



Optimisation of the bending process of high strength low alloy sheet metal

Riadh Bahloul

► To cite this version:

Riadh Bahloul. Optimisation of the bending process of high strength low alloy sheet metal. Engineering Sciences [physics]. Arts et Métiers ParisTech, 2005. English. NNT: 2005ENAM0031 . pastel-00001709

HAL Id: pastel-00001709

<https://pastel.hal.science/pastel-00001709>

Submitted on 24 Apr 2006

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.

École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers
Centre d'Angers

THÈSE

Présentée pour obtenir le titre de

DOCTEUR
de
**L'ÉCOLE NATIONALE SUPÉRIEURE
D'ARTS ET MÉTIERS**

Spécialité : Génie Mécanique et Matériaux

par

Riadh BAHLOUL

**OPTIMISATION DU PROCÉDÉ DE PLIAGE SUR PRESSES DE PIÈCES EN
TÔLES À HAUTE LIMITE D'ÉLASTICITÉ**

Soutenue le 5 décembre 2005 devant le jury composé de :

MM.	B. DUMON	Professeur à l'ISTIA, Angers	Président
	J.M. ROELANDT	Professeur à l'UTC, Compiègne	Rapporteur
	F. RONDÉ OUSTAU	Professeur à ENSTIMAC, Albi	Rapporteur
	J.P. L'HUILLIER	Professeur à l'ENSAM, Angers	Examineur
	M. RESZKA	Professeur à l'ENSAM, Angers	Invité
	S. BOUDE	Professeur à l'ENSAM, Angers	Invité
	B. MOUTAULT	Directeur R & D, Devillé SA	Invité
	A. POTIRON	Professeur Émérite Université, Angers	Directeur
	Ph. DAL SANTO	Professeur à l'ENSAM, Angers	Co-directeur

Dédicace

**L'être le plus cher au monde en témoignage de mon respect, à mon amour
et mon plus grand rattachement, à l'âme de mon très cher père.**

**La femme la plus affectueuse et la plus douce au monde, l'ange le plus
tendre qui a été toujours pour moi une source d'amour, de pitié et d'espoir,
ma très chère mère.**

A mon frère Mohamed

A mes sœurs

A qui je dois tout,

**Qu'ils veuillent trouver dans ce modeste travail, résultat des
encouragements incessants et des sacrifices qu'ils ont consentis pour mes
études, l'expression de ma très grande affection et de mes infinies
reconnaissances. Je leur souhaite tout le succès et le bonheur du monde.**

**L'être qui m'a poussé à fournir le plus d'effort pour améliorer mon travail
et à être plus compétent afin de mériter de paraître devant ce respectueux
jury, ma belle et sage fiancée. Elle a représenté durant ce travail de thèse
ma source d'inspirations et m'a aidé à confronter tous les obstacles et qui
attend toujours avec impatience les résultats de ses sacrifices.**

Ces êtres chers méritent bien de moissonner la récolte qu'ils ont semé.

A tous je dis merci et je dédie le fruit de toutes ces années d'études.

A mes très cher amis

J'admirerai toujours votre gentillesse et votre humour.

J'espère que notre amitié sera éternelle.

Riadh

Remerciements

L'écriture de cette page constitue un hommage à plusieurs personnes car c'est que j'ai fait, aussi passionné que sollicité, pendant ces trois années de travail, je le dois aux autres plus qu'à moi-même. Mes pensées se dirigent tout d'abord à M. Alain POTIRON, Professeur d'Université, pour m'avoir accueilli et avoir accepté de diriger ce travail avec beaucoup de patience et de présence. Il est à l'origine de cette étude du projet; il a mis à disposition les moyens matériels nécessaires et a assuré l'encadrement technique et scientifique de mes travaux de thèse. Qu'il soit remercié en premier pour sa grande disponibilité, son suivi continu, ses aides utiles, ses discussions fructueuses et ses conseils constructifs et précieux afin d'assurer l'encadrement de mes travaux de recherche. La qualité de ses idées m'ont permis d'atteindre la finalité de ce travail. Qu'il veuille bien trouver ici mes vifs remerciements et mes profonds respects.

Le travail présenté dans ce document a été réalisé au sein du Laboratoire des Procédés, Matériaux et Instrumentations (LPMI) à l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers (ENSAM) centre d'Angers, dans l'Equipe Procédés Produits Matériaux et l'ERT-ENDOFORM. dont M. Philippe DAL SANTO, Professeur et Codirecteur ENSAM, fait partie. C'est sous sa co-direction que ce travail est conduit. Je tiens à le remercier très vivement pour sa participation constante, son aide permanente et sa grande contribution technique enrichissante dans l'étude effectuée.

Je voudrais également remercier et exprimer mon profond respect à tous les membres du jury qui ont bien voulu me faire l'honneur d'assister à ma soutenance de thèse de doctorat afin de juger la qualité de ce travail et de formuler leurs remarques constructives.

En qualité d'ancien étudiant du DEA à l'UTC je suis particulièrement honoré que M. Jean Marc ROELANDT, Professeur à l'Université de Technologie de Compiègne, ait accepté d'être rapporteur de mon travail. Si une partie de ce mémoire concerne l'optimisation au sens large, je pense que ce sont ses cours qui m'ont mis le pied à l'étrier dans ce domaine. Qu'il me soit permis aussi de témoigner ma reconnaissance à M. Bernard DUMON, Professeur à l'université d'Angers (ISTIA), d'avoir accepté d'examiner ce travail et pour ses précieuses remarques dont il m'a fait part.

Mes sincères remerciements sont aussi adressés à M. François RONDE OUSTAU, Professeur à l'École des Mines d'Albi pour son travail de rapporteur dans un domaine qu'il affectionne particulièrement. Monsieur Jean Pierre L'HUILLIER Professeur à l'ENSAM Angers a accepté de participer à ce jury et d'être examinateur de mon rapport de thèse et j'en suis très honoré.

Une partie expérimentale portant sur la caractérisation mécanique des éprouvettes sous des sollicitations aux chocs dynamiques a été réalisé en collaboration avec la société Devillé SA en relation avec MM Delphine SAIDANE, Ingénieur de recherche, que je remercie vivement pour les documents fournis, ses aides et ses efforts méritoires qu'elle a déployés pour mener et suivre ce travail. Sans le concours technique de la Société Devillé SA et les aides constantes qu'elle nous a apporté tout au long de ce travail, nous n'aurions pas pu mener à bien autant d'expériences. Merci.

Je tiens à témoigner toute ma gratitude à M. Marian RESZKA, Professeur et Directeur à l'ENSAM Angers de m'avoir accueilli dans son école et suivi mon travail à travers des réunions régulières. Mes plus vifs remerciements vont également à M Serge BOUDE professeur technique à l'ENSAM Angers pour l'aide précieuse qu'il m'a apporté et pour tous les services qu'il m'a rendu durant ces 3 ans de thèse. Ses remarques parfois rugueuses m'ont poussé vers une technique expérimentale de plus en plus rigoureuse

Un grand merci à tous mes amis et à tous les membres de l'équipe ERT, et particulièrement M. Jean-Lou LEBRUN et M. Daniel BADIE LEVET ; à tout le personnel de la société DEVILLE. Les essais de découpage-plier-déplier ont été effectués avec l'assistance de M. Sébastien SOULAS, assistant-

ingénieur à l'ENSAM Angers. Qu'il me soit donc permis de le remercier sincèrement pour sa disponibilité et pour m'avoir fait bénéficier de ses compétences techniques et pratiques.

Je me permets d'adresser mes remerciements et mes reconnaissances à tous ceux qui ont contribué de façon directe ou indirecte à la réalisation de ce travail. Je souhaiterais dire à tous ceux dont je n'ai pas cité les noms et qui ont contribué, de près ou de loin, à l'aboutissement de cette étude de recherche, que je suis grandement sensible à leurs gestes et gentillesse.

Enfin, je m'incline envers ceux à qui je dois l'essentiel, en particulier à ma mère pour son soutien continu et ses sacrifices, à mon frère Mohamed d'être le responsable de la famille, à ma belle fiancée «TAISSOURTY» pour ses encouragements incessants, à mes sœurs et enfin à tous les membres de la famille pour la confiance et l'intérêt qu'ils ont accordé à mes études et à ma réussite.

A vous tous, du fond du cœur : Merci

Table des matières

INTRODUCTION GENERALE.....	1
CHAPITRE I : ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE (PROCEDES)	7
1.1 INTRODUCTION.....	7
1.2 LE DECOUPAGE.....	7
1.2.1 Travaux antérieurs.....	9
1.2.2 Approche expérimentale de l'opération de découpage.....	10
1.2.2.1 Efforts appliqués pendant l'opération.....	10
1.2.2.2 Comportement du matériau pendant l'opération de découpe.....	11
1.3 LE PLIAGE.....	14
1.3.1 Retour élastique en pliage.....	18
1.3.1.1 Influence du module d'Young et de la limite d'élasticité.....	20
1.3.1.2 Influence de l'épaisseur de la tôle et du rayon de pliage.....	20
1.3.1.3 Influence de la course du poinçon.....	21
1.3.2 Retour élastique dans le cas de pliage en U.....	22
1.3.3 Retour élastique en pliage par tombé de bord.....	24
1.3.3.1 Calcul du moment plastique M_{pl}	25
1.3.3.2 Calcul de l'angle de retour élastique.....	27
1.3.3.3 Modélisation du retour élastique.....	27
1.4 CARACTERISATION MECANIQUE ET RHEOLOGIQUE DU MATERIAU.....	31
1.4.1 Essai de traction.....	31
1.4.2 Coefficients caractéristiques de la courbe d'écrouissage.....	31
1.5 COUPLAGE DU MODELE A L'ENDOMMAGEMENT.....	32
1.5.1 Algorithme de calcul global.....	33
1.5.2 Algorithme de calcul local.....	34
1.5.3 Procédure incrémentale.....	35
1.6 CONCLUSION.....	36
CHAPITRE II : ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE (OPTIMISATION).....	38
2.1 INTRODUCTION.....	38
2.2 METHODES D'OPTIMISATION.....	38
2.2.1 Méthodes déterministes basées sur des algorithmes d'optimisations.....	39
2.2.2 Méthodes statistiques.....	39
2.2.3 Méthodes basées sur les réseaux de neurones artificiels.....	40
2.3 STRATEGIES D'EVOLUTION.....	43
2.3.1 Algorithmes évolutionnaires.....	43

2.3.1.1 Stratégie d'évolution ($1+1$).....	44
2.3.1.2 Stratégie d'évolution pour plusieurs individus.....	44
2.3.1.3 Adaptation de la taille des pas.....	45
2.3.1.4 Exemple de mécanisme d'adaptation avec la règle de réussite 1/5.....	45
2.3.1.5 Adaptation cumulative de la taille du pas (ACP).....	46
2.3.1.6 Adaptation par matrice de covariance (AMC).....	47
2.3.2 Stratégie d'évolution différentielle (SED).....	49
2.3.2.1 La mutation.....	49
2.3.2.2 Croisement.....	50
2.4 LES PLANS D'EXPERIENCES.....	51
2.4.1 Technique des plans d'expériences numériques.....	51
2.4.1.1 Les différents types de plans d'expériences.....	52
2.5 CONCEPTS DE L'APPROXIMATION DES SURFACES DE REPONSE.....	54
2.5.1 Formulation du problème d'optimisation.....	55
2.5.2 Principe des méthodes de surface de réponse.....	57
2.5.3 Surface de réponse basée sur l'approximation des éléments diffus [Ben-04].....	57
2.5.3.1 Formulation matricielle de l'Approximation Diffuse.....	59
2.5.3.2 Méthode adaptative pour la discrétisation du domaine de conception [Bat-05]....	61
2.5.4 Méthode de Krigage [Sim-98].....	63
2.5.4.1 Formulation mathématique du krigage.....	63
2.5.5 Surface de réponse à base radiale.....	65
2.6 CONCLUSION.....	67
CHAPITRE III : OPTIMISATION DES ATTACHES.....	68
3.1 INTRODUCTION.....	68
3.2 ETUDE PARAMETRIQUE.....	68
3.2.1 Hypothèse de l'étude.....	69
3.2.2 Modélisation de l'attache.....	69
3.2.3 Résultats.....	70
3.3 ETUDE COMPARATIVE.....	70
3.3.1 Définition de l'étude.....	70
3.3.2 Résultats obtenus.....	71
3.4 MISE EN PLACE D'UN PLAN D'EXPERIENCES.....	73
3.5 APPLICATION DES SURFACES DE REPONSE.....	74
3.5.1 Détermination de la fonction objective.....	74
3.5.2 Interprétation des résultats par surfaces de réponses.....	75
3.5.3 Conclusion de cette étude.....	77
3.6 OPTIMISATION EN VUE D'UNE MINIMISATION DES CONTRAINTES ET DU DOMMAGE EN PLIAGE.....	77

3.6.1 Etude paramétrique de l'attache dans le cas de pliage.....	77
3.6.1.1 Hypothèses.....	77
3.6.1.2 Analyse du modèle numérique.....	78
3.6.1.3 Résultats obtenus.....	79
3.6.2 Etude comparative entre 3 formes d'attaches de ceinture.....	80
3.6.2.1 Description de l'étude.....	80
3.6.2.2 Interprétation et commentaire des résultats.....	80
3.6.3 Application des plans d'expériences.....	82
3.6.4 Optimisation par la méthode des surfaces de réponse.....	82
3.6.4.1 Calcul de la fonction objective.....	83
3.6.5 Analyse des résultats par surfaces de réponse.....	84
3.6.6 Conclusion.....	86
3.7 INTRODUCTION A DES ETUDES PARAMETRIQUES.....	86
3.7.1 Organisation des études paramétriques.....	87
3.7.2 Modularité.....	87
3.7.3 Abaqus/CAE et l'interface Script.....	88
3.8 OPTIMISATION DE LA FORME GEOMETRIQUE DU TROU OBLONG.....	90
3.8.1 Présentation du problème.....	90
3.8.2 Description du programme d'optimisation.....	90
3.9 REPONSE DE L'ATTACHE A UNE CHARGE DE TRACTION.....	92
3.9.1 Comparaison des cas limites.....	92
3.9.2 Résultats obtenus.....	93
3.9.3 Plan d'expériences.....	94
3.9.4 Surfaces de réponse.....	96
3.9.4.1 Fonctions objectives.....	96
3.9.4.2 Exploitation des résultats à l'aide des surfaces de réponse.....	97
3.9.4.3 Conclusion.....	98
3.10 REPONSE DE L'ATTACHE DANS LE CAS DE PLIAGE.....	98
3.10.1 Etude comparative entre les quatre configurations limites.....	98
3.10.2 Interprétation des résultats.....	98
3.10.3 Construction d'un plan d'expériences.....	100
3.10.4 Optimisation par la méthodologie des surfaces de réponse.....	101
3.10.4.1 Calcul des fonctions objectives.....	102
3.10.4.2 Analyse des résultats des surfaces de réponse.....	103
3.10.4.3 Conclusion.....	104
CHAPITRE IV : ETUDE EXPERIMENTALE DU PLIAGE.....	105
4.1 INTRODUCTION.....	105
4.2 ETUDE DE DECOUPAGE.....	106
4.2.1 Identification du sens de découpe.....	108

