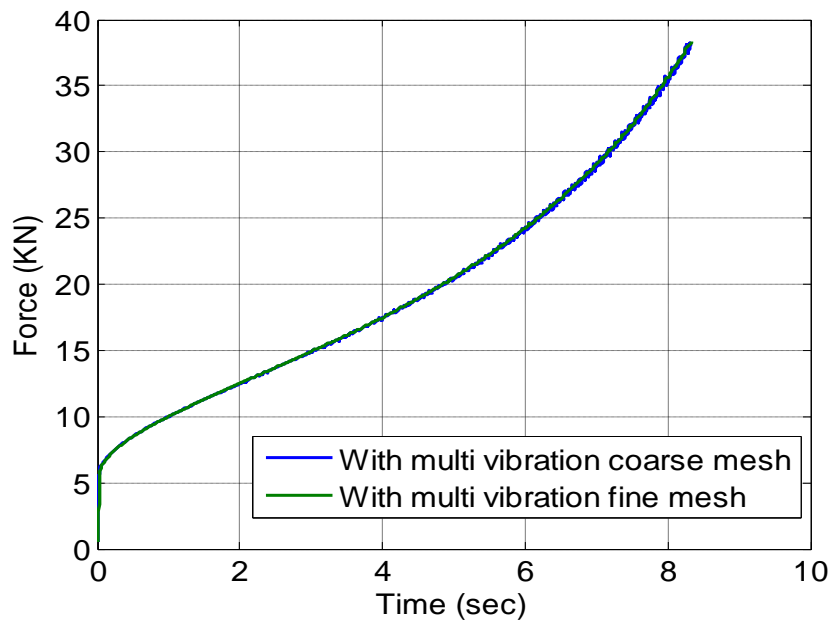


Figure 5-17. Effect of mesh size on the forging force.

From Figure 5-17, it can be seen that solution has converge and two curves overlap each other. That confirms the validity of the simulation performed. The disadvantage of doing simulation with fine mesh is that it takes much more time as compare to the coarse mesh size as calculation is performed over more number of nodes but the result is much more reliable.

Now, we can look at the different parameters that can affect the gain in forging force reduction. These parameters include process parameters such as maximum rotational amplitude, frequency, change in material parameter and friction parameters. Simulation will be performed with and without multi vibration and effects of these parameters will be noted.

5.5.6 Impact of process parameters on the gain in forging force reduction

There are two important parameters that can affect the value of gain in forging force reduction. One is maximum rotational amplitude Ω_0 and the other is frequency f . Frequency is important to described the amplitude of rotation and its role is limited by Ω_0 . It means that only important parameter left is Ω_0 . The impact of change of Ω_0 can be seen by performing another simulation with different value of Ω_0 . The value of Ω_0 for the last simulation was 0.15 rad/sec though we haven't changed the diameter of workpiece. Geometric and process parameters for this simulation are presented in Table 5-2.

Table 5-2. Geometric and process parameters for the simulation with different velocity and Ω_0

Parameters	Values
Workpiece material coefficient	$K=161.9$ MPa, $n=0.2$ and $m=0.1$
Friction coefficients	$\mu=0.05$, $\bar{m}=0.8$
Workpiece diameter (mm)	40
Workpiece initial height (mm)	60
Workpiece final height (mm)	35
Upper die velocity V_0 (mm/s)	-2
Progressive wave frequency f (Hz)	2
Maximum rotation velocity Ω_0 (rad/sec)	0.1

For this case,

$$\theta_{y0} = \frac{\Omega_0}{2\pi f} = -\frac{V_0}{2\pi f R} = -0.00795 \text{ rad} = -0.456^\circ$$

The simulations are performed with and without multi vibration and forces required for the process are plotted in Figure 5-18.

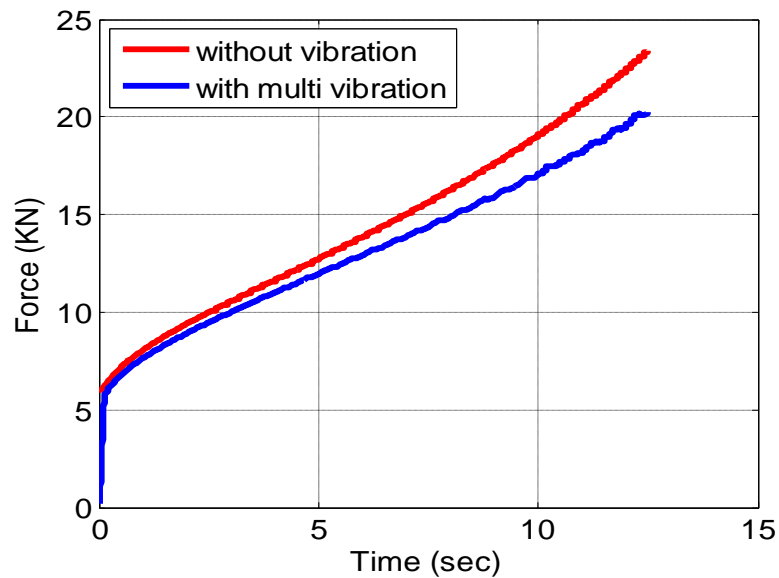


Figure 5-18. Forging force comparison for forging process with and without multi vibration $\Omega_0 = 0.10$ rad/sec.

The gain in forging force reduction is presented in Figure 5-19. It can be seen that gain in forging force reduction is 14% at the end which is less than gain obtained in case of $\Omega_0=0.15\text{rad/sec}$ for the same reduction 21.5% (Figure 5-13).

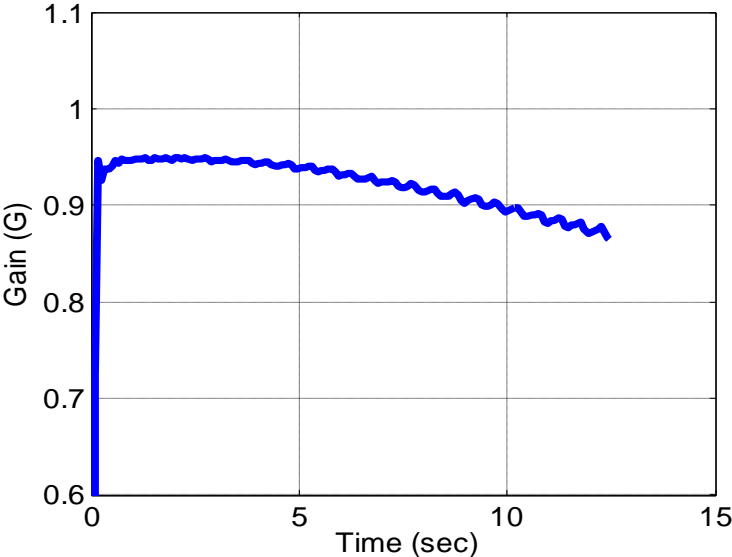


Figure 5-19. Gain in forging force reduction for $\Omega_0 = 0.10 \text{ rad/sec}$.