4.2.1.1 Effort de découpage.....	109
4.2.1.2 Analyse du bord découpé.....	110
4.3 ETUDE DU PLIAGE.....	111
4.3.1 Evolution de l'effort de pliage.....	112
4.3.2 Observation des éprouvettes pliées.....	113
4.3.3 Evolution globale de l'effort de pliage.....	114
4.4 ETUDE EXPERIMENTALE DU RETOUR ELASTIQUE.....	115
4.4.1 Influence du rayon de matrice sur le retour élastique.....	116
4.4.2 Influence du jeu poinçon/pièce sur le retour élastique.....	117
4.4.3 Analyse des résultats par surfaces de réponse.....	118
4.5 ETUDE EXPERIMENTALE DU DEPLIAGE.....	120
4.5.1 Observation des éprouvettes dépliées.....	121
4.5.2 Courbes effort de dépliage - déplacement de la traverse.....	122
4.5.3 Influence du rayon de matrice.....	122
4.5.4 Surface de réponse de l'effort de dépliage.....	123
4.6 ETUDE EXPERIMENTALE DU CHOC DYNAMIQUE.....	124
4.6.1 Réponses dynamiques après pliage.....	125
4.6.1.1 Influence du jeu tôle-poinçon.....	125
4.6.1.2 Influence du rayon de matrice.....	126
4.6.2 Comparaison entre dépliage quasi-statique et choc dynamique.....	127
4.6.2.1 Influence du jeu poinçon/pièce sur la force maximale.....	127
4.6.2.2 Influence du rayon de matrice sur la force maximale.....	128
4.6.3 Evolution globale de la force de rupture dynamique.....	128
4.7 CONCLUSION.....	130
 CHAPITRE V : SIMULATION NUMERIQUE ET OPTIMISATION DU PROCEDE DE PLIAGE EN TOMBE DE BORD.....	 131
5.1 INTRODUCTION.....	131
5.2 OBJECTIFS DE L'ETUDE.....	131
5.3 PLIAGE D'EPROUVETTES. MODELISATION NUMERIQUE.....	132
5.4 ETUDE DE PLIAGE.....	134
5.4.1 Effort de pliage.....	134
5.4.1.1 Remarque sur la course du poinçon.....	135
5.4.2 Influence du rayon de matrice et du jeu sur la force maximale de pliage $F_{\max}$	135
5.4.2.1 Influence du rayon de matrice.....	135
5.4.2.2 Influence du jeu.....	136
5.4.3 Optimisation du procédé.....	137
5.4.3.1 Plan d'expériences.....	137

5.4.3.2 Surfaces de réponse.....	138
5.4.3.3 Résultats et analyse.....	139
5.4.3.4 Conclusion.....	141
5.5 ETUDE DU RETOUR ELASTIQUE.....	141
5.5.1 Modèle numérique pour la prédiction du retour élastique.....	141
5.5.1.1 Influence du rayon de matrice.....	142
5.5.1.2 Influence du jeu sur la valeur du retour élastique.....	143
5.5.1.3 Evolution globale du retour élastique par surfaces de réponse.....	143
5.6 EVOLUTION DES CONTRAINTES ET DU DOMMAGE.....	146
5.6.1 Simulation numérique du procédé.....	146
5.6.2 Résultats de la simulation.....	146
5.6.2.1 Etude de la contrainte équivalente et du dommage.....	147
5.6.2.2 Variation des contraintes σ_{II}	148
5.6.3 Méthode des surfaces de réponse.....	150
5.6.3.1 Plans d'expériences.....	150
5.6.3.2 Surfaces de réponse.....	152
5.6.3.3 Interprétation des résultats.....	154
5.6.3.4 Conclusion.....	156
5.7 ETUDE DU DEPLIAGE.....	157
5.7.1 Problématique.....	157
5.7.2 Simulation du dépliage.....	157
5.7.2.1 Géométrie.....	157
5.7.2.2 Endommagement.....	158
5.7.3 Effort de dépliage.....	159
5.7.3.1 Relation force de dépliage - déplacement.....	160
5.7.3.2 Effet du rayon de matrice sur la force de dépliage.....	161
5.7.4 Formulation du problème d'optimisation.....	162
5.7.4.1 Construction de la matrice d'expériences.....	162
5.7.4.2 Surfaces de réponse.....	163
5.7.4.3 Résultats obtenus.....	164
5.7.4.4 Conclusion.....	166
CHAPITRE VI : APPLICATION DES RESEAUX DE NEURONES ARTIFICIELS A LA PREDICTION DU COMPORTEMENT DES PIECES PLIEES ET DU PROCEDE.....	167
6.1 INTROUDUCTION ET HISTORIQUE.....	167
6.2 PRINCIPE DES RESEAUX DE NEURONES ARTIFICIELS (RNA).....	168
6.3 STRUCTURE D'UN NEURONE ARTIFICIEL.....	168
6.4 RESEAU A COUCHES (MULTI-COUCHES).....	169

6.4.1 Architecture.....	170
6.4.2 Apprentissage.....	171
6.4.2.1 La rétropropagation de l'erreur.....	172
6.4.2.2 Commentaires et aspects pratiques.....	173
6.4.2.3 Autres techniques d'apprentissage.....	174
6.4.3 Algorithme d'entraînement.....	174
6.5 APPLICATION DES RESEAUX NEURONAUX AU CAS DE PLIAGE.....	176
6.5.1 Procédure expérimentale.....	176
6.5.2 Réglage des paramètres du réseau.....	177
6.5.2.1 Effet des paramètres du réseau (η et α) sur l'erreur quadratique moyenne.....	177
6.5.2.2 Influence du nombre de neurones n et de couches cachées sur l'erreur quadratique moyenne.....	179
6.5.3 Effort de pliage.....	180
6.5.3.1 Prédiction de la force maximale.....	180
6.5.3.2 Optimisation par Surfaces de Réponse.....	182
6.5.4 Retour élastique.....	184
6.5.4.1 Prédiction du retour élastique.....	184
6.5.4.2 Optimisation du retour élastique.....	186
6.5.5 Prédiction de la force de dépliage.....	187
6.5.5.1 Prédiction de l'effort maximal.....	188
6.5.5.2 Prédiction et optimisation par Surfaces de Réponse.....	190
6.5.6 Etude du choc dynamique.....	191
6.5.6.1 Charge maximale.....	191
6.5.6.2 Approximation de la force dynamique.....	193
6.6 CONCLUSION.....	194
 CHAPITRE VII : OPTIMISATION DES PARAMETRES DU PROCEDE.....	 196
7.1 INTROUDUCTION.....	196
7.2 PROCEDURE D'OPTIMISATION PAR APPROXIMATION DIFFUSE.....	196
7.2.1 Formulation matricielle de base de l'Approximation Diffuse en 2D.....	197
7.2.2 Algorithme d'optimisation.....	198
7.3 APPLICATIONS NUMERIQUES.....	199
7.3.1 Minimisation de la contrainte et du dommage.....	199
7.3.1.1 Résultats d'optimisation par l'Approche Globale.....	200
7.3.1.2 Résultats d'optimisation par Approximation Diffuse [Ben-04].....	201
7.3.1.3 Résultats d'optimisation par la méthode des Stratégies d'évolution.....	204
7.3.1.4 Comparaison des résultats d'optimisation.....	206
7.3.2 Optimisation de l'effort maximal de pliage et du retour élastique.....	208

7.3.2.1 Résultats de minimisation par Approche Globale.....	208
7.3.2.2 Minimisation des fonctions objectives par Approximation Diffuse.....	209
7.3.2.3 Minimisation des fonctions objectives par la méthode des Stratégies d'Evolution.....	212
7.3.2.4 Comparaison entre les résultats des trois méthodes d'optimisation.....	214
7.4 CONCLUSION.....	215
CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES.....	217
LISTE DES PUBLICATIONS.....	221
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	222

Introduction générale

La recherche d'un gain de productivité accru, alliée à l'obligation de fournir des pièces mécaniques dont les qualités techniques sont garanties, oblige les industries mécaniques à optimiser les composants intervenant dans leurs fabrications. Un gros effort a été entrepris au sein des bureaux d'études afin de s'assurer que les nouveaux produits qui y sont conçus, présenteront toutes les qualités requises pour une utilisation présentant un minimum de défauts au cours de leur vie.

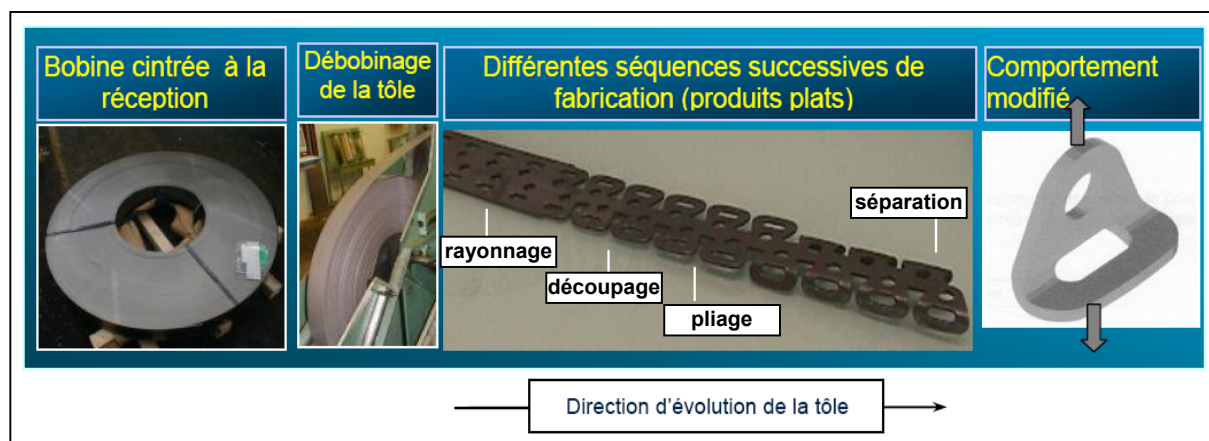
C'est un fait acquis depuis longtemps, qu'une pièce mécanique faisant partie d'une structure bien conçue se doit d'être optimisée, mais l'implication dans le processus d'optimisation de nombreuses contraintes commerciales, de conception, de fabrication et de maintenance du produit, rend l'opération extrêmement complexe. Une approche simple du problème consiste alors à optimiser les différentes étapes du processus les unes après les autres, à l'aide des méthodes qui leur sont adaptées.

L'étude entreprise s'effectue dans le secteur de la production de pièces automobiles de sécurité (ferrure d'ancrage, guide de cables, boîtiers d'airbags). Avec les entreprises régionales on a développé des recherches en partenariat afin de mieux adapter les procédés de fabrication aux pièces produites. Pour des géométries données et un procédé de mise en forme particulier, le matériau est choisi en fonction des sollicitations auxquelles les pièces peuvent être soumises. Toute cette chaîne de conception et de fabrication doit être intégrée dans une démarche industrielle.

Les ferrures d'ancrage: un exemple de pièces découpées-pliées

Certains procédés de travail des métaux sont très anciens mais demeurent en vogue pour certaines fabrications de pièces dites «standard». C'est le cas des opérations liées au découpage et au pliage des attaches en acier de ceintures de sécurité dont l'usage et la distribution sont devenus communs. Ces deux phases de mise en forme sont toujours présentes et s'enchaînent lors de l'élaboration de ces composants d'ancrage qui répondent à des normes de service sévères. Ces pièces anciennes, apparues avec les premières ceintures statiques dans les années 60 et parfois inchangées depuis, servent à fixer le brin mort de la ceinture sur la voiture.

Les attaches de ceintures de sécurité sont fabriquées sous presse en une seule passe selon l'enchaînement suivant:



La pièce sur laquelle porte l'étude, est une attache de ceinture de sécurité représentée par la figure ci-dessous. Elle est fabriquée à haute cadence et intégrée à l'habitacle automobile. Cette pièce permet de fixer la ceinture de sécurité sur le châssis de la voiture. Elle est fabriquée à un million d'exemplaire par mois et existe bien en différentes variantes adaptées aux différents véhicules.



Sa durée de vie doit au moins être égale à celle de la voiture. Elle travaille principalement en traction selon l'axe 1. D'apparence simple, mais sa complexité provient de son cahier de charge très strict vis-à-vis de sa capacité à résister à un effort de traction équivalent à un freinage brusque ou un accident.

Enfin cette pièce étant une pièce de sécurité, sa forme est rarement modifiée pendant l'existence du véhicule qu'elle équipe car le moindre changement entraîne des requalifications très coûteuses. La seule évolution importante qu'elle ait pour l'instant subie est un changement de matériaux avec l'utilisation d'aciers à Haute Limite Elastique (H.L.E).

Ainsi se dessine la problématique complexe sur laquelle repose l'étude: il s'agit d'optimiser la forme des pièces de sécurité en acier H.L.E ainsi que leur procédé d'obtention. Les différents paramètres qui interviennent dans ce procédé dépendent des opérations successives de poinçonnage, rayonnage, pliage et découpage d'une tôle laminée.

L'objectif à long terme de cette étude est de prévoir la tenue mécanique d'une attache après sa mise en forme afin de maîtriser l'état de contrainte et d'endommagement du matériau qui influent sur la résistance aux chocs du produit fini. Cette recherche doit conduire à la levée de verrous technologiques associés à la faisabilité des pièces de sécurité et à leur tenue en service. Elle doit aussi permettre d'optimiser le composant en termes de fiabilité et de coût ainsi que l'outillage mis en œuvre lors de la phase de fabrication.

Ce travail de thèse est constitué de deux grandes parties:

- ❑ La première consiste en l'optimisation de la forme des attaches réelles qui a été effectuée par simulation numérique. Dans cet objectif nous avons cherché à caractériser l'influence de la variation de certains paramètres géométriques liés à la pièce sur la qualité finale du produit et sa tenue en service. La résistance au choc en traction et sa mise en forme par pliage en *tombé de bord* seront étudiées.
- ❑ L'optimisation du procédé et l'analyse du comportement mécanique du matériau quant à eux, sont réalisés en mettant en place une campagne d'essais expérimentaux et de calculs numériques appliqués à un cas test industriel (éprouvettes trouées) représentatif des pièces de sécurité. Celles-ci se prêtent mieux que les attaches réelles aux essais pratiques, à la caractérisation de la résistance mécanique des pièces et à l'étude des formes géométriques finales.

Le chapitre **-I-** est consacré à une étude bibliographique sur les deux procédés de mise en forme des tôles métalliques par découpage et pliage ainsi que sur la caractérisation mécanique et rhéologique du matériau. Il s'intéresse à la description de ces différents procédés et les travaux antérieurs qui ont été consacrés.

Dans un second temps, une présentation détaillée portant sur le procédé de pliage par tombé de bord est effectuée. L'accent est mis sur les différentes formulations: expérimentale, numérique et théoriques qui ont été établies pour la prédiction du retour élastique.

La formulation principale liée à la construction du modèle numérique d'un procédé de mise en forme dans le cas d'un matériau isotrope avec une loi de comportement élastoplastique couplée à l'endommagement est aussi décrite à la fin de ce chapitre.

Dans le chapitre **II** une analyse bibliographique a été menée sur différentes méthodes d'optimisation et les algorithmes développés qui ont été appliqués dans une optimisation des procédés de mise en forme. Une présentation succincte d'une partie des travaux d'optimisation réalisés fait l'objet de ce chapitre. Nous concluons sur les objectifs et les méthodologies développées dans notre travail.

L'éclairage d'une recherche bibliographique sur les différentes techniques d'optimisation traitées dans des travaux antérieurs, a permis d'en retenir qui pourraient intervenir lors de l'optimisation du procédé de fabrication. On peut citer:

- Méthodes déterministes basées sur des algorithmes d'optimisation
- Méthodes statistiques
- Méthodes basées sur les réseaux de neurones artificiels
- Stratégies d'évolution: Algorithmes évolutionnaires
- Plans d'expériences
- Méthodes d'approximation par Surfaces de Réponse.

Le chapitre **-III-** est dédié à l'optimisation de la forme des attaches de sécurité dont certains paramètres géométriques liés à la conception de la pièce varient dans des intervalles limités. La première partie de ce chapitre consiste en une comparaison entre trois géométries différentes désignant la forme extérieure de l'attache. Des simulations numériques en traction uni axiale et en pliage par tombé de bord sont réalisées afin de déterminer les paramètres les plus influents sur la tenue mécanique de la pièce.

La deuxième partie est consacrée à l'optimisation de la forme géométrique du trou oblong. Les propriétés géométriques sont définies par les variations de l'entraxe et du rayon du trou. Cette analyse a été faite sous forme paramétrique en utilisant le code de calcul ABAQUS couplé à une boucle algorithmique Script écrite dans le langage de développement Python. Cet algorithme permet de générer un plan d'expériences par une variation automatique des deux variables de conception concernées. La technique proposée est fondée sur des méthodes d'optimisation qui s'appuient sur des plans d'expériences numériques et des surfaces de réponse.

Les objectifs poursuivis concernent l'augmentation de la résistance de l'attache de sécurité en service. Cela signifie qu'on cherche à minimiser la contrainte équivalente maximale de von Mises induite par la fabrication de la pièce ainsi que le dommage engendré par l'opération de pliage de la pièce préalablement découpée.

Le chapitre -IV- présente une étude expérimentale portant sur le découpage et le pliage des éprouvettes trouées. Cette approche doit conduire à la définition des paramètres optimaux intervenant dans le procédé de mise en forme des pièces de sécurité. On a réalisé une campagne d'essai de découpage, de pliage, de mesure du retour élastique, de dépliage ainsi que des essais de choc dynamiques sous forme de plan d'expériences afin de suivre les différentes séquences. Dans le cas du pliage les deux paramètres géométriques, variables du procédé (rayon de matrice et jeu poinçon/tôle) sont situés sur des plages de variation bien définies. L'objectif ici est:

- De mieux comprendre les phénomènes physiques qui interviennent lors de découpage et de suivre les différentes phases engendrées par l'opération. Pour cela, plusieurs niveaux de pénétration du poinçon sont corrélés aux courbes effort/pénétration.
- De caractériser le comportement du matériau suite aux variations des paramètres du procédé. On évaluera les efforts de pliage appliqués par l'outillage et les charges à la rupture au cours des essais statiques de dépliage et du choc dynamique.
- De valider expérimentalement les résultats numériques présentés dans le chapitre -V- et qui sont obtenus par des modèles développés par éléments finis.
- D'étendre ces études aux problèmes d'optimisation des paramètres du procédé conduisant à une bonne qualité géométrique caractérisée par un minimum de retour élastique. Nous cherchons à minimiser l'effort de pliage fourni par le poinçon et à améliorer la tenue en service du matériau en maximisant les efforts de traction statique et de choc.
- De développer des expressions analytiques approchées pour les différentes réponses mécaniques et géométriques afin d'examiner leurs évolutions par une représentation tridimensionnelle basée sur la construction des surfaces de réponse. Elles permettent aussi de définir le choix des paramètres du procédé par une optimisation utilisant des techniques et des algorithmes développés dans le chapitre -VII-.

A ces problèmes d'optimisation sont associés des facteurs technologiques et mécaniques tels que l'apparition de fissures, le plissement des parties arrondies et les bavures provenant de la phase de découpage.

Dans le chapitre -V- nous nous sommes intéressés à la modélisation de l'opération de pliage par *tombé de bord* réalisée sur des éprouvettes trouées. L'outil utilisé pour cette étude est la simulation numérique tridimensionnelle par élément finis (code de calcul ABAQUS) qui nécessite la donnée des lois de comportement du matériau. La précision des résultats de l'étude numérique dépend largement de la détermination des principaux paramètres physiques du matériau. Puisque son influence est certaine, les deux phases de pliage et de dépliage sont successivement simulées en tenant compte de l'endommagement de la matière. Pour cela, nous proposons une modélisation numérique dans le cadre d'élasto-plasticité à écrouissage isotrope. On y introduit le couplage de la formulation du dommage ductile définie par Lemaître et Chaboche. Un algorithme incrémental présenté dans le chapitre -I- permet le couplage du modèle par élément finis à l'endommagement de Lemaître grâce à une routine utilisateur UMAT et qui a été implémenté dans le code ABAQUS STANDARD. Cette étape est cruciale pour simuler correctement l'endommagement de la matière conduisant à la propagation des fissures.

Outre le matériau qui est quasiment imposé, les paramètres de l'étude concernent la géométrie de la pièce et celle des outillages. On a réalisé une série de simulations numériques qui résulte de la variation de certains paramètres du procédé tels que le rayon de matrice et le jeu résiduel qui existe entre le poinçon et la tôle. Ce chapitre englobe quatre grandes études. La première s'intéresse à la prédiction de l'effort de pliage et son évolution en fonction des paramètres géométriques du procédé étudiés. Dans sa seconde partie, nous avons cherché à analyser l'influence du jeu et du rayon de matrice sur le retour élastique. La maîtrise du retour élastique visant à obtenir une géométrie du produit aussi proche que possible de celle escomptée. La troisième étude quant à elle, concerne l'évolution des contraintes maximales et du dommage dans les zones critiques les plus sollicitées dans l'éprouvette. La dernière partie traite du comportement mécanique des pièces simulées en dépliage quasi-statique.

Pour chacune des réponses des cas précédents, nous avons cherché à observer son évolution globale en vue de l'optimiser. La démarche retenue utilise la technique des plans d'expériences provenant d'une série de simulations numériques et une approche par surface de réponse.

Afin de garantir la validité des modèles numériques proposés, nous avons établi une superposition des résultats obtenus par les deux approches, numérique et expérimentale qui permet de bien les comparer. Les résultats numériques sont montrés en bon accord avec ceux déterminées expérimentalement, validant la simulation.

Pour la prédiction du comportement des pièces pliées et du procédé, on développe une application des réseaux de neurones artificiels au chapitre **-VI-**. Ces algorithmes opèrent sur des résultats d'expériences qui ont été présentés au chapitre **-IV-**. Plusieurs applications seront exposées qui permettent de prédire et d'optimiser certaines réponses mécaniques et géométriques obtenues par l'expérience. Elles sont reliées aux efforts maximaux de pliage, de dépliage, de choc et du retour élastique en fonction des paramètres du procédé. Le réseau de neurone adopté utilise un algorithme d'apprentissage de type rétro-propagation.

L'optimisation paramétrique a été faite pour ajuster les paramètres du réseau qu'on a entraîné à partir des valeurs expérimentales. Nous avons observé comment l'architecture du réseau et plus particulièrement le type de réseau, le nombre de couches N , le nombre de neurones n par couche, le taux d'apprentissage η , le coefficient de moment α et le type de la fonction d'activation, conditionnent les capacités d'apprentissage. L'architecture optimale du réseau obtenue conduisant à une erreur quadratique minimale, est de type 2 entrées - 6 couches cachées - 1 sortie. Chaque couche cachée comporte 10 neurones.

On a constaté que les résultats numériques prédits par le réseau de neurones sont en bonne concordance avec ceux qui ont servi pour l'apprentissage du réseau, ce qui permet de montrer l'adéquation de cette approche pour la prédiction du comportement mécanique et géométrique des pièces pendant leur mise en forme.

La démarche utilisée dans ce cadre représente ainsi une méthode d'expérimentation numérique qui permet de prédire avec une précision acceptable, le comportement des éprouvettes en dehors du domaine qui a servi à l'apprentissage.

Enfin dans le chapitre **-VII-** nous étendrons ces études au problème d'optimisation du procédé de pliage par minimisation de quelques fonctions objectives dépendant des paramètres du procédé. Les fonctions objectives peuvent être, les valeurs maximales du dommage et de la contrainte de von Mises dans le matériau relevées à la fin de l'opération de pliage, comme elles peuvent être la force maximale du poinçon et l'angle du retour élastique mesurés

expérimentalement. Nous avons fait appel à des algorithmes d'optimisation basés sur les méthodes suivantes:

- ❑ Une approche globale par calcul direct
- ❑ Une approche locale d'optimisation basée sur l'Approximation Diffuse
- ❑ Une stratégie d'évolution

La première approche sert de référence afin de comparer les résultats obtenus par l'approche locale utilisant une surface de réponse, des éléments diffus et une stratégie d'évolution. La comparaison des résultats numériques permet de vérifier que les solutions optimales sont très semblables. Nous avons constaté que la convergence de ces techniques d'optimisation dépend du choix des points de départ pour l'initialisation des algorithmes. On a aussi pu noter l'intérêt des algorithmes évolutionnaires pour optimiser le procédé sans avoir besoin du calcul du gradient de la fonction objective.

Chapitre I

Etude bibliographique: procédés

1.1 Introduction

L'objectif visé à travers ce chapitre était de présenter d'une façon aussi succincte que possible une étude bibliographique sur les deux procédés de mise en forme par découpage et pliage des tôles ainsi que la caractérisation du comportement élastoplastique du matériau et son évolution en fonction du dommage. Initialement nous nous sommes intéressés aux travaux relatifs qui porte sur le premier procédé de découpage sans approfondir l'étude. Dans cette partie nous avons présenté différentes études antérieures qui décrivent ce mécanisme de mise en forme qu'elles soient de manière théorique, numérique ou expérimentale. Grâce à l'étude expérimentale, différents auteurs [Mai-91, Ham-96] ont décrit les différentes phases de l'opération de découpage et la correspondance entre leurs évolutions et celle de la courbe effort-poinçon a été établi. Il a été montré qu'il était tout à fait possible de prédire l'aspect du bord découpé ainsi que l'évolution de ses caractéristiques géométriques par des essais expérimentaux.

Le deuxième volet de cette étude a pour but de balayer succinctement les évolutions des concepts mécaniques à travers une présentation plus détaillée des procédés de pliage des tôles. Cette tâche a consisté à rechercher dans la littérature les différentes études portant sur cette opération de mise en forme. On y décrit les particularités de pliage en U, en V, en l'air et en tombé de bord. On met en évidence les problèmes qui soulèvent encore des interrogations, particulièrement en ce qui concerne le pliage en tombé de bord. Ce type de procédé est traité par plusieurs auteurs utilisant différentes techniques expérimentales théoriques et numériques. La description du comportement du matériau après sa mise en forme, l'identification des paramètres caractéristiques du procédé ainsi que les risques encourus sont décrits. Les différents phénomènes qui sont associés au procédé de pliage par tombé de bord tel que le retour élastique, l'état de contrainte et d'endommagement du matériau en fonction des paramètres du procédé, la tenue mécanique des pièces pliées et l'évaluation des efforts appliqués par les outillages.

La troisième partie est consacrée à la caractérisation mécanique et rhéologique du matériau. Un algorithme numérique est développé permettant le couplage du modèle par éléments finis à l'endommagement de Lemaître à travers une sous-routine utilisateur externe qui a été ensuite implémentée dans le code ABAQUS STANDARD. Cette étape est cruciale pour simuler correctement l'endommagement de la matière conduisant à la propagation des fissures.

1.2 Le découpage

Le travail des tôles est, après l'usinage, le procédé de fabrication le plus utilisé dans les industries mécaniques. Parmi tous les procédés industriels de mise en forme, le découpage de tôles est une opération particulière car contrairement à l'emboutissage et au pliage par exemple qui ont pour but de déformer plastiquement la tôle, le découpage sollicite celle-ci

jusqu'à la rupture finale. Durant l'opération, le matériau subit des sollicitations complexes dont la modélisation est souvent non linéaire et avant rupture finale, le matériau est soumis à des phénomènes d'endommagement et de propagation des fissures. On conçoit ainsi toute la difficulté qu'il y aura à prédire correctement l'évolution dans le temps des phénomènes de découpage, d'autant plus que divers paramètres mécaniques et métallurgiques contribuent à la modification du comportement de la tôle tels que:

- ❑ L'écrouissage et l'endommagement qui caractérisent la résistance du matériau et sa dégradation sous charge jusqu'à la rupture finale [Ham-96].
- ❑ La morphologie métallurgique (formes et tailles des grains), la texture cristallographique et les structures intragranulaires du matériau qui évoluent au cours de l'opération.

Tous ces facteurs influent sur la qualité de la pièce fabriquée. Par exemple, l'état d'écrouissage et d'endommagement du bord découpé aura ultérieurement une influence majeure sur la tenue en service des pièces.

Industriellement, l'opération de découpage qui s'effectue sur une presse consiste à appliquer sur une tôle un effort variable par l'intermédiaire d'un poinçon (partie mobile) et d'une matrice (partie fixe), qui joue le rôle d'une contre lame comme illustré sur la figure 1.1.

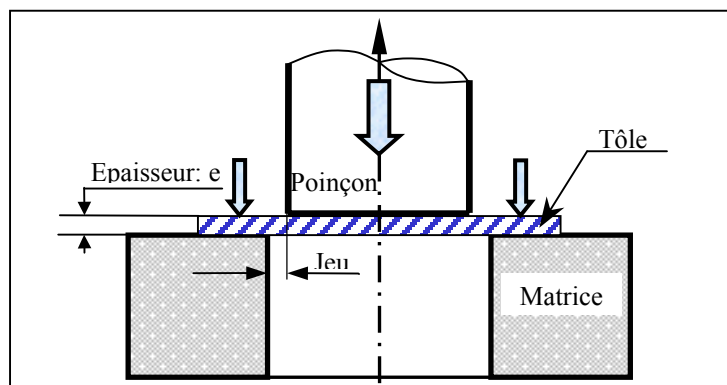


Figure 1.1: Découpage d'une tôle

Devant les problèmes de fabrication, il est important de pouvoir connaître les efforts de découpe en fonction de la nature de la tôle, de l'outil, du jeu poinçon/matrice etc...