Similarly, another simulation is performed with the same data used in Table 5-2 but changed the diameter (50mm) of the workpiece thus changing the value of $\Omega_0 = 0.08 \text{ rad/sec}$. Forces required for the forging process with and without multi vibration are presented in Figure 5-20. Similarly, gain in forging force reduction is presented in Figure 5-21.

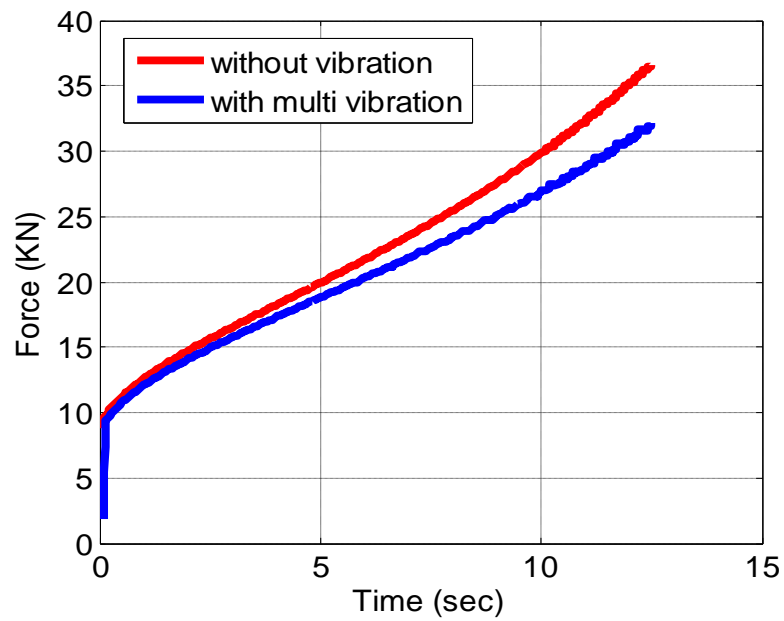


Figure 5-20. Force comparison for forging process with and without multi vibration $\Omega_0 = 0.08$ rad/sec.

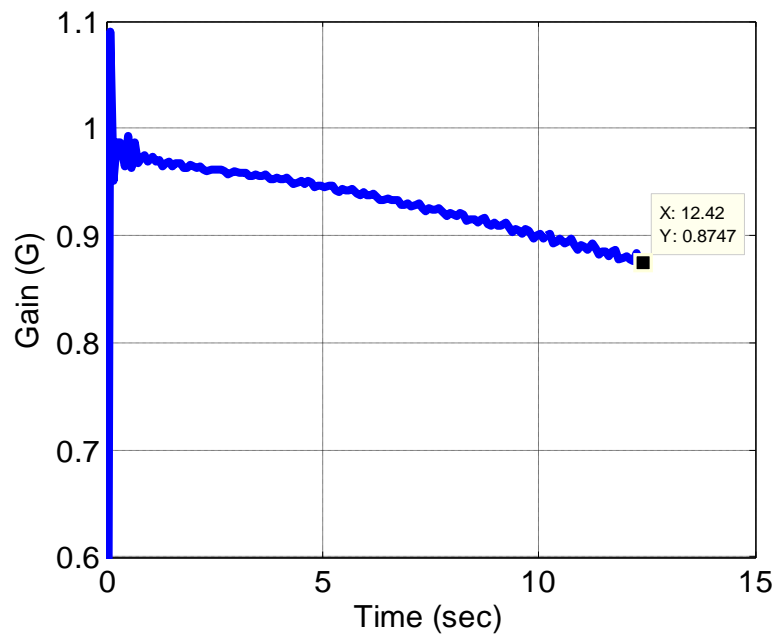


Figure 5-21. Gain in forging force reduction for $\Omega_0 = 0.08$ rad/sec.

It means Ω_0 plays important role for gain obtained from forging force reduction. Table 5-3 summarize the impact of Ω_0 on the forging force reduction.

Table 5-3. Impact of Ω_0 on the forging force reduction.

Maximum rotation velocity Ω_0 (rad/sec)	Force reduction maximum (%)
0.15	21.5
0.10	14.0
0.08	12.5

5.5.7 Impact of change of material parameters

In order to see the impact of multi vibration impact on different material, forging processes are performed with multi vibration and without vibration for $m=0.4$ (coefficient of sensitivity to strain rate). The model and process parameters are same as presented in Table 5-1. The forces versus time curves are presented in Figure 5-22.

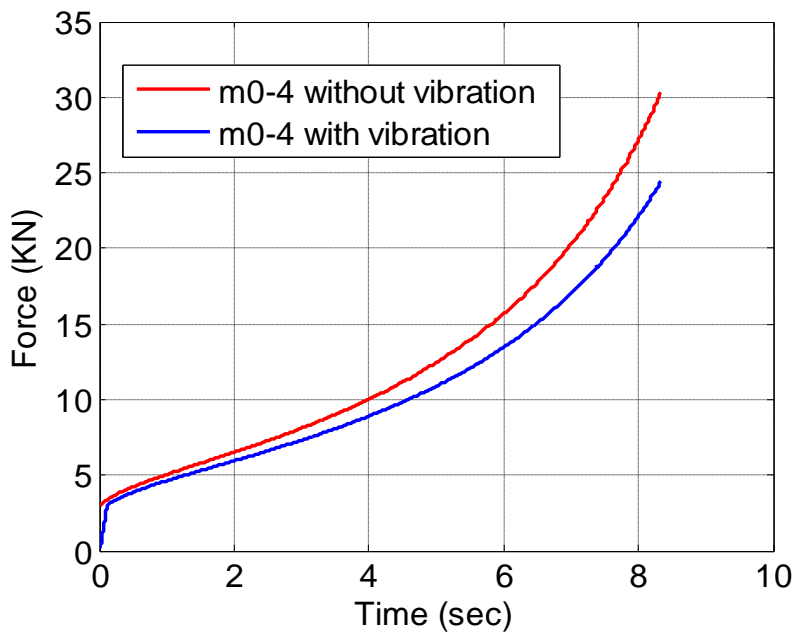


Figure 5-22. Comparison of forging force for forging processes with and without multi vibration for $m=0.4$, $\Omega_0 = 0.15\text{rad/sec}$.