Au moment du découpage, l'outillage (poinçon et matrice) subit des sollicitations cycliques et un échauffement engendré par le travail des actions de contacts entre la tôle, le poinçon et la matrice et par la puissance dissipée au sein de la matière. Il en résulte des problèmes de cassures, d'écaillage ou de grippage (rupture locale sur le bord de l'outil), ainsi que l'usure progressive des parties actives. Pour le produit fini dont le bord découpé est représenté sur la figure 1.2, les défauts de fabrication qui apparaissent peuvent être classés comme suit:

- a-** Variations de cotes.
- b-** Apparition de défauts de formes.
- c-** Croissance de la hauteur de la bavure.
- d-** Dégradation des caractéristiques mécaniques du matériau dans la zone affectée de découpe.
- e-** Modifications de la géométrie du bord découpé.

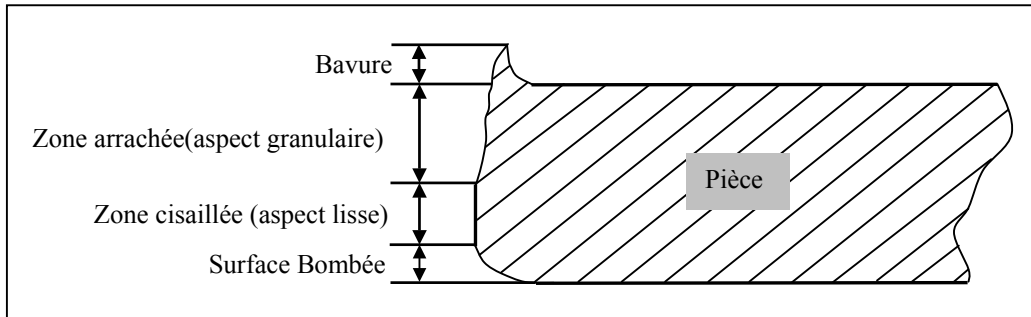


Figure 1.2: Aspect du bord découpé [Ham-96]

Pour un produit élaboré dans des nuances d'aciers données, plusieurs problèmes doivent être résolus dont les plus importants sont:

- 1- La prédiction de l'aspect géométrique et mécanique du bord découpé.
- 2- L'évaluation des efforts appliqués sur l'outillage.
- 3- L'optimisation du procédé afin de déterminer les paramètres optimaux de découpe (jeu poinçon/matrice, géométrie de l'outillage, pression sur le serre flan, etc...) en vue:
 - a- De minimiser les sollicitations appliquées sur l'outillage.
 - b- D'avoir une meilleure qualité mécanique et géométrique du bord découpé.
- 4- Le dimensionnement et le choix des matériaux constitutifs du poinçon et de la matrice en fonction des efforts appliqués sur ces derniers.
- 5- Le suivi de l'outillage durant l'opération de découpe afin d'arrêter la presse dans le cas où une anomalie apparaîtrait sur celui ci (cassure, usure, etc...)

1.2.1 Travaux antérieurs

Le procédé de découpage des pièces métalliques est le sujet d'une variation importante des paramètres du procédé. On trouve dans la littérature de nombreuses études qui traitent ce problème par mécanismes de cisaillement, et en particulier les opérations de poinçonnage et de cisailage. Les différents auteurs ont essentiellement traité trois approches différentes:

- 1- Une approche numérique qui traite différentes modélisations du problème de découpage des tôles par la méthode des éléments finis [Abd-95, Mai-91, Ham-95].
- 2- Une étude théorique dont un petit nombre de travaux a été réalisé. Au cours de cette étude les auteurs ont essayé d'analyser essentiellement l'expression théorique de l'effort appliqué par le poinçon en fonction de sa pénétration [Gho-85, Hoj-67, Jim-63].
- 3- Une approche expérimentale dans laquelle beaucoup d'essais sur presses instrumentées ont été réalisés permettant aux auteurs:
 - a- D'étudier l'influence et les interactions des différents paramètres de ce procédé sur le comportement de l'ensemble tôle et outillage (aspect et qualité du bord découpé, chargement appliqué sur l'outillage, usure du poinçon ainsi que son effet sur la qualité mécanique et géométrique des pièces découpées: bavure, fissure..etc...) [Cer-90, Osa-84, Osa-78]

- b- D'analyser et de mieux comprendre les mécanismes mis en jeu lors de l'opération afin de caractériser les différentes phases qui interviennent depuis le début de découpage jusqu'à la rupture finale de la pièce [Hoj-67, Jan-89, Mai-91, Ham-00].

1.2.2 Approche expérimentale de l'opération de découpage

1.2.2.1 Efforts appliqués pendant l'opération

Sur la tôle, l'outillage exerce des efforts modélisés par les forces F_v et F'_v qui, d'après [Kur-85], agissent à une distance ($\frac{1}{2}$) des bords tranchants du poinçon et de la matrice comme cela est illustré sur la figure 1.3. Cette modélisation correspond à la distribution non uniforme des contraintes de compression engendrées par le poinçon et la matrice sur la tôle. Les efforts F_v et F'_v créent un moment qui a tendance à faire fléchir la tôle.

D'après le principe fondamental de la dynamique, un moment opposé prend naissance, engendré par des efforts horizontaux F_H et F'_H agissant sur la tôle.

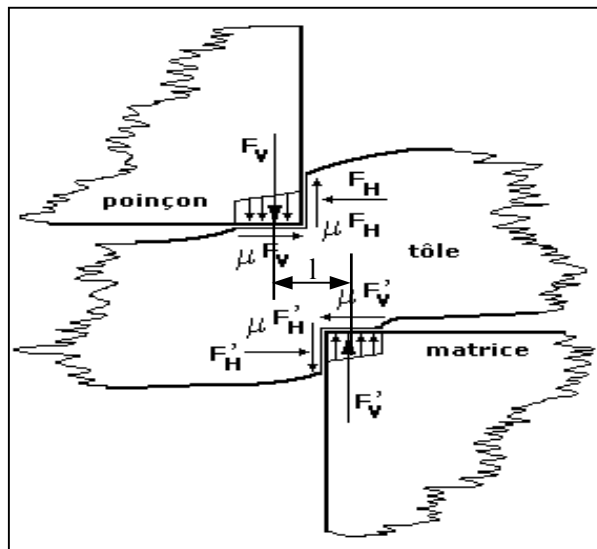


Figure 1.3: Efforts appliqués pendant l'opération d'après [Kur-85]

Les zones d'efforts durant le découpage représentées par la figure précédente, montre que la distribution d'effort normal au plan de contact, F_v et F'_v provoque le cisaillement du matériau dans le jeu. Ces distributions font que la matière ne se coupe pas suivant une ligne droite. Deux fissures partant des bords tranchants du poinçon et de la matrice se propagent parallèlement l'une à l'autre et finissent par entraîner la rupture.

A cause du glissement relatif entre la tôle, le poinçon et la matrice, des efforts de frottement agissent sur l'outillage. Si on note μ le coefficient de frottement, l'auteur suppose que:

- F_H et F'_H créent des efforts de frottement μF_H et $\mu F'_H$
- F_v et F'_v créent des efforts de frottement μF_v et $\mu F'_v$

Il établit que les efforts F_v et F_H dépendent des différents paramètres qui gouvernent l'opération à savoir:

- Le jeu entre le poinçon et la matrice,
- Les caractéristiques mécaniques du matériau,
- La géométrie de l'outillage,
- La vitesse du poinçon,
- Les phénomènes mécaniques et physiques à l'interface tels que le frottement agissant entre la tôle et l'outillage.

Cette modélisation analytique gagne cependant à être affinée.

1.2.2.2 Comportement du matériau pendant l'opération de découpe

A) DISTINCTION DES PHASES DE L'OPERATION

Maillard [Mai-91] décrit le comportement du matériau au cours de la découpe ainsi que les différentes étapes de l'opération de découpage à travers une analyse de la courbe expérimentale présentant l'effort vertical exercé sur le poinçon en fonction de sa pénétration à travers la tôle. Son allure générale est donnée par la figure 1.4. L'essai correspond à un acier de type XES.

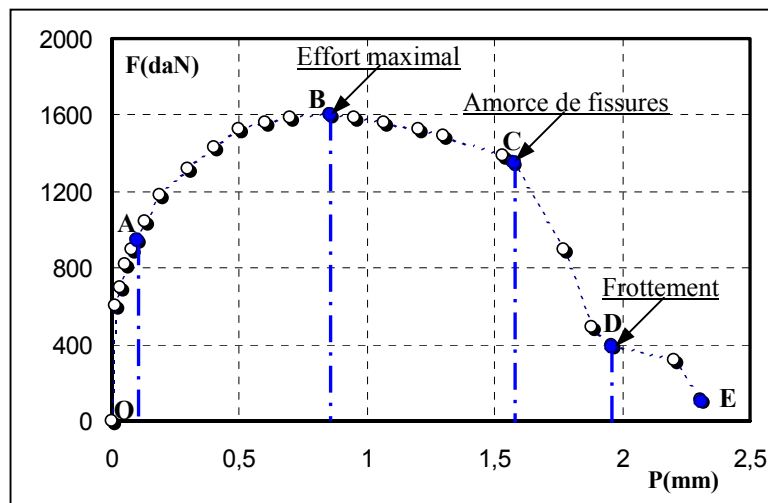


Figure 1.4: Courbe effort-pénétration lors d'une opération de découpage [Mai-91]

Cette courbe met en lumière les différentes phases de l'opération qui rendent compte à la fois du comportement du matériau et du degré de pénétration du poinçon dans la tôle. L'auteur distingue dans l'opération de découpage cinq phases principales et les classe comme suit:

- Phase OA: Comportement élastique du matériau.
- Phase AB: Plastification avec écrouissage.
- Phase BC: Plastification et réduction de la section en cisaillement.
- Phase CD: Amorçage et propagation de fissures.
- Phase DE: Frottement entre:
 - poinçon et tôle
 - matrice et pièce découpée
 - pièce découpée et tôle.

La géométrie du bord découpée illustrée sur la figure 1.2, peut être rattachée aux phénomènes caractéristiques de ces différentes phases et se traduisent par les observations suivantes [Kur-85]:

- La surface bombée liée à la flexion de la tôle correspond à la phase AB.

- La zone cisailée caractérisée par un aspect lisse du bord découpée dans la direction du poinçonnage correspond à la phase AB et une partie de la phase BC.
- La zone rompue caractérisée par un aspect granulaire du bord dont une partie forme la bavure. Elle correspond à la rupture finale du matériau (phase BC et CD).

Il a été constaté dans diverses études [Har-92, Jan-89, Osa-84, Kal-91a, Ham-96] que l'importance relative de chacune de ces phases et par conséquent l'aspect final de la pièce découpée dépend particulièrement du jeu entre le poinçon et la matrice, de la nature du matériau découpé, de la dimension de l'outillage (dimension, forme...) et des caractéristiques géométriques de la pièce (épaisseur).

a) Jeu entre le poinçon et la matrice

Le jeu entre le poinçon et la matrice est le paramètre le plus important. Il va affecter la forme géométrique et dimensionnelle du bord découpé ainsi que les efforts sur l'outillage. La figure 1.5 illustre schématiquement les différents aspects de la fissuration de la tôle soumise à un découpage avec différents jeux.

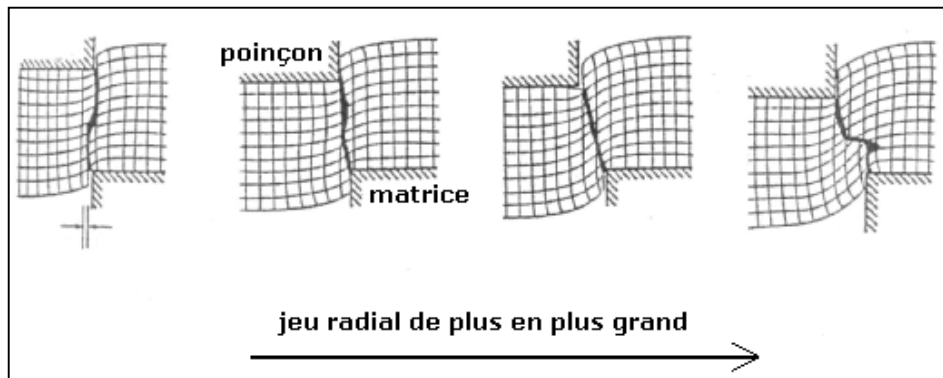


Figure 1.5: Influence du jeu sur le trajet de la propagation de fissures en découpage [Ham-96]

Dans [Jan-89], Jana et Ong ont examiné par des essais expérimentaux les effets de la variation du jeu sur la qualité géométrique du bord découpé en utilisant plusieurs matériaux. Ils ont constaté en particulier que l'aspect du bord découpé évolue quand le jeu varie.

Dans [Ham-96], il a été montré que le trajet de la fissure, et donc l'aspect du bord découpé, dépendait fortement du jeu comme on peut le voir schématiquement sur la figure 1.5. On peut retenir qu'il existe un jeu optimal permettant d'avoir un bord découpé de bonne qualité géométrique. Dans son travail, Hambli a proposé une approche mixte expérimentale et numérique pour déterminer un jeu optimal permettant d'obtenir la meilleure géométrie du bord découpé.

b) Nature du matériau

Par l'observation du profil du bord découpé, différents auteurs, parmi lesquels Hartely et al. [Har-92], ont montré expérimentalement, qu'il changeait en fonction du matériau utilisé.

La figure 1.6 tirée de [Har-92], montre le profil de deux tôles en alliage d'aluminium d'épaisseur égale à 2.5 mm ayant subi deux traitements thermiques différents et cisailées dans les mêmes conditions opératoires.

La figure 1.6.a correspond à une tôle ayant subi une opération de trempe à l'eau qui durcit le matériau.

La figure 1.6.b correspond à une tôle de forme identique à la précédente ayant subi une opération de recuit.

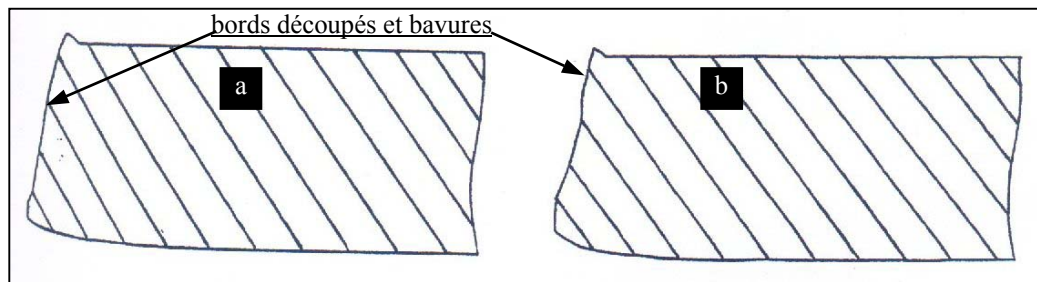


Figure 1.6: Aspect expérimental du bord découpé de deux tôles en alliage d'aluminium ayant subi deux traitements thermiques différents [Har-92]

Il sera donc possible d'établir des relations liant l'aspect géométrique du bord découpé aux caractéristiques mécaniques du matériau. La figure 1.6.a présente un profil découpé rectiligne alors que la pièce qui a subi l'opération de recuit (figure 1.6.b) montre que la fissuration se propage d'une façon aléatoire.

c) Géométrie de l'outillage

On trouve dans [Osa-78] une étude expérimentale examinant l'influence de la géométrie de l'outillage sur la qualité géométrique du bord découpé. Osaki et al. [Osa-84] ont pu mettre en évidence la dépendance entre le faciès de rupture et la géométrie du bord tranchant de l'outillage. En se basant sur une étude micrographique des pièces découpées, ils ont montré que les phénomènes liés à la naissance et à la propagation des fissures, et par conséquent l'aspect du bord découpé dépendent entre autre de la géométrie du bord tranchant du poinçon.

d) Epaisseur de la tôle

Comme l'a montré Chang [Cha-51], l'épaisseur de la tôle est l'un des facteurs les plus importants conditionnant la géométrie du bord. Dans [Kur-85], K. Lange a constaté que pour des conditions opératoires données et pour une nuance de matériau donnée, le bord découpé change de profil en fonction de l'épaisseur de la tôle.