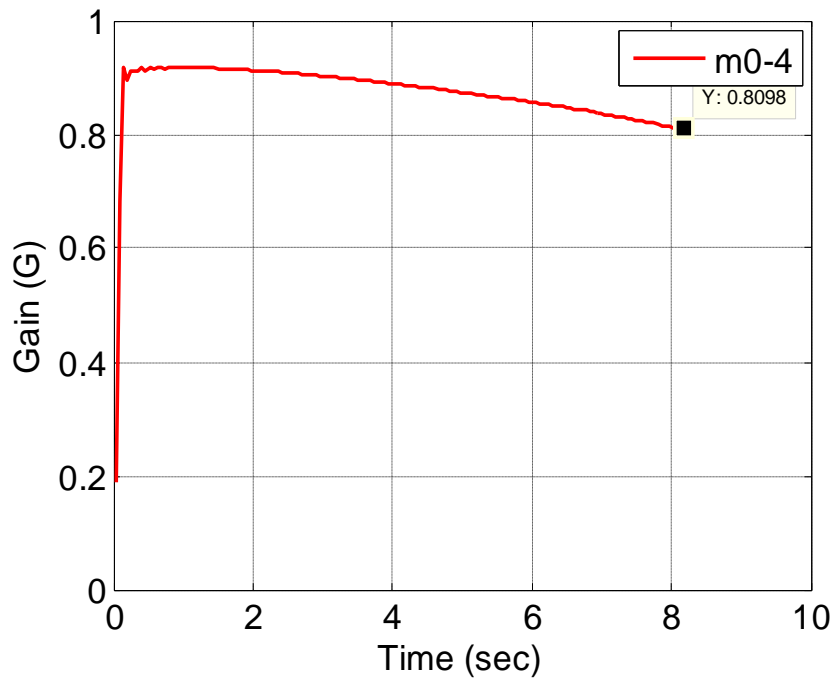


Figure 5-23. Gain in forging force reduction for m (sensitivity to strain rate) = 0.4.

It can be seen that forging processes with different values of m give slightly different gain with the application of multi vibrations.

For this case, gain in forging force reduction at the end of the process is 19% (Figure 5-23) as compare to gain (21.5%) obtained for the process for $m=0.1$.

5.5.8 Impact of change of friction parameters

In these simulations, same forging processes (Table 5-2 with workpiece height reduction of 35mm) with material coefficient (sensitivity to strain rate) $m=0.1$ has been performed but friction coefficients are not applied and in place bilateral coolant has been used. In fact bilateral coolant doesn't allow the nodes attached to the surface of dies to move and it is kept fixed to the surface.

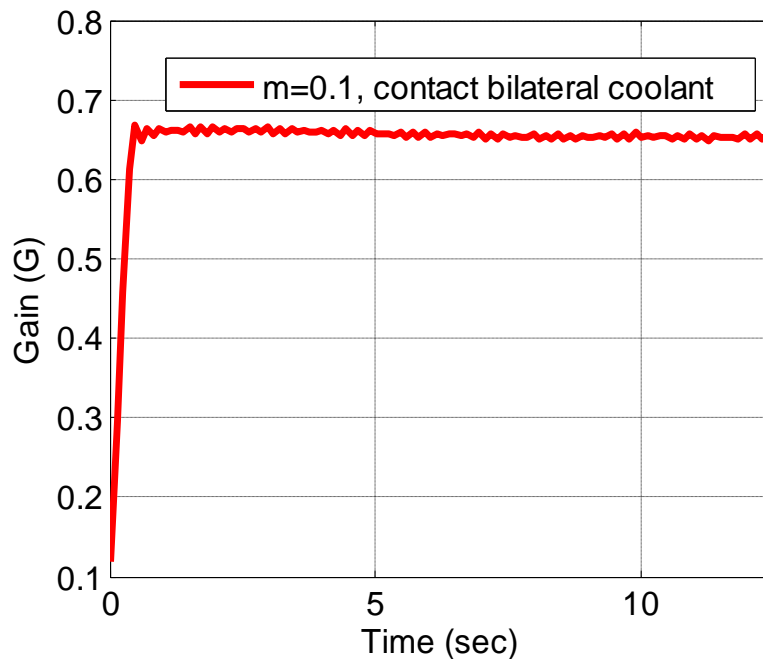


Figure 5-24. Gain of forging process with multi vibration and bilateral coolant as a lubricant

It can be seen from the Figure 5-24 that gain in forging force reduction is nearly 33%, when bilateral coolant is applied but the cylindrical workpiece is deformed in the centre. It is due to the reason that workpiece boundaries are firmly placed at the centres of dies and is not allowed any movement whereas middle of workpiece is deformed and bulging occurs at the centre.

5.6 Summary

In this chapter, we have performed kinematic studies for the movement of lower die under the influence of one, two and three vibration sources (piezoelectric actuators) assisted forming processes. Application of one vibration source generates only translation in the Z-direction whereas application of two or three displacement produce translation (Z-axis) as well as rotation in both X and Y axes. This study is important that it shows which type of vibration is introduced in the workpiece by the vibration assembly. The movement of die under multi vibration sources is more complex and kinematic study shows that a progressive wave is generated in the lower die by the application of three vibration sources.

We use finite element software FORGE2011® to apply the kinematics and it was observed that progressive wave was generated. For this purpose vibration data is transferred with the

help of generic press. Simulations are performed and it was observed that we have obtained good gain with the use of this progressive wave in the forging process. Simulations' are verified by maximum rotational amplitude Ω_0 and fine mesh size.

Finally, we have observed the impact of change of different parameters which can influence the gain in forging force reduction such as change of Ω_0 , material coefficient m and friction medium. It was observed that all these parameters can influence the gain in forging force reduction.

Chapter 6 Conclusion and Future Work

6.1 Conclusion

This thesis is positioned in the domain of vibration assisted forming process. The main aim of the thesis work is to improve the forming processes as they are essential in the manufacturing of most of products in automobile and aeronautic industry. Application of vibration in metal forming process has been applied more recently to resolve the problem associated with the traditional techniques such as lubrication and preheating the material.

This work includes two major contributions, the integration of the vibration and its optimization in the forming process. The work consists of two major parts:

- Integration and optimization of vibration assisted forging process with single vibration source (translation only),
- Integration and optimization of vibration assisted forging process with multi vibration sources (translation and rotation).

Most of the work performed so far in the field of vibration assisted forming process is related to the use of ultrasonic vibration (high frequency domain) that needs special equipment. However, this research work is concentrated on the low frequency range (0-125Hz) and its application in the forming process. In this research, we have mainly worked in visco-plastic domain and Norton-Hoff law is used to describe the behavior of the material.

To achieve the goal of integration and optimization of vibration in metal forging process, the thesis has been divided into different sections as below:

Bibliography study: Literature review has been performed to acquire knowledge about the available information related to vibration assisted forming processes. Interesting applications of the use of vibration have been found in metal forging, extrusion; rolling, tube and wire drawing processes, which indicates the advantages of using vibration. From the bibliography, it can be concluded that the vibration is only applied through single vibration source in axial or radial direction of die movement within different processes. Research work is mainly concentrated on the application of translation in the mentioned forming processes and some in case of rotary/orbital forging.

Moreover, no analytical model has been clearly presented and the only waveform used in the literature is sinusoidal vibration. Vibration has been mainly applied through ultrasonic source and very few have studied the effect of low frequency and amplitude during the forming processes. The effect of change of vibration parameters such as velocity, frequency amplitude, friction parameters has been discussed but combined effect of these parameters are not presented. Some of these parameters can be combined to form a single parameter for example velocity ratio to show the combined effect of these parameters. This bibliography study concentrate on the goal of developing precise analytical model for single vibration source, verification with finite element simulation, integration of low frequency vibration in experimental setup and use of multi vibration sources in the metal forming process. These aspects of the research work are presented in detail in the following subsections.

Analytical Model for vibration assisted forging process: In this work, analytical model for vibration assisted forging process with single vibration source has been developed. This model is based on the slab method to find the forging force with and without vibration for the process. This method is based on the following assumptions:

- Shape of the workpiece will remain same before and after the forging process,
- Thermal effect will not be considered,
- Applicable to visco-plastic domain only.

The goal of applying this method is to predict the gain in forging load reduction with the use of vibrations as compare to no vibration for the given forging process. In this work, we have proposed a new approach of using different types of waveform (sinusoidal and triangular) during the forming process. The idea was to control the signal duty (signal going up and down) time during forming process and it has shown quite an impact that is a revolution in this domain.

This model enable us to identify the important individual key parameters e.g. process velocity, frequency and amplitude of vibration as well as the combination of these parameters involved in vibration assisted forming process e.g. speed ratio and duty ratio.

Furthermore, this analytical model gives us the deep insight of application of vibration during the forming process. Through the model, it was found that gain in forging force reduction depend at most on the coefficient of sensitivity to strain rate m keeping velocity and duty ratio constant for the process. It depends weakly on other parameters e.g. size of the workpiece, coefficient of hardening and Tresca coefficient.

Finite element simulations of forging process: Results of the analytical models are further analyzed with the help of finite element (FEM) simulations. They are performed with sinusoidal and triangular vibration during the forming process for different value of m and the gain in forging force reduction are in accordance with the results obtained from the analytical model. Certain other simulations were performed to analyze the impact of the assumptions on the force gain that were made in slice method during the development of analytical model. It was observed that cylindrical workpiece doesn't exactly remain cylindrical though there is less impact of thermal effect during the process. The impact of third assumption is the most significant, as elasticity influence the gain of forging force reduction by great deal.

Experiments for vibration assisted forging process: Experiments were performed with different material to analyze the impact of sinusoidal and triangular vibration on the metal forging process. The objectives were to:

- Validate our developed analytical models for sinusoidal and triangular assisted forging process,
- Analyze the limitation of these models in real life.

In addition, upset forging experiments were performed on Lloyd 30K and ZWICK Roell Z1200 machines. A constant speed V_0 has been imposed with the help of mechanical press. Vibration amplitude has been induced in the process through an elastic system driven by a piezoelectric actuator. Vibration pot houses the piezoelectric actuator and generates vibration during the forging process. This piezoelectric housing assembly is placed in two upsetting machines and forging process is performed.

Tests were performed to analyze the system performance without workpiece for the frequency range (0-125Hz) with sinusoidal and triangular vibrations at Lloyd 30K. It was observed that vibration was transmitted to the body of the machine, so additional mass was placed over the crosshead to increase the rigidity of the body. After obtaining satisfactory results for the system performance, experiments are performed with workpiece but with out vibrations. The aim was to:

- Obtain material parameters from the material behavior law
- Compare the forging force required for the forging process without vibration to the process with vibrations.

Experiments were first performed with plasticine as workpiece material to demonstrate the effect of vibrations within the forging process. The advantage of analyzing forging process with plasticine as workpiece material is that the required forging force is very low around 500-1000N depending on the diameter and reduction of work piece's height. For this purpose we used Lloyd machine 30K. Experiments with other materials such as Aluminium and Copper need relatively more force for upsetting and are performed on ZWICK Roell Z1200. This gives the additional advantage of rigidity. Upset forging of these material also show the gain in forging force reduction with the application of vibration. Results obtained from the applications of sinusoidal vibrations during the forging process verify the result obtained from the developed analytical model but the results obtained with triangular vibration are partially in accordance with the analytical model. These results are good for the plasticine workpiece but not good for the copper workpiece.

Kinematic study and finite element simulation for multi vibration sources assisted forming process: All the previous research works carried out in vibration assisted forming processes present application of only one vibration source whether in axial or radial direction. Work produced in this thesis is not limited to the application of vibration through one vibration source (piezoelectric actuator) but has also concentrated on the use of multi piezoelectric actuators. In this thesis, generation of more complicated vibration wave is predicted with the help of multiple piezoelectric actuators during the forging process. So it is an extension to the previous work by adding a new innovation to the vibration assisted forming process.

For this purpose, first the kinematic study for the lower die (used in forging process) is performed under the influence of multi piezoelectric actuator. It was observed that translation and rotation generated by multi piezoelectric actuator can produce progressive wave in the die.