D'autres paramètres liés au procédé de fabrication tels que la vitesse de découpe et la température de la tôle ont une influence sur la qualité géométrique du produit découpé. Jana et al. [Jan-89] ont montré qu'en augmentant la vitesse de découpe du poinçon on améliorerait la qualité du bord découpé. A faible vitesse, les auteurs constatent que des fissures secondaires apparaissent sur le bord découpé qui sont dues au processus qui gouvernent les phénomènes de création et de propagation des fissures variant avec la vitesse du poinçon.

B) MECANISMES DE L'OPERATION DE DECOUPAGE

L'analyse du processus de découpage est complexe car divers phénomènes physiques tels que l'écrouissage, l'endommagement, l'initiation et la propagation des fissures doivent être pris en considération afin de décrire l'opération entre son début (comportement élastique du matériau) et sa fin (rupture totale de la tôle).

De nombreuses études décrivant les mécanismes de découpe peuvent être trouvées dans la littérature [Jan-89, Kur-85, Mai-91, Osa-78, Osa-84].

Concernant l'influence de la nature du matériau, Wong et Das [Won-75] décrivent deux cas extrêmes de comportement:

1- Le matériau est ductile. Dans ce cas la matière est parfaitement plastique et s'écoule d'une façon ductile dans le plan du mouvement de l'outil. Si le jeu entre le poinçon et la matière est choisi d'une façon optimale, la pièce présente alors un aspect de bord uniquement cisailé (figure 1.7.a). C'est le cas lorsque l'épaisseur de la tôle est très faible ou lorsqu'on découpe la tôle à chaud. La séparation finale de deux parties de la tôle se fait quand le poinçon a déjà traversé toute l'épaisseur de celle-ci pour chasser la partie découpée.

2- Le matériau est fragile. Dans ce cas la matière est sensible à la fissuration. L'apparition de fissures et leur propagation pendant la descente de l'outil à partir des arrêtes de coupe du poinçon et de la matrice provoquent la rupture souvent brutale de la pièce. La pièce présente dans ce cas uniquement une surface de rupture (figure 1.7.b).

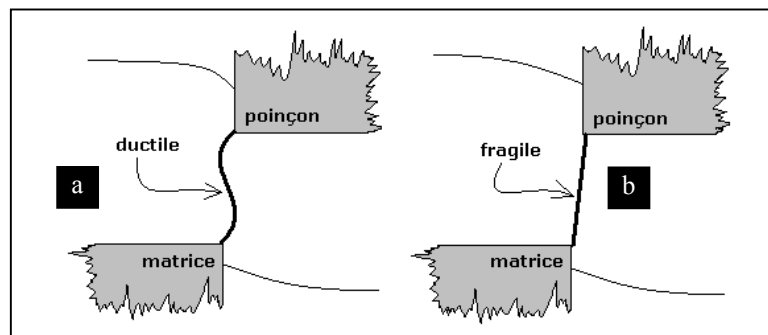


Figure 1.7: Aspect expérimental du bord [Won-75]

En réalité, pour la plupart des tôles, le comportement lors du découpage est en général situé entre ces cas extrêmes. S'il y a un comportement ductile il va y avoir plus de déformation dans la zone de coupe et on obtiendra une forme en S après rupture. Par contre, si le comportement du matériau est fragile la zone de découpe ne va pas présenter beaucoup de déformation (figure 1.7.b d'après [Won-75]). Au début de l'opération, le comportement de matériau est gouverné par une phase élastoplastique endommageable (jusqu'à la naissance des fissures) et ensuite, une phase qui consiste en une propagation plus moins brutale des fissures jusqu'à la rupture finale [Jan-89, Kur-85]. La modélisation de la découpe peut être basée sur la mécanique de l'endommagement. Comme l'a montré Hambli [Ham-00], il est possible de simuler la propagation des fissures à partir de la chute brutale du module d'élasticité endommagé.

1.3 Le pliage

Les études portant sur cette opération sont peu nombreuses dans la littérature, alors qu'elle est présente depuis longtemps dans la pratique industrielle. Les nombres d'articles de fond sont réduits, les autres étant surtout d'ordre pratiques. Ils ne traitent pas cette opération de mise en forme en tant que procédé industriel soulevant un problème scientifique mais plutôt en tant que séquence élémentaire de fabrication.

Le pliage par tombé de bord fréquemment adopté pour la production des petites pièces en tôle comme les attaches de ceintures de sécurité n'a pas été suffisamment étudié comme un procédé indépendant comparé aux nombreuses études qui ont porté sur le pliage en V ou en U. On s'intéressera à ce mode de fabrication afin de mettre en évidence les caractéristiques particulières de ce procédé de mise en forme.

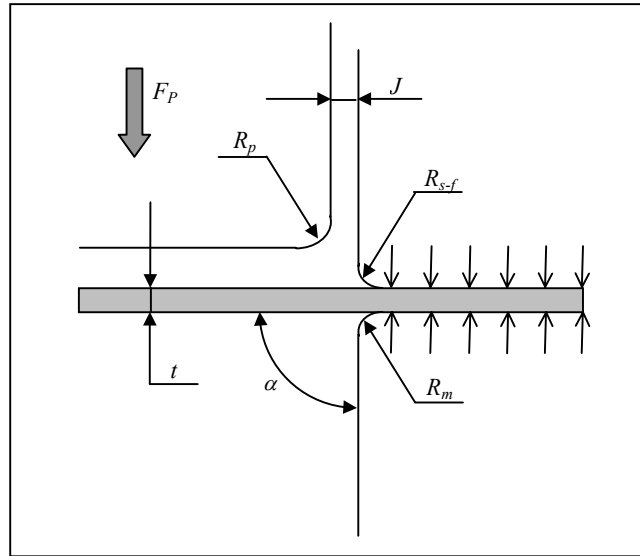


Figure 1.8: Principe de pliage en tombé de bord

Le pliage par tombé de bord consiste à réaliser, à partir d'une tôle et par frappe successive des pièces qui peuvent relever de grandes ou de moyennes séries. L'état d'une pièce subissant cette opération dépend fortement des propriétés matérielles et des paramètres du procédé. La tôle est maintenue dans son plan par un serre-flan considéré comme un corps rigide qui exerce une pression sur cette dernière. Le reste de la tôle en porte-à-faux, subit l'effort appliqué par le poinçon qui en pénétrant, engendre la mise en forme de la pièce jusqu'à l'obtention de la configuration désirée (figure 1.9).

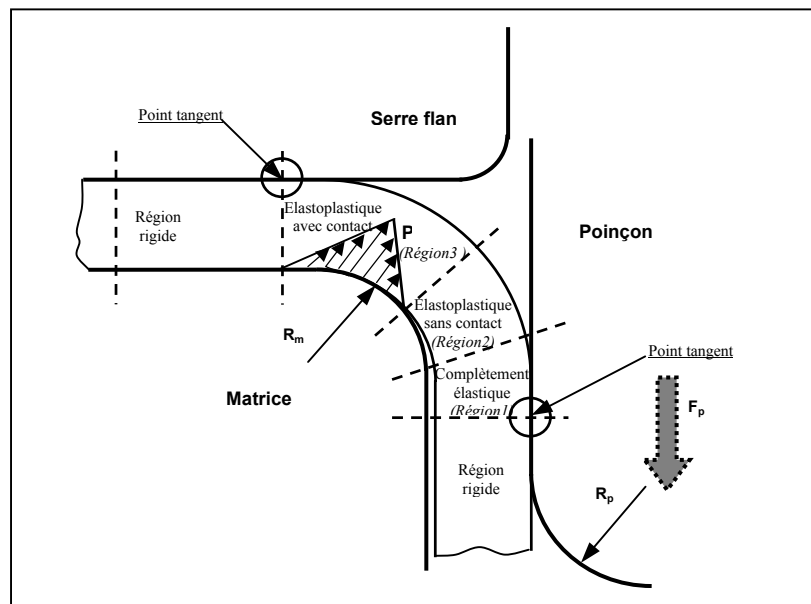


Figure 1.9: Illustration des différents secteurs de déformations en cas de pliage par tombé de bord [Liv-03]

Divers phénomènes qui sont associés à ce type de pliage tel que le foisonnement, l'état de contrainte, le retour élastique, l'évolution du dommage et l'état de déformation ont été étudiés en fonction des paramètres du procédé [Mka-03]. Cependant l'effet de variation des paramètres géométriques sur le comportement mécanique de la pièce et la localisation des

zones endommagées soulève encore de nombreuses interrogations lorsqu'on veut optimiser le procédé.

Contrairement au pliage en V, l'angle maximal ne peut dépasser 90° au cours d'une seule séquence opératoire sauf lorsqu'on utilise des outillages spéciaux. Selon les lois de la résistance des matériaux et de la mécanique des structures, la partie active de la tôle est considérée comme une poutre ou une plaque suivant la largeur de tôle, encastée avec une extrémité libre soumise à un effort de flexion.

Dans le cas des tôles minces, la section normale est plane et reste toujours normale après flexion et la surface moyenne peut s'allonger. Les directions principales de déformations et des contraintes coïncident avec les directions tangentielles et radiales [Liv-03, Mar-92]. Les fibres loin de la surface moyenne sont déformées comme illustré sur la figure 1.10. Si on considère la fibre AB_0 de longueur initiale l_0 de la tôle plate, alors sous l'action simultanée de traction et de flexion, celle ci peut s'allonger et atteint une longueur $l = \theta(\rho + y)$, où ρ représente le rayon de courbure de la fibre moyenne (voir figure 1.10).

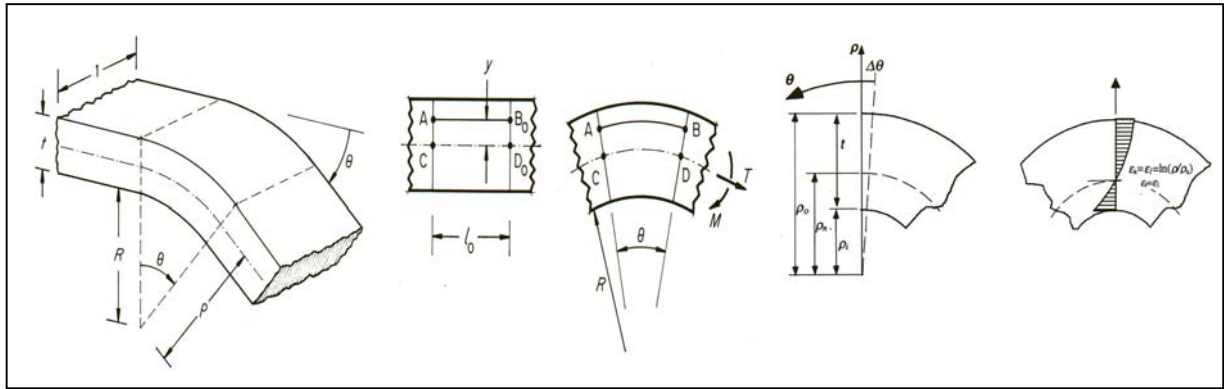


Figure 1.10: Modélisation mécanique de la déformation élasto-plastique du pliage par tombé de bord [Liv-03, Mar-92]

En utilisant une approche similaire de celle de Wang [Wan-84], une prédiction du retour élastique dans un processus de pliage par tombé de bord a été développée. C'est ainsi que Marciniak et al. [Mar-92], ont procédé pour analyser la distribution des contraintes et des déformations dans ce cas de «flexion». Les contraintes radiales de cisaillement sont négligées, les contraintes dans le sens de la largeur le sont aussi.

Les expériences présentées par Kalpakjian [Kal-91] dans ses travaux montrent que les déformations augmentent considérablement quand le rapport $\frac{R}{t}$ diminue. Dans le pliage en

tombé de bord, l'état de contrainte est de signe opposé entre l'intérieur et l'extérieur. Il indique que la déformation des fibres extérieures et des fibres intérieures est d'égale grandeur et peut être calculée par:

$$e_e = -e_i = \frac{1}{(2R/t) + 1} \quad (1.1)$$

On observe que la largeur de la pièce dans la zone pliée est généralement plus réduite à l'extérieur qu'à l'intérieur. L'écart de déformation intérieur-extérieur est d'autant plus important que le rapport $\frac{R}{t}$ est plus faible.

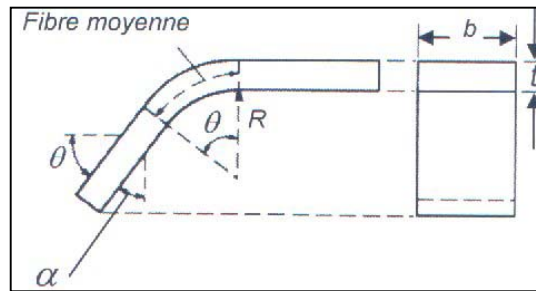


Figure 1.11: Terminologie principale [Kal-91]

Il apparaît, que la déformation augmente sensiblement à l'extérieur du pli pour une réduction du rapport $\frac{R}{t}$ ce qui peut engendrer une apparition de fissures dans les cas critiques. Ceci a conduit à définir un rayon minimum pour éviter tout risques éventuels. Le rayon limite de pliage est fonction de l'épaisseur de la tôle. Jusqu'à ces derniers temps, seule l'expérience permettait de définir le rayon minimum c'est pourquoi des recherches ont été développées afin d'établir des relations entre le rayon minimum possible et les propriétés mécaniques du matériau. Certaines hypothèses ont été proposées pour mener à bien ces développements comme celles qui suivent [Kal-91]:

- Le matériau est homogène et isotrope.
- La déformation vraie des fibres extérieures au moment de l'apparition des fissures est supposée égale à la déformation vraie à la rupture ε_f en traction simple.
- Le pliage est régi par l'hypothèse des contraintes planes, b/t est faible. (b est la largeur de la tôle)

En effet, la déformation vraie à la rupture en traction est:

$$\varepsilon_f = \ln\left(\frac{A_0}{A_f}\right) = \ln\left(\frac{100}{100 - r}\right) \quad (1.2)$$

r est le taux de réduction de la section (striction%) en essai simple de traction. D'autre part:

$$\varepsilon_e = \ln\left(1 + \frac{1}{(2R/t) + 1}\right) = \ln\left(\frac{R + t}{R + (t/2)}\right) \quad (1.3)$$

L'égalité entre l'équation (1.2) et l'équation (1.3) conduit à:

$$\min \frac{R}{t} = \frac{50}{r} - 1 \quad (1.4)$$

D'après ce qui précède, un matériau subissant une striction autour de 50% pourrait être plié dans les conditions les plus sévères (rayon de pliage nul !) sans apparition de fissures.