The data for rotation and translation is transferred to FORGE2011® with the help of generic press and simulations are performed with and without multi vibrations. Gain in forging force reduction has been obtained for forging process with multi vibration. Further simulations are performed showing that the maximum rotation amplitude Ω_0 is an important factor in the gain of the forging force reduction. Other parameters such as sensitivity to strain rate m and lubrication medium can also influence on the forging force gain.

6.2 Limitations of the Study and Future Work

The work presented in this thesis is mainly related to visco-plastic domain and Norton-Hoff law is used to describe the behavior of the material. In reality, elasticity plays an important role thus affecting gain in forging force reduction. Gain in force reduction in case of elastic visco-plastic domain is different from the visco-plastic domain as shown from the simulations performed in chapter 3 but no analytical model has been presented for this case in this thesis. It will be interesting study to investigate the involvement of the elasticity in the gain obtained in forging force reduction and use other material behavior law such as Bingham law to explain the effect of elasticity in the forging process.

During this research work, the kinematic study of the die movement under the influence of multi vibration has been presented for multi vibration assisted forging process. Nevertheless, detailed analytical model is not developed for the process. We also performed the finite element simulations to verify our proposed movement through kinematic study and have successfully used the progressive wave during the forging process to obtain gain in forging force reduction. Piezoelectric actuators housing assembly for multi piezoelectric actuators is under design and will soon be fabricated. This will help us to perform experiments for forging process with multi vibration sources. Therefore, the domain of vibration assisted forming process will extend due to the current development.

References

- [1] T. Altan, “Cold and Hot Forging Fundamentals and Applications”, ASM International, 1st ed. Material Park Ohio 44073-0002, 2004. ISBN: 0-87170-805-1
- [2] K. Lange, “Hand-book of Metal Forming”, McGraw-Hill, 1985.
- [3] T. Altan, S. I. Oh and H. L. Gegel, “Metal Forming Fundamentals and Applications”, ASM International, 1983.
- [4] G. E. Dieter, H. A. Kuhn and S. L. Semiatin, “Handbook of workability and process design”, ASM International, Material Park Ohio 44073-0002, 2003, page 220.
- [5] S. Kalpakjian and S-R. Schmid, “Manufacturing Engineering and Technology”, 4th ed. Dorling Kindersley India, 2001. ISBN: 81-7758-170-8.
- [6] U. Angel and R. Eckstein, “Microforming”, Journal of Materials Processing Technology 125–126, pp.35–44, 2002.
- [7] W. D. Callister Jr., “Material Science and Engineering: An introduction”, 7th ed. USA, John Wiley & Sons, 2007. Inc., ISBN-10: 0471736961.
- [8] E. Minazara, D. Vasic and F. Costa, “Piezoelectric Generator Harvesting Bike Vibrations Energy to Supply Portable” Sensors (2012) 10248-10258.
- [9] J. Dayou, C. Man-Sang, M. N. Dalimin, and S. Wang, “Generating electricity using piezoelectric material” Borneo science24: (March 2009) 47-41.
- [10] K. Uchino, “Introduction to piezoelectric actuators and transducers”, International center for actuators and transducers, Penn State University, University park Pennsylvania 16802, 2003.
- [11] Piezomechanik_Katalog (2010). First Steps towards Piezoaction. GmbH.
- [12] F.K. Garskii, V.I. Efromov, Effect on ultrasound on the decomposition of solid solutions, Izvestia Akademii Nauk Beloroussk SSR, 3 (1953), (in Russian).
- [13] W. Presz, “Flexible tooling for vibration assisted microforming”, Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, vol.21 (2), pp. 61-63, 2006.

-
- [14] M. Hayashi, M. Jin, S. Thipprakmas, M. Murakawa, J-C Hung, Y-C. Tsai and C-H Hung, "Simulation of ultrasonic-vibration drawing using the finite element method (FEM)", *Journal of Materials Processing Technology* 140 (2003) 30–35.
- [15] K. Siegert and A. Mock, "Wire drawing with ultrasonically oscillating dies", *Journal of Materials Processing Technology* 60, 657-660, 1996.
- [16] K. Siegert, Jochen Ulmer, "Superimposing Ultrasonic Waves on the Dies in Tube and Wire Drawing", *Journal of Engineering Materials and technology*, vol. 123, pp. 517-523, 2001.
- [17] Y. Ashida and H. Aoyama, "Press forming using ultrasonic vibration," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 187-188, pp. 118–122, 2007.
- [18] S.A.A. Akbari Mousavi, H. Feizi, R. Madoliat, "Investigations on the effects of ultrasonic vibrations in the extrusion process," *Journal of Materials Processing Technology* 187–188, pp.657–661, 2007.
- [19] M. Rosochowska and A. Rpschpwski, "FE simulation of ultrasonic back extrusion", *ESAFORM Conference on Material Forming*, pp.564-569, 2007.
- [20] V.C. Kumar and I.M. Hutchings, "Reduction of the sliding friction of metals by the application of longitudinal or transverse ultrasonic vibration" *Tribology International* 37, 833–840, 2004.
- [21] M. Lucas and Y. Daud, "A finite element model of ultrasonic extrusion", *Journal of Physics: Conference Series* 181, 012027, 2009.
- [22] K. Chen, N. Zhou, B. Liu and S. Wen, "Effect of vibration extrusion on the structure and properties of high-density polyethylene pipes", *Polymer International* vol. 58 issue 2, p. 117 – 123, 2009.
- [23] I. Yoshida and H. Ohson, "Effect of ultrasonic vibration on the metallurgical properties of steel", *Journal de physique*, C5- 1153, 1981.
- [24] M. Lucasa, Z. Huanga and M. J. Adams, "Influence of ultrasonic upsetting of a model paste", *Ultrasonics* 40 (2002) 43-48.
- [25] M. Lucasa, Z. Huanga and M. J. Adams, "Modeling wall boundary conditions in an elasto-visco-plastic material forming process", *Journal of Materials Processing Technology* 107 (2000) 267-275.

-
- [26] J-C. Hung, C. Hung, "The influence of ultrasonic-vibration on hot upsetting of aluminium", *Ultrasonic* 43(2005) 692-698.
- [27] Y. Daud, M. Lucas, Z. Huang, "Modelling the effects of superimposed ultrasonic vibrations on tension and compression tests of aluminium", *Journal of Materials Processing Technology* 186 (2007) 179–190.
- [28] Y. Daud, M. Lucas and Z Huang, "Superimposed ultrasonic oscillations in compression tests of aluminium", *Ultrasonics* 44 (2006) e511–e515.
- [29] S. A. Aziz and M. Lucas, "The Effect of Ultrasonic Excitation in Metal Forming Tests", *Applied Mechanics and Materials Vols. 24-25* (2010) pp 311-316.
- [30] J-C. Hung, Y-C. Tsai and C. Hung, "Frictional effect of ultrasonic-vibration on upsetting", *Ultrasonics* 46 (2007) 277–284.
- [31] N.V.Polyakov, N.V.Mikhailov, "A Study of vibration-assisted deformation of metals", *Fiziko-Khimicheskaya Mekhanika Materialov*, Vol. 2, No. 4, 1966, pp. 482-484.
- [32] R. Ly, C. Giraud-Audine, G. Abba, and R. Bigot, "Experimentally validated approach for the simulation of the forging process using mechanical vibration", *International Journal of Material Forming*, vol. 2 Suppl 1, pp. 133–136, 2009, DOI 10.1007/s12289-009-0538-1.
- [33] R. Ly, C. Giraud-Audine, G. Abba, L. Morhain and R. Bigot, "Simulation et essais d'un procédé de formage assisté par des vibrations mécaniques," 19ème Congrès Français de Mécanique, Marseille, France, 24-28, août 2009.
- [34] C. Giraud-Audine, R. Bigot, G. Abba, L. Morhain, and R. Ly, "Procédé de mise en forme assisté par vibrations," Demande de brevet français n° 09 04042, Marseille, France, déposé le 25 août 2009, à l'INPI.
- [35] R. Ly, "Modélisation multi-physique d'actionneurs piézoélectriques et essais d'assistance au forgeage" Doctoral thesis, Université Paul Verlaine Metz, France, 2010.
- [36] K. Armaghan, C. Giraud-Audine, G. Abba and R. Bigot, "Effects of Vibration on metal forming process: Analytical approach and finite element simulations", *AIP conference proceedings*, Volume 1315, pp.787-792, 2011.

-
- [37] K. Siegert and J. Ulmer, "Influencing the friction in metal forming processes by superimposing ultrasonic waves," in *Annals of CIRP* 501, 2001, pp. 195–200.
- [38] R. Pohlman and E. Lehfelddt, "Influence of ultrasonic vibration on metallic friction", *Ultrasonics*, volume 4, issue 4, pp. 178-185, October 1966.
- [39] M. Lucas, "Vibration sensitivity in the design of ultrasonic forming dies", *Ultrasonics*, vol. 34, pp. 35–41, 1996.
- [40] A. Eaves, A. Smith, W. Waterhouse, and D. Sansome, "Review of the application of ultrasonic vibrations to deforming metals," *Ultrasonics*, vol. 13, pp.162–170, 1975.
- [41] Gracious Ngaile and Cristina Bungenet, "Influence of ultrasonic vibration on microforming," *Transactions of NAMRI/SME*, vol. 36, pp. 137–144, 2008.
- [42] C. Eddy, M. S. Filho and G.F. Batalha, "Friction evaluation method for metal forming by a compression twist type testing machine", *Escola Politécnica da Universidade de Sao Paulo*, 2003.
- [43] G-Y Tzou and M-N Huang, "Study of rotation compression of two layer clad cylinder with constant shear friction", *Steel research int.* 79 (2008), Special Edition Metal Forming Conference, vol. 2, pp. 748-755, Taiwan, 2008.
- [44] S. S. Youn, J. H. Park, C. W. Park, Y. H. Kim and X. Ma, "Aluminum powder Forging process using a rotating platen", *Material Forum*, vol. 2, pp. 212-217, 2004.
- [45] X. Shuqin and F. Yuan, "FEM analysis and experimental research on complex forming", *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 94, pp. 208–211, 1997.
- [46] J. H. Park, Y. H. Kim and Y. E. Jin, "Experimental investigation of the forming parameters of the rotational upsetting forging process", *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 111, pp. 103–106, 2001.
- [47] Y. H. Kim, J. H. Park and Y. E. Jin, "An analysis of plastic deformation processes for twist-assisted upset forging of cylindrical workpieces", *Journal of Engineering Manufacture*, vol. 215, pp. 883-886, 2001.

-
- [48] G-Y. Tzou, H-H. Hsu and Y-H. Hsiao “Investigation of a slab method analysis and FEM simulation on rotating compression forming of ring”, *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 177, pp. 150–153, 2006.
- [49] C-J. Chen, G-Y. Tzou and M-N. Huang, “Study on the twist compression forming of cylinder based on the upper bound and slab methods”, *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 174, pp. 266–271, 2006.
- [50] J. Nowak, L. Madej, S. Ziolkiewicz, A. Plewinski, F. Grosman and M. Pietrzyk, “Recent development in orbital forging technology”, *International journal of material forming*, Suppl 1, pp.387–390, 2008.
- [51] X. Han and L. Hua, “Comparison between cold rotary forging and conventional forging”, *Journal of Mechanical Science and Technology*, vol. 23, pp. 2668-2678, 2009.
- [52] X. Han and L. Hua, “Effect of size of the cylindrical workpiece on the cold rotary-forging process”, *Materials and Design*, vol. 30, pp. 2802–2812, 2009.
- [53] L. Hua and X. Han, “3D FE modelling simulation of cold rotary forging of a cylinder workpiece”, *Materials and Design*, vol. 30, pp. 2133–2142, 2009.
- [54] E. Appleton and R. A. C. Slater, “Effects of upper platen configuration in the rotary forging process and rotary forging into a contoured lower platen”, *International Journal of Mechanical Tool Design*, vol. 13, pp.43-62, 1973.
- [55] T. Canta, D. Frunza, D. Sabadus and C. Tintelecan, “Some aspects of energy distribution in rotary forming processes”, *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 80-81, pp. 195-198, 1998.
- [56] W. Guangchun and Z. Guoqun, “A three-dimensional rigid plastic FEM analysis of rotary forging deformation of a ring workpiece”, *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 99, pp. 112-115, 1999.
- [57] J. Zhi-hong and C. Gai-pin, “Volume effect preparatory research of vibrational rotary forging”, *Mechanic Automation and Control Engineering (MACE)*, pp. 5261-5625, 2010.
- [58] J. Zhi-hong and C. Gai-pin, “Surface effect preparatory research of vibrational rotary forging”, *Advanced Materials Research Vols. 154-155 (2011)* pp 1513-1517.