L'auteur donne un exemple, (figure 1.12), tiré des résultats expérimentaux avec:

$$\min \frac{R}{t} = \frac{60}{r} - 1 \quad (1.5)$$

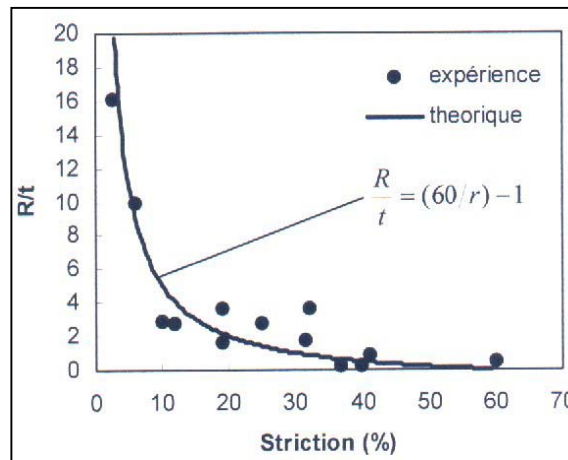


Figure 1.12: Relation entre le rapport minimal R/t et la striction (%) [Kal-91]

Ces éléments de calcul sont utiles mais ne sont pas suffisants pour répondre à toutes les questions soulevées par certains phénomènes qui peuvent avoir lieu pendant la déformation. Les grandeurs non mesurables telles que les contraintes, le frottement ou l'endommagement ne posent pas d'obstacles puisque les déformations permettent de connaître leurs évolutions sauf que les modèles théoriques qui leur sont associées peuvent être d'une forte complexité qui est en soit basée sur des approximations multiples.

Plusieurs auteurs ont étudié la distribution des contraintes et des déformations qui prennent naissance en pliage ou en découpage [Mar-92, Math-02] et quelques études combinent l'aspect numérique par éléments finis et l'aspect expérimental pour un calcul d'endommagement du matériau lors de sa mise en forme [Lem-85, Lem-88, Ham-01a]. Une étude détaillée des endommagements apportés au matériau par pliage est développée par Mkaddem dans [Mka-03]. Dans ses études l'auteur caractérise le dommage à la fois par une simulation et des études expérimentales. Toutefois, les modèles théoriques développés sont en grande partie inspirés de l'expérience. Ils sont plus particulièrement destinés à relier les paramètres du procédé: jeu dans l'outillage, course du poinçon, géométrie des outils, aux propriétés du matériau en vue de mieux contrôler le procédé, cas de découpage ou de pliage, et de prédire les risques encourus par la pièce ultérieurement. Diverses contributions récentes, par exemple celles de Lei et al [Lei-00], sont basées sur l'état plan de déformation en pliage et montrent que lorsque le jeu poinçon/matrice décroît, la déformation plastique dans la zone plastique croît.

1.3.1 Retour élastique en pliage

Le pliage, en tant que procédé est une opération de mise en forme à froid d'un matériau plat avec ou sans lubrification obtenue par dépassement de sa limite élastique. Dans ce cas la contrainte et la déformation ne sont pas proportionnelles et sont reliées par une loi dans bien des cas, non linéaire. Une partie de la déformation n'est plus réversible. Après recul des outils et relâchement des contraintes, il se produit un retour élastique, et il persiste une déformation permanente résultant de glissement irréversible de certains plans cristallographiques les uns par rapport aux autres. L'acceptation ou le refus d'une pièce pliée au contrôle, dépend fortement de son utilisation. Dès lors, la réussite d'une opération de pliage est liée d'une part aux propriétés géométriques et matérielles de la tôle et d'autre part aux paramètres du procédé

dont la géométrie des outils fait partie. L'aspect et la planéité des surfaces sont les qualités les plus demandées dans des pièces destinées aux assemblages. La qualité géométrique de la pièce fait partie des paramètres à respecter.

Wassilieff [Was-68], a proposé une méthode de correction du retour élastique donnée sous forme d'abaques dans le cas de cambrage en U. Pour cela il a introduit dans son étude des facteurs K de correction qui dépendent à la fois de la nature du matériau et du rapport r/e où r représente le rayon de la matrice et e l'épaisseur de la tôle. Ces facteurs K sont des facteurs empiriques.

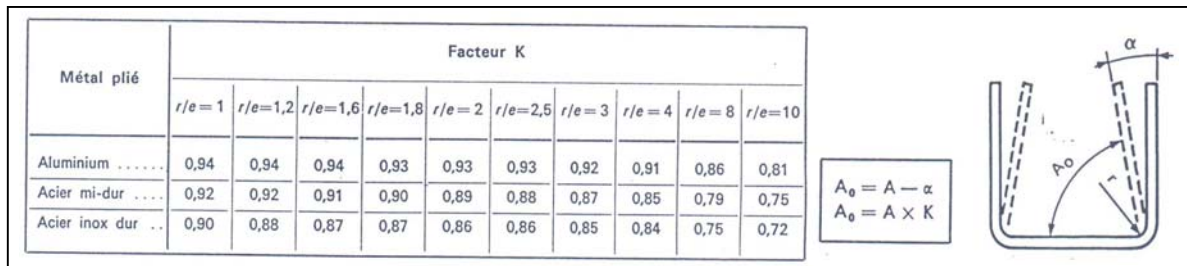


Figure 1.13: Correction du retour élastique en fonction de r/e [Was-68]

Une solution proposée par Ogawa et al.[Oga-99] en pliage en V consiste à appliquer la pointe du poinçon sur la tôle avant de commencer à plier. Ceci conduit à obtenir un taux d'écrouissage plus important et diminue le retour élastique généralement rencontré en fin de formage. Toutefois, les modèles théoriques développés sont en grande partie inspirés des expériences. Ils sont plus particulièrement destinés à relier les paramètres du procédé: jeu, course, géométrie des outils, etc., aux propriétés du matériau en vue de mieux contrôler le procédé de pliage et de prédire les risques encourus par la pièce ultérieurement.

Dans le même mode de pliage en V, une étude expérimentale est réalisée par Tekiner [Tek-04] afin d'examiner l'influence des épaisseurs des tôles pliées, la nature du matériau et la conception des différentes matrices sur l'analyse du retour élastique. Pour cela, un plan d'expériences a été fait pour six classes différentes de matériaux en utilisant quatre méthodes de pliage avec 18 conceptions de matrice. Les effets des différentes méthodes de pliage sur le retour élastique et les représentations graphiques qui leurs conviennent ont été discuté avec détail. Il a été observé que le retour élastique change selon la nature du matériau et la forme de la matrice. Cependant il a été montré que plus la durée du maintien de la charge sur la pièce augmente et plus le retour élastique diminue.

Bouchélier et Marron [Bou-82, Mar-95] se sont intéressés au cas de pliage en air et plus particulièrement au pliage en V à 90° . En fait, sous l'action du poinçon, la tôle se plie et forme un angle θ_0 . Lorsque l'effort n'est plus maintenu et que le poinçon se retire, la tôle se relâche brusquement et l'angle d'ouverture passe à une valeur θ différente de θ_0 qui caractérise le retour élastique (schématisé figure 1.14 pour θ quelconque).

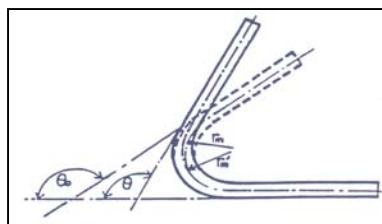


Figure 1.14: Phénomène du retour élastique[Mar-95]

1.3.1.1 Influence du module d'Young et de la limite d'élasticité

Considérons la courbe d'écrouissage en traction d'un matériau donnée par la figure 1.15. Soit σ_{ec} la contrainte d'écoulement du matériau atteinte en fin de charge et A représente la déformation résultante; lorsque cesse l'effort, il subsiste une déformation B. Le segment AB représente le retour élastique.

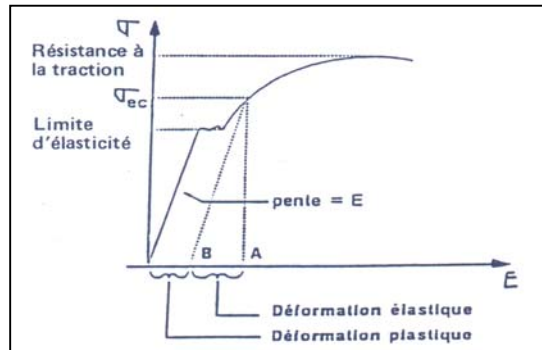


Figure 1.15: Courbe d'écrouissage. Influence du module d'Young et de la limite d'élasticité

On perçoit grâce à la courbe d'écrouissage, deux facteurs qui influencent le retour élastique:

- Le module d'Young E (pente de la courbe)
- La valeur de σ_{ec} (contrainte en fin de pliage)

Aussi:

- si le module de Young augmente, le retour élastique diminue.
- si la contrainte d'écoulement augmente, le retour élastique augmente, et par conséquent:
- si la limite d'élasticité augmente, le retour élastique augmente.

1.3.1.2 Influence de l'épaisseur de la tôle et du rayon de pliage

Le retour élastique est souvent désigné dans la littérature par le rapport $K = r_m / r'_m = \theta / \theta_0$ (figure 1.14), dit aussi coefficient de Sachs [Sac-51]. Une représentation graphique de cette valeur en fonction du rapport rayon du pliage sur l'épaisseur est donnée par la figure 1.16 dans le cas de pliage en l'air. Elle montre que lorsque l'épaisseur augmente, le retour élastique diminue et en même temps lorsque le rayon de pliage augmente le retour élastique augmente. Du point de vue des paramètres du procédé, il apparaît que plus l'ouverture de la matrice est importante, plus le retour élastique est important, et plus le rapport de la force de frappe sur la force maximale de pliage est élevé, plus le retour élastique sera faible.

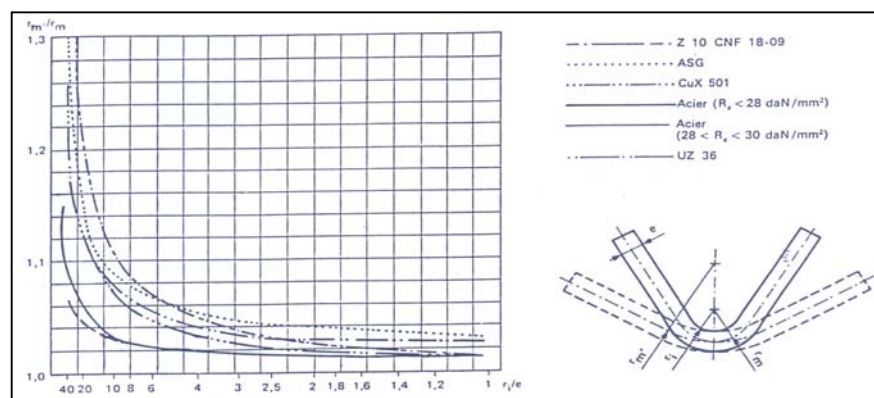


Figure 1.16: Retour élastique exprimé par r'_m/r_m en fonction du rayon intérieur de pliage sur l'épaisseur [Sac-51]

MODELISATION DU RETOUR ELASTIQUE

L'inconvénient des imprécisions géométriques liées au retour élastique dans un processus de fabrication, a suscité la mise au point de modélisations permettant de prévoir sa valeur. Citons la formulation de Gardiner [Gar-57] qui est la plus connue et qui définit l'expression du retour élastique en se basant essentiellement sur les données géométriques et les propriétés du matériau. Cette relation est:

$$\frac{r_m}{r'_m} = 4 \cdot \left(\frac{r_m}{e} \cdot \frac{R_e}{E} \right)^3 - 3 \cdot \left(\frac{r_m}{e} \cdot \frac{R_e}{E} \right) + 1 \quad (1.6)$$

avec: r_m rayon avant retour élastique
 r'_m rayon après retour élastique
 R_e limite d'élasticité
 E module d'Young
 e épaisseur du matériau

Cette première modélisation fait apparaître seulement la limite d'élasticité et le module d'Young comme paramètres du matériau. Queener [Que-68] a pris en compte dans sa formulation la loi d'écrouissage du métal. Elle se présente comme suit:

$$\frac{r_m}{r'_m} = 1 - \frac{3 \cdot k(1 - \nu^2)}{E \cdot (2 + n) \cdot 0.75^{(1+n)/2}} \left(\frac{2 \cdot r_m}{e} \right)^{1-n} \quad (1.7)$$

avec: k coefficient de la loi d'écrouissage ($\sigma = k(\bar{\epsilon}_{pl})^n$)
 n coefficient d'écrouissage
 ν coefficient de Poisson

Une étude expérimentale a été faite dans le cas de pliage en V avec un rayon de pliage important $r_p \geq 10e$ [Mar-95]. Les comparaisons des retours élastiques mesurés et calculés par les relations de Gardiner et de Queener ont montré que les deux formulations décrites précédemment permettent de définir avec suffisamment de précision le retour élastique. L'écart maximal entre le calcul et l'expérience exprimé en erreur relative sur le retour élastique $\Delta(\theta_0 - \theta)/(\theta_0 - \theta)$ est de 15% pour la relation de Gardiner et de 10% pour celle de Queener. D'autres essais ont été réalisés dans le même cas de pliage et en gardant le même outillage mais avec un faible rayon de pliage $r_p \leq 10e$. La comparaison des retours élastiques mesurés et calculés par la relation de Gardiner conduit à un écart de 60%, la relation de Gardiner n'est pas adaptée au calcul du retour élastique pour des valeurs de $r_p \leq 10e$. On peut supposer que la relation de Queener, qui prend en compte la loi de comportement plastique du matériau, sera mieux adaptée dans ce cas.

1.3.1.3 Influence de la course du poinçon

Rappelons que la qualité de la pièce finale obtenue par un pliage en l'air dépend fortement de la pénétration du poinçon et que c'est en jouant sur ce paramètre que l'angle est fixé. De petites variations dans la course peuvent largement modifier l'angle final. Ce type de problème et d'erreur géométrique sont généralement dus à l'usure, aux diverses sollicitations que le poinçon peut subir ainsi qu'à la grande répétitivité de l'opération de pliage. Pour comprendre ces phénomènes et tenter d'y apporter remède, de nombreuses études ont été

entreprises. A titre d'exemple les travaux de Singh et al. [Sin-00], en 2000, ont pu montrer l'effet de la flexion du poinçon sur l'angle à la fin de l'opération de pliage en l'air. La qualité géométrique de la pièce en est assez fortement affectée. De différentes études, il ressort que les paramètres les plus influents sur le retour élastique dans une opération de pliage peuvent être classés en trois catégories:

- Les paramètres liés à la machine: cadence, puissance, etc.
- Les paramètres liés aux outils: rayons de matrice et du poinçon, course, angle, etc.
- Les paramètres liés au matériau: formabilité, propriétés élastiques, etc.