- [59] T. Altan, “Cold and Hot Forging Fundamentals and Applications”, ASM International, Material Park Ohio 44073-0002, 2004
- [60] G. E. Dieter, H. A. Kuhn and S. L. Semiatin, “Handbook of workability and process design”, ASM International, Material Park Ohio 44073-0002, 2003, page 220.
- [61] P. Baque, E. Felder, J. Hyafil, and Y. Descatha, *Mise en forme des métaux; calculs par la plasticité*, Paris, Dunod, 1973.
- [62] J-L Chenot, “Méthodes de calcul en plasticité”, M595, 1991.

Appendix A Vibration sensors and actuators

There are a lot of instruments used for generation of vibrations but piezoelectric actuator is most common device used to generate vibration in the metal forming process. The piezoelectric crystal bends in different ways at different frequencies. This bending is called the vibration mode. The crystal can be made into various shapes to achieve different vibration modes. To realize small, cost effective, and high performance products, several modes have been developed to operate over several frequency ranges. These modes allow us to make products working in the low kHz range up to the MHz range. To obtain best performance of piezoelectric actuator, it is important to understand piezoelectric phenomenon and the material used for it.

Piezoelectric phenomenon

A piezoelectric substance is one that produces an electric charge when a mechanical stress is applied (the substance is squeezed or stretched). Conversely, a mechanical deformation (the substance shrinks or expands) is produced when an electric field is applied. This effect is formed in crystals that have no center of symmetry. To explain this, we have to look at the individual molecules that make up the crystal. Each molecule has a polarization, one end is more negatively charged and the other end is positively charged, and is called a dipole. This is a result of the atoms that make up the molecule and the way the molecules are shaped. The polar axis is an imaginary line that runs through the center of both charges on the molecule. In a mono-crystal the polar axes of all of the dipoles lie in one direction. The crystal is said to be symmetrical because if you were to cut the crystal at any point, the resultant polar axes of the two pieces would lie in the same direction as the original. In a poly-crystal, there are different regions within the material that have a different polar axis. It is asymmetrical because there is no point at which the crystal could be cut that would leave the two remaining pieces with the same resultant polar axis. In order to produce the piezoelectric effect, the poly-crystal is heated under the application of a strong electric field. The heat allows the molecules to move more freely and the electric field forces all of the dipoles in the crystal to line up and face in nearly the same direction.

The piezoelectric effect exists in two domains, the first is the direct piezoelectric effect that describes the material's ability to transform mechanical strain into electrical charge, the second form is the converse effect, which is the ability to convert an applied electrical potential into mechanical strain energy (Figure 1).

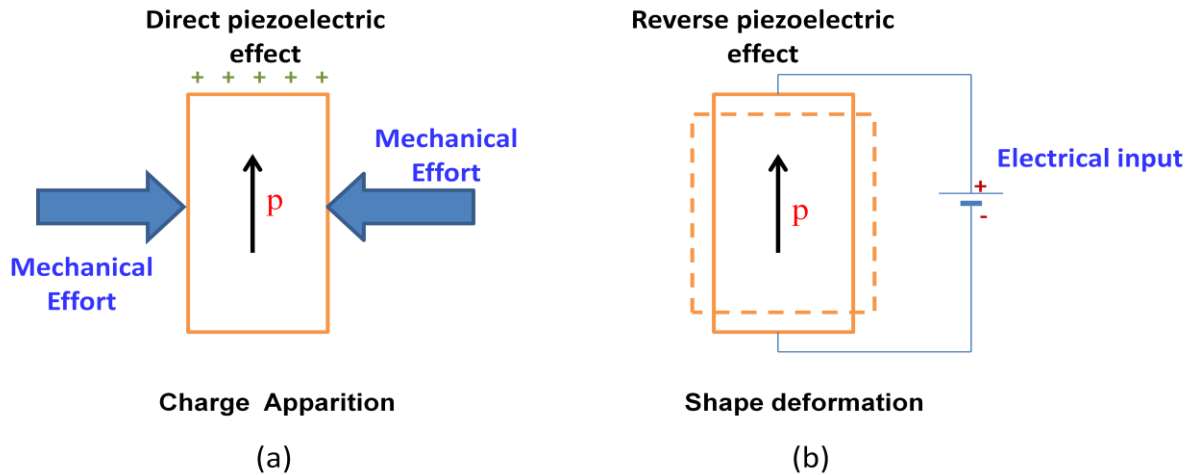


Figure 1. Direct (a) and reverse (b) piezoelectric effect

The direct piezoelectric effect is responsible for the materials ability to function as a sensor and the converse piezoelectric effect is accountable for its ability to function as an actuator. A material is deemed piezoelectric when it has this ability to transform electrical energy into mechanical strain energy, and the likewise transform mechanical strain energy into electrical charge.

Piezoelectric materials

The piezoelectric materials that exist naturally as quartz were not interesting properties for the production of electricity, however artificial piezoelectric materials such as PZT (Lead Zirconate Titanate) present advantageous characteristics.

Piezoelectric materials belong to a larger class of materials called ferroelectrics. One of the defining traits of a ferroelectric material is that the molecular structure is oriented such that the material exhibits a local charge separation, known as an electric dipole. Throughout the artificial piezoelectric material composition the electric dipoles are orientated randomly, but when a very strong electric field is applied, the electric dipoles reorient themselves relative to the electric field; this process is termed poling. Once the electric field is extinguished, the dipoles maintain their orientation and the material is then said to be poled. After the poling process is completed, the material will exhibit the piezoelectric effect. Detail of importance of PZT in piezoelectricity, its detail will be discussed in the following subsection.

Lead zirconate titanate (PZT)

Lead zirconate titanate is an inorganic compound with the chemical formula $\text{Pb}[\text{Zr}_x\text{Ti}_{1-x}]\text{O}_3$ ($0 \leq x \leq 1$). Also called PZT, it is a ceramic perovskite material that shows a marked

piezoelectric effect, which find practical applications in the area of electro-ceramics. It is a white solid that is insoluble in all solvents.

Electro-ceramic properties

Being piezoelectric, it develops a voltage (or potential difference) across two of its faces when compressed (useful for sensor applications), or physically changes shape when an external electric field is applied (useful for actuator applications). The dielectric constant of PZT can range from 300 to 3850 depending upon orientation and doping.