Kampus [Kam-00] a cherché à caractériser le profil optimal de la matrice dans le but de minimiser le retour élastique. Il a mis en évidence que l'angle final de pliage dépend fortement du profil de la matrice. Ses études analytiques ont conduit à proposer différents profils comme illustré sur la figure 1.17.

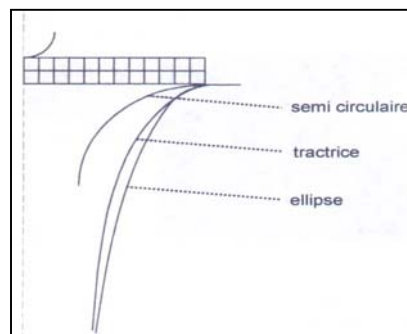


Figure 1.17: Profil de la matrice destinée au pliage en V [Kam-00]

Dans le cas du pliage en V, Inamdar et al. [Ina-00a] ont statistiquement étudié l'influence de l'interaction entre les paramètres du procédé et ceux du matériau sur le retour élastique pour différents types de matériaux. Ils ont pu montrer que ce dernier est essentiellement affecté par le rapport (w/t) entre l'ouverture de la matrice w et l'épaisseur de la tôle t . Dans d'autres travaux de Inamdar encore, il a présenté l'application des réseaux de neurones artificiels (ANN) [Ina-00b] pour traiter un problème de contrôle et de prédiction du retour élastique en cas de pliage en V. Le réseau de neurone développé est basé sur l'algorithme de retropropagation dont le principe sera donné au chapitre VI.

Le même type de procédé de mise en forme par pliage en V a été aussi adopté pour la fabrication des pièces en alliage de titane parfois utilisées en aéronautique. Dans ce domaine, Anokye et al. [Ano-00] ont montré que le retour élastique est très sensible à la variation du module d'élasticité. Enfin, de nombreux auteurs, parmi lesquels Ogawa et al. [Oga-01], Serruys [Ser-01] et Grizelj [Gri-01] ont traité ce phénomène qui a une grande influence sur la qualité des pièces fabriquées.

1.3.2 Retour élastique dans le cas de pliage en U

Le pliage en U représenté par la figure 1.18 est très fréquemment utilisé pour la fabrication de pièces dans le domaine automobile et aéronautique. Le contact entre les outils et la pièce pliée lors de l'opération de pliage s'étend sur une surface plus importante que celle qui peut se produire au moment d'un pliage en V ou par tombé de bord.

Les phénomènes les plus étudiés dans ce procédé de mise en forme sont le retour élastique qui apparaît comme les autres cas de pliage et la courbure qu'il induit au niveau des parois

latérales des pièces qui est particulier à ce mode de pliage.

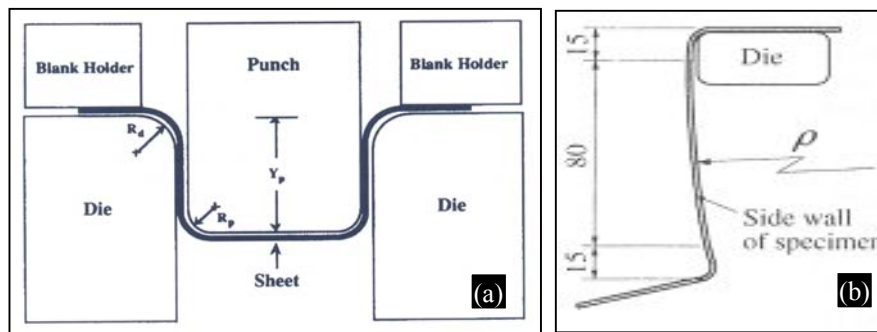


Figure 1.18: **a)** Représentation schématique du pliage en U. **b)** Courbure dans la paroi latérale

I-Nan Chou [Cho-99] a utilisé plusieurs techniques de réduction du retour élastique dans le cas du pliage d'un canal en U. Le rapport entre l'évaluation des valeurs du retour élastique et les paramètres géométriques de mise en forme (rayon de la matrice et le jeu) est établi au moyen d'une simulation numérique par éléments finis. Dans cette contribution, il a développé un algorithme d'optimisation basé sur le couplage entre le code éléments finis ABAQUS/STANDRAD et le programme MOST afin de minimiser le retour élastique en déterminant les paramètres optimaux du procédé pour chaque technique.

En 2004, Xu et al. [Xu-04] ont étudié la sensibilité du retour élastique aux différents facteurs introduits lors de la simulation du procédé de pliage en U en dynamique explicite. Comme exemple, ils ont analysé l'influence de la valeur d'amortissement, le nombre de points d'intégration à travers l'épaisseur, la taille des éléments et la vitesse du poinçon sur l'exactitude et l'efficacité du retour élastique simulé et des valeurs raisonnables sont proposées.

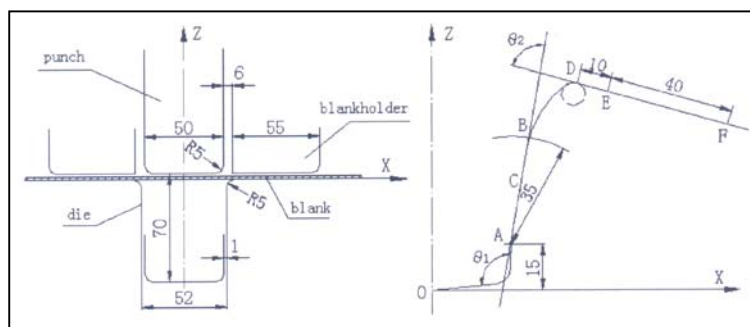


Figure 1.19: Géométrie et dimensions de la pièce pliée en U [Xu-04]

Ils ont démontré à travers les simulations numériques que le retour élastique est sensible au nombre de points d'intégration dans l'épaisseur lorsqu'on utilise des éléments coques. L'accroissement du nombre de points permet d'améliorer les résultats. La taille des éléments résultant la discrétisation du flan a une influence directe sur le champ des contraintes après mise en forme. Ils ont fait varier le nombre d'éléments en contact avec la partie arrondie des outillages afin de déduire ses effets sur le pliage et sa répercussion sur le retour élastique. Dans ses simulations par la méthode explicite, Xu a fait augmenter la vitesse du poinçon et il a trouvé que celle-ci n'influence pas les angles θ_1 et θ_2 de la figure 1.19 d'une manière significative. Par contre, elle a un effet direct sur le retour élastique engendré par la variation du rayon de la courbure des parois latérales ρ .

Hino et al. [Hin-99] ont mené une analyse sur le retour élastique et la variation de la courbure de la paroi latérale en utilisant deux matériaux: un alliage d'aluminium et un acier ferritique.

Ils ont prouvé que l'effort appliqué par le poinçon n'a pas trop d'influence sur la courbure de la paroi quand la tôle est en acier. Par contre pour une tôle d'aluminium, cette courbure décroît nettement quand l'effort de pliage augmente. Un modèle de calcul théorique a été présenté par Pourboghrat [Pou-95] en cas de pliage en U pour calculer les corrections de déformation qui doivent être ajoutées aux déformations de membranes lors d'une mise en forme modélisée en déformations planes.

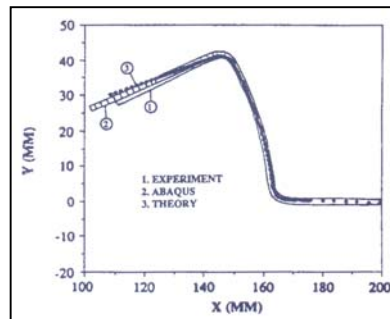


Figure 1.20: Prédiction de la déformation du paroi latérale par différentes approches [Pou-95]

Comme résultat de ce travail théorique, le retour élastique est prédit grâce à un code éléments finis. Des études expérimentales et numériques sont encore effectuées afin de comparer les géométries finales de la forme en U après pliage à leurs études théoriques permettant une prédiction de la déformation et de la courbure dans les parois latérales (figure 1.20).

Dans le même contexte, Chen et al. [Che-00] ont proposé un modèle théorique pour calculer la courbure finale des parois après recul des outils. Pour cela, ils ont examiné l'état de déformation dû à l'opération de pliage et analysé la distribution des contraintes dans la zone pliée tout en tenant compte de l'effet de frottement engendré par le contact outils-pièce. Ils trouvent que la valeur du rayon de poinçon a peu d'influence sur la courbure des parois latérales et que plus la tôle est fine, plus la courbure augmente.

1.3.3 Retour élastique en pliage par tombé de bord

Le pliage par tombé de bord est un procédé fréquemment utilisé pour la mise en forme de petites pièces, mais comparé au pliage en l'air (pliage en U ou en V), il a donné lieu à relativement peu d'études. Les opérations successives de ce procédé de mise en forme sont illustrées par la figure 1.21.

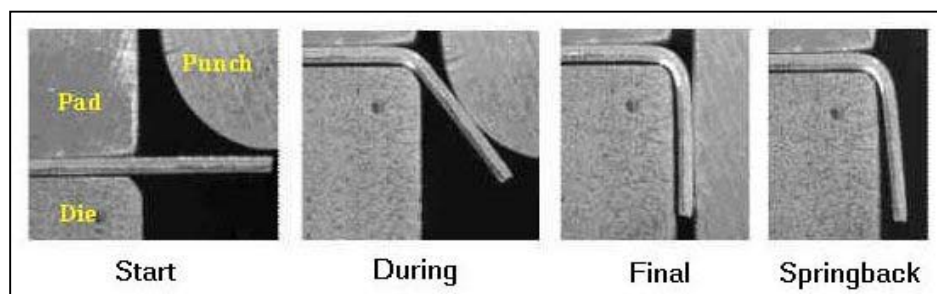


Figure 1.21: Différentes séquences durant l'opération de pliage en tombé de bord [Liv-01]

Dans son étude assez exhaustive sur le sujet, Wang et al. [Wan-93] ont développé quelques modèles théoriques permettant les calculs du retour élastique et des forces mises en jeu dans la presse. Ce phénomène est associé dans bien des cas aux propriétés du matériau, cependant,

le contrôle du procédé dans le but de son optimisation est plus aisé en agissant sur les paramètres de celui-ci que sur les propriétés du matériau.

Dans leur étude Wang et al. [Wan-93] utilisent la déformation vraie et une loi de comportement du matériau élasto-plastique. Les calculs plus complexes du moment de plastification des sections de tôle méritent cependant une modification des résultats dans leurs déroulements mathématiques. Les formules obtenues sous la forme de développements en séries entières permettent de tirer des conclusions sur les valeurs des forces de pliage à fournir par le poinçon et sur les prédictions numériques de l'angle de retour élastique.

Leur approche est basée sur les relations suivantes:

□ Distribution et expression des contraintes (figure 1.22):

- Dans la zone élastique centrale: $\sigma_{xx} = \frac{E}{1-\nu^2} \frac{y}{R}$ (1.8)

- Dans la zone plastique: $\sigma_{xx} = KF^{n+1} \left(\frac{\epsilon_0 - \epsilon_{e,0}}{F} + \epsilon_{xx} \right)^n = KF^{n+1} \left(\frac{\epsilon_0 - \epsilon_{e,0}}{F} + \ln\left(1 \pm \frac{y}{R}\right) \right)^n$ (1.9)

ϵ_0 est la déformation initiale, $\epsilon_{e,0}$ est la déformation élastique pour la limite élastique σ_y .

Elle est égale à $\frac{\sigma_y}{E(1-\nu^2)}$.

□ Le coefficient F tient compte:

➤ Soit de l'hypothèse de déformation plane et matériau isotrope, auquel cas il s'écrit: $F = \frac{2}{\sqrt{3}}$

➤ Soit de l'anisotropie en déformation plane, auquel cas il s'écrit: $F = \frac{1+\bar{r}}{\sqrt{1+2\bar{r}}}$

$\bar{r}$ est le coefficient d'anisotropie transverse.

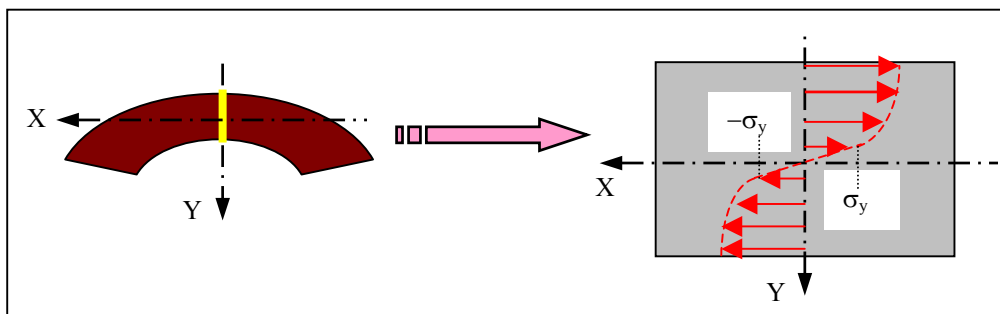


Figure 1.22: Distribution des contraintes dans la section droite

1.3.3.1 Calcul du moment plastique M_{pl}

Les auteurs décomposent le moment en une partie élastique $M_{él}$ et une partie élasto-plastique M_{pl} conformément à la distribution esquissée sur la figure 1.22.

➤ Pour la partie élastique on a:

$$M_{\text{él}} = \int_{-\varepsilon_{e,0}}^{\varepsilon_{e,0}} \sigma_{xx} y b dy = \int_{-y_{e,0}}^{y_{e,0}} \frac{E}{1-\nu^2} \frac{y}{R} y b dy \quad (1.10)$$

b est la largeur de la tôle et $y_{e,0}$ est la position de la fibre à la limite élastique. Le résultat se met sous la forme:

$$M_{\text{él}} = 2b \frac{E}{1-\nu^2} \frac{(y_{e,0})^3}{3R} \quad (1.11)$$

Sachant que $y_{e,0} = \frac{R(1-\nu^2)}{E} \sigma_y$, on a:

$$M_{\text{él}} = \frac{2b}{3} R^2 \sigma_y \left[\frac{\sigma_y (1-\nu^2)}{E} \right]^2 \quad (1.12)$$

➤ Pour la partie plastique on a:

$$\sigma_{xx} = \sigma_y + \sigma_{\text{écrouissage}} \quad (1.13)$$

$$M_{\text{pl}} = \int_{\varepsilon_{\text{mini}}}^{-\varepsilon_{e,0}} \sigma_{xx} y b dy + \int_{\varepsilon_{e,0}}^{\varepsilon_{\text{maxi}}} \sigma_{xx} y b dy \quad (1.14)$$

Les auteurs écrivent sans le justifier que le calcul précédent se ramène à (moment plastique "Wang" M_{Wpl}):

$$M_{\text{Wpl}} = 2 \int_{\varepsilon_{e,0}}^{\varepsilon_{\text{maxi}}} \sigma_{xx} y b dy \quad (1.15)$$

Ce qui peut s'expliquer par une hypothèse de symétrie de la fonction déformation, ce qui est faux. En effet $\ln(1 + \frac{|y|}{R})$ dans la partie $y > 0$ est différent de $-\ln(1 - \frac{|y|}{R})$ dans la partie $y < 0$.