Being pyroelectric, this material develops a voltage difference across two of its faces when it experiences a temperature change. As a result, it can be used as a heat sensor. It is also ferroelectric, which means it has a spontaneous electric polarization (electric dipole) which can be reversed in the presence of an electric field.

Uses of PZT

PZT are used for various purpose including

- PZT-based materials are components of ultrasound transducers and ceramic capacitors, STM/AFM actuators (tubes).
- PZT is used to make ultrasound transducers and other sensors and actuators, as well as high-value ceramic capacitors and FRAM chips.
- PZT is also used in the manufacture of ceramic resonators for reference timing in electronic circuitry.
- In 1975 Sandia National Laboratories was working on anti-flash goggles to protect aircrew from burns and blindness in case of a nuclear explosion.
- The PLZT lenses could turn opaque in less than 150 microseconds.

Commercially, it is usually not used in its pure form, rather it is doped with either acceptors, which create oxygen (anion) vacancies, or donors, which create metal (cation) vacancies and facilitate domain wall motion in the material. In general, acceptor doping creates hard PZT while donor doping creates soft PZT. Hard and soft PZT's generally differ in their piezoelectric constants. Piezoelectric constants are proportional to the polarization or to the electrical field generated per unit of mechanical stress, or alternatively is the mechanical strain produced by per unit of electric field applied. In general, soft PZT has higher piezoelectric constant, but larger losses in the material due to internal friction. In hard

PZT, domain wall motion is pinned by the impurities thereby lowering the losses in the material, but at the expense of a reduced piezoelectric constant.

Varieties of PZT

One of the commonly studied chemical compositions is $\text{PbZr}_{0.52}\text{Ti}_{0.48}\text{O}_3$. The increased piezoelectric response and poling efficiency near to $x = 0.52$ is due to the increased number of allowable domain states at the MPB. At this boundary, the 6 possible domain states from the tetragonal phase $\langle 100 \rangle$ and the 8 possible domain states from the rhombohedral phase $\langle 111 \rangle$ are equally favorable energetically, thereby allowing a maximum 14 possible domain states. Like structurally similar lead scandium tantalate and barium strontium titanate, PZT can be used for manufacture of un-cooled staring array infrared imaging sensors for thermographic cameras. Both thin film (usually obtained by chemical vapor deposition) and bulk structures are used. The formula of the material used usually approaches $\text{Pb}_{1.1}(\text{Zr}_{0.3}\text{Ti}_{0.7})\text{O}_3$ (called PZT 30/70). Its properties may be modified by doping it with lanthanum, resulting in lanthanum-doped lead zirconate titanate (PLZT, also called lead lanthanum zirconate titanate).

INTÉGRATION ET OPTIMISATION DE L'ASSISTANCE A LA MISE EN FORME PAR VIBRATIONS

RÉSUMÉ : Le travail présenté intègre l'utilisation des vibrations mécaniques dans les procédés de mise en forme à froid des matériaux de comportement viscoplastique. Les avantages de procédé de mise en forme assisté par vibrations se mesurent par une réduction de l'intensité de la force de mise en forme, une diminution de la contrainte d'écoulement, la réduction du frottement entre l'outil et l'opini, une distribution uniforme de la déformation viscoplastique et une amélioration de l'état de surface de la pièce finale. A cet effet, un modèle analytique avec une seule source de vibration a été développé pour le procédé de forgeage. Les vibrations sinusoïdale et triangulaire ont été intégrées dans le modèle et il se trouve que les vibrations triangulaire est plus avantageux comparer à les vibrations sinusoïdal a cause du contrôle sur le rapport cyclique. On observe également que les paramètres principaux qui contrôlent la réduction de la force de forgeage sont : le rapport de vitesse définie par l'amplitude de la vitesse de vibration et la vitesse moyenne de l'outillage et la sensibilité à la vitesse de déformation. Le modèle analytique a été validé au moyen des simulations éléments finis réalisés avec le code de calcul FORGE2011 ® et les essais expérimentaux en dispositif expérimentale de pot vibrant a été conçu et les essais ont été réalisé sur les machines Lloyd LR30K ou ZWICK / Roell 1200. L'étude a ensuite été enrichi avec les plusieurs sources de vibrations. L'étude cinématique montre que les vibrations multiples générés une onde progressive. Cette nouvelle cinématique a été intégrée dans un modèle numérique sur le code de simulation par éléments finis FORGE2011 ® pour étudier le forgeage assisté par plusieurs sources des vibrations. L'analyse de résultats montre une réduction considérable de la force de forgeage et de la contrainte de l'écoulement ainsi qu'une modification de la loi de frottement générer par le changement de la direction du vecteur de vitesse.

Mots clés : Procédés de mise en forme, vibrations mécaniques, domaine viscoplastique, réduction de l'effort, modélisation analytique, onde progressive, vecteur de vitesse.

INTEGRATION AND OPTIMIZATION OF VIBRATION IN METAL FORMING PROCESS

ABSTRACT: This work is focused on the application of mechanical vibrations in cold metal forming process for visco-plastic domain to improve it by obtaining mean forming load reduction, low stresses, less friction, uniform distribution of strains and good surface qualities. For this purpose, analytical model has been developed for vibration assisted forming process with single vibration source. Sinusoidal and triangular vibration waveforms have been integrated in these models and it is found that triangular vibration is more advantageous as compare to traditional sinusoidal due to the control on cycle duty time. It is also observed that the main parameters that control the amount of forging force reduction are: the speed ratio defined by the amplitude of the vibration speed over the mean speed of the die and the sensitivity to strain rate. Analytical model is verified with the help of Finite element simulations performed in FORGE2011 ® and experiments performed with the help of specifically design vibration pot and Lloyd LR30K Universal testing machine or ZWICK/Roell 1200. The scope of this work is further extended by the use multiple vibration sources in the metal forming process. Kinematic study is carried out and it is found that application of multiple vibrations generates progress wave. This kinematic is applied in FORGE2011 ® during the metal forging process with the help of generic press and the reduction in forging load has been observed along with reduction in stress in the material and the modification of the friction on the lower die due to the change in velocity vector direction.

Keywords: Forming process, mechanical vibration, visco-plastic domain, load reduction, analytical modeling, progressive wave, velocity vector.