Quoiqu'il en soit, ils donnent une expression du résultat sous forme de développement en série. En se limitant aux trois premiers termes ils écrivent:

$$M_{\text{Wpl}} = \frac{2b}{3} R^2 \sigma_y \left(\frac{\sigma_y (1-\nu^2)}{E} \right)^2 + \frac{2b}{R^n} \frac{KF^{n+1}}{n+2} \left(\frac{h}{2} \right)^{n+2} + \frac{2b}{R^{n+1}} \frac{3h}{4} \frac{KF^{n+1}}{n+3} \left(\frac{h}{2} \right)^{n+3} \quad (1.16)$$

On peut la mettre sous la forme:

$$M_{\text{Wpl}} = \frac{2b}{3} R^2 \sigma_y \left(\frac{\sigma_y (1-\nu^2)}{E} \right)^2 + 2b R^2 \frac{KF^{n+1}}{n+2} \left(\frac{h}{2R} \right)^{n+2} + 2b R^2 \frac{3}{4} \frac{KF^{n+1}}{n+3} \left(\frac{h}{2R} \right)^{n+3} \quad (1.17)$$

1.3.3.2 Calcul de l'angle de retour élastique

Il se produit lorsque la charge retourne à 0 et que le moment s'annule. Le retour s'effectue de façon élastique. Tout se passe comme si on superposait un moment de flexion élastique de même valeur mais de sens opposé. Le calcul de l'angle de retour élastique $\Delta\theta$ est basé sur l'intégration de l'équation différentielle: résultant de la loi de comportement en flexion:

$$\frac{\partial\theta_z}{\partial s} = \frac{M_w}{\frac{E}{1-\nu^2} I_z} \quad (1.18)$$

s est l'abscisse le long de l'arc de tôle qui fléchit dans le jeu entre poinçon et matrice. Le moment de flexion dans la tôle libre est supposé varier linéairement entre la valeur 0 au contact du poinçon et la valeur (M_{WA}) au contact tôle/matrice. Ils donnent pour expression du retour élastique une relation qui dépend de la longueur de l'arc (S_1) et du moment plastique (M_{WA}). En ne conservant que deux termes dans l'expression du moment ils écrivent:

$$\Delta\theta = \frac{M_{WA}}{\frac{E}{1-\nu^2} I_z} \frac{S_1}{2} = 3 \frac{1-\nu^2}{E} \frac{KF^{n+1}}{n+2} \left(\frac{h}{2R} \right)^n \left[1 + \frac{3(n+2)}{2(n+3)} \frac{h}{2R} \right] \frac{S_1}{h} \quad (1.19)$$

Plusieurs formulations ont été établies pour prédire, évaluer, calculer et optimiser le retour élastique. Il est généralement défini par les modifications que la pièce subie après décharge. Les auteurs l'ont généralement caractérisé par la variation d'angle avant et après pliage. Le retour élastique résulte d'une distribution des contraintes internes lors de la remontée du poinçon. Par conséquent il y a superposition de deux effets:

- ❑ Un réarrangement des contraintes internes dans la zone plastiquement déformée au niveau du rayon de matrice lors du déchargement, d'où un retour élastique.
- ❑ Le métal est déformé élastiquement dans la zone du jeu entre poinçon et matrice. Lors de la décharge, l'angle de pliage final s'accroît.

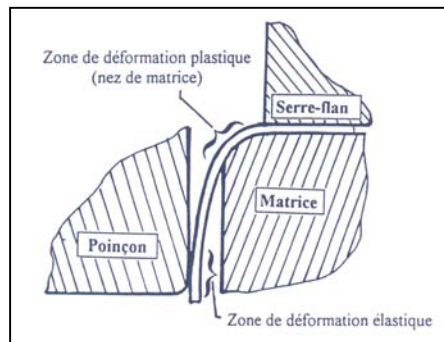


Figure 1.23: Phénomène du retour élastique lors de pliage en tombé de bord

1.3.3.3 Modélisation du retour élastique

Dans les paragraphes précédents, les paramètres principaux du retour élastique ont été décrits. Il est intéressant de connaître l'influence de chaque paramètre du pliage en tombé de bord sur le retour élastique afin d'optimiser leur réglage. Comme pour le cas de pliage à 90° en l'air, la modélisation du phénomène du retour élastique est un outil puissant permettant de quantifier

l'influence des divers paramètres. Plusieurs formulations du phénomène ont été construites, citons par exemple la proposition de Monfort-Bragart que nous expliciterons plus particulièrement.

En 1984, Monfort et Bragart [Mon-84] ont établi un modèle théorique basé sur l'évolution de la géométrie de la pièce en pliage et sur ses propriétés mécaniques pour évaluer l'angle du retour élastique en cas de pliage en tombé de bord. La valeur du retour élastique est déterminée par les calculs de deux composantes, la première au niveau du rayon de la matrice (retour élastique «plastique»), la seconde dans la zone du jeu poinçon/matrice (retour élastique «élastique») en appliquant simplement les lois de la résistance des matériaux et en considérant cette partie de flan comme une poutre encastrée avec une extrémité libre.

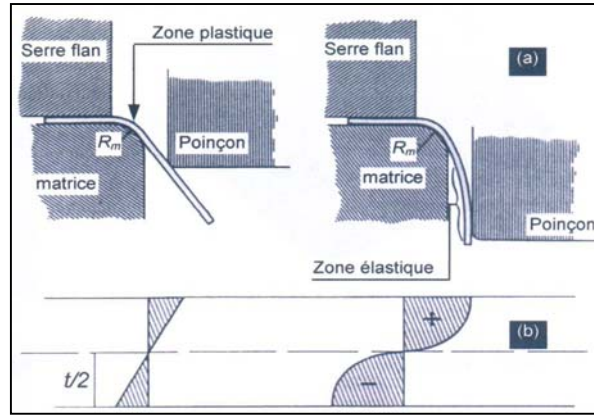


Figure 1.24: **a)** Mode de déformation et **b)** distribution de contraintes due au pliage par tombé de bord [Mon-84]

Ils considèrent que la loi de comportement du matériau est de type élastoplastique et que la loi d'écrouissage est une fonction exponentielle de la déformation plastique équivalente. Ceci est exprimé par:

$$\sigma_{eq} = \sigma_e + (\sigma_m - \sigma_e) \left(1 - e^{-m\bar{\epsilon}_{pl}} \right) \quad (1.20)$$

σ_m est la résistance maximale à la rupture, σ_e est la limite d'élasticité du matériau et m est le coefficient de la loi d'écrouissage qui dépend du matériau. Le retour élastique est alors décomposé en une partie élastique qui s'écrit sous la forme:

$$\theta^{El} = \frac{540}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_e}{2E_0}} \cdot \frac{J - t}{t} \quad (1.21)$$

et une partie plastique:

$$\theta^{Pl} = \frac{270}{E_0 F} \left[\frac{\sigma_m}{2} + \frac{\sigma_m - \sigma_e}{m^2 F^2} \left(e^{-mF} (1 + mF) - 1 \right) \right] \quad (1.22)$$

E_0 est le module d'élasticité du matériau vierge, et $F = (t/2)/(R_m + t/2)$. Et l'angle total est obtenu en cumulant les deux termes du retour élastique:

$$\theta^{Total} = \theta^{El} + \theta^{Pl} \quad (1.23)$$

Cette dernière expression montre que si le jeu poinçon-matrice augmente, le retour élastique croît avec. Le modèle a été amélioré par Mkaddem [Mka-03] en tenant compte de l'endommagement du matériau. Les résultats du retour élastique testés sur un cas simple de pliage à 90° sont reportés sur la figure 1.25.

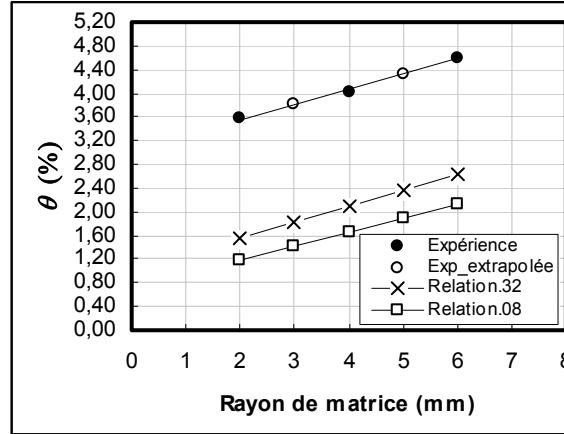


Figure 1.25: Variation du retour élastique calculée par le modèle de Monfort-Bragard, relation.8 et celui développé en tenant compte du dommage, relation.32 [Mka-03]

Le gain entre la contribution couplée à l'endommagement et celle de Monfort-Bragard est:

$$\chi = \frac{\theta_D^{Pl} - \theta^{Pl}}{90} \times 100 \quad (1.24)$$

Quand on tient compte du dommage, la contribution plastique au retour élastique prend des valeurs plus importantes que celles déduites de la formule de Monfort-Bragard. Par exemple, le calcul effectué avec un coefficient de dommage $H_G = 0.6$, conduit à un gain relatif $0.36\% < \chi < 0.5\%$ respectivement pour $2\text{mm} < R_m < 6\text{mm}$.

De nombreuses approches ont été développées en vue de prédire et d'éliminer le retour élastique en pliage. Dans un premier travail en 2001, Livatyali [Liv-01] a réalisé un certain nombre d'expériences de pliage. Les paramètres variables sur lesquels il a agi pour déterminer leur influence sur le retour élastique sont le rayon de la matrice, le jeu poinçon-matrice, le rayon du poinçon, l'effort du serre flan et le type de matériau. Chaque éprouvette a été pliée à 90° en utilisant un système instrumenté composé d'un poinçon et d'une matrice.

En conclusion il a été trouvé que le retour élastique est fortement dépendant du rayon de matrice, du matériau et des autres paramètres décrits précédemment. L'effet de l'effort de serre flan est apparu un peu complexe. Des forces de serrage très élevées ont donné un faible retour élastique, ce dernier ne changeant plus quand l'effort dépasse une certaine valeur seuil. Le retour élastique est aussi très lié à la nature du matériau. Par exemple le pliage de tôle d'aluminium ayant un module d'Young trois fois plus petit conduit à des valeurs du retour élastique plus élevées que pour un acier.

Dans une seconde partie de son travail, Livatyali et al. [Liv-02], ont développé des modèles numériques par éléments finis en utilisant les logiciels ABAQUS et DEFORM. L'objectif principal de cette analyse s'articule autour d'une prédiction du retour élastique et de la

géométrie des outils modélisée en CAO pour comparer les résultats numériques à ceux qui sont obtenus par l'approche expérimentale. Il est aussi montré que la frappe en fin de pliage diminue le retour élastique (figure 1.26).

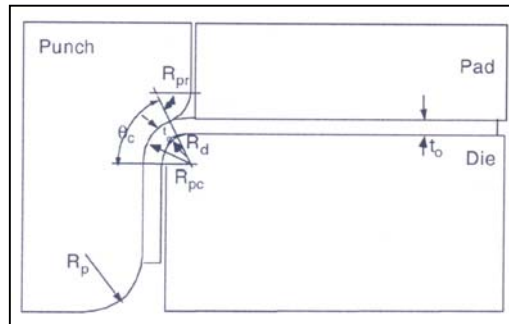


Figure 1.26: Paramètres de conception des outillages en pliage par frappe [Liv-02]

Dans la continuité de ses travaux, Livatyali [Liv-03] a développé un autre modèle analytique qui prévoit les évaluations du retour élastique et des charges appliquées par les outillages, pour déduire la force minimale nécessaire de serre flan. Pour cela la zone de déformation est divisée en trois parties, une purement élastique et une deuxième élastoplastique sans contact avec la matrice et une troisième zone élastoplastique en contact avec la partie arrondie de la matrice (figure 1.9).

Enfin les résultats sont comparés aux résultats expérimentaux limités et à ceux qui sont obtenus par des simulations numériques par éléments finis. Ils présentent un bon accord.

Pour analyser le retour élastique, différents matériaux à base d'aluminium sous forme de tôles de différentes épaisseurs ont été utilisées pour des pliages en tombé de bord à 45° et 90°. Esat et al [Esa-02], ont employé dans leur étude un code commercial par éléments finis. Les résultats de simulation liés au retour élastique, au déplacement vertical du poinçon, les déformations plastiques équivalentes et les contraintes de von Mises ont été comparés à ceux obtenus par des formules empiriques données par la littérature. Les effets des propriétés mécaniques de deux alliages d'aluminium différents sur la prédiction de la valeur du retour élastique ont montré par des simulations numériques appropriées que cette valeur augmente lorsque la résistance en traction augmente. En outre, des valeurs du retour élastique déterminées numériquement sont trouvées en bon accord avec celles obtenues par des formules empiriques fournies par la littérature.

Bui et al. [Bui-04] ont cherché à analyser la qualité de prédiction du retour élastique pendant l'opération de pliage par tombé de bord de tôles modélisées par des éléments coques. Dans ce cas cette variation de l'angle géométrique subie par la pièce dépend fortement de la précision de prédiction du champ des contraintes. En effet l'utilisation des éléments finis conventionnels d'ordre inférieur «low-order conventional finite elements» peut être sans n'importe quel traitement approprié responsable de la qualité prédite en raison de l'effet du blocage de cisaillement «shear locking». Dans cette étude, la technique de déformation améliorée «the enhanced assumed strain technique» sera exploitée pour l'enlèvement du blocage «locking removal». La qualité de la simulation numérique est évaluée à travers une comparaison avec d'autres techniques classiques comme les schémas d'intégration sélective (SRI) et réduite (RI). Contrairement à cette dernière technique, et grâce à un schéma d'intégration pleine, la déformation améliorée (EAS) dans l'élément est trouvée comme une méthode très efficace en capturant exactement le développement de l'écoulement plastique.

Ceci permet une précision fiable du retour élastique même avec une qualité de maillage grossier du à sa robustesse.

1.4 Caractérisation mécanique et rhéologique du matériau

Une étude expérimentale a été faite qui permet à la fois de déterminer les caractéristiques mécaniques et rhéologiques de l'acier S500MC à Haute Limite Elastique [Cou-82]. Le tableau 1.1 en fixe les caractéristiques.

Les essais de caractérisation ont essentiellement été effectués par des cycles de charge-décharge en traction, à température constante.

1.4.1 Essai de traction

C'est l'essai le plus courant, la forme des éprouvettes peut être normalisée (NF EN10002-1) et des conventions permettent de définir les différentes caractéristiques du matériau tel que R_e , R_m , $A\%$, K , n ... L'éprouvette est soumise à une déformation à vitesse constante permettant de déterminer les évolutions de la contrainte vraie σ en fonction de la déformation vraie ε . La figure 1.27 met en évidence le durcissement du matériau et montre l'évolution de l'écrouissage de l'acier S500MC. Il ressort des travaux de Mkaddem [Mka-03] que le module d'élasticité vierge E_0 mesuré, est égal à 2.10^5 MPa et le coefficient de Poisson ν a une valeur égale à 0.28.

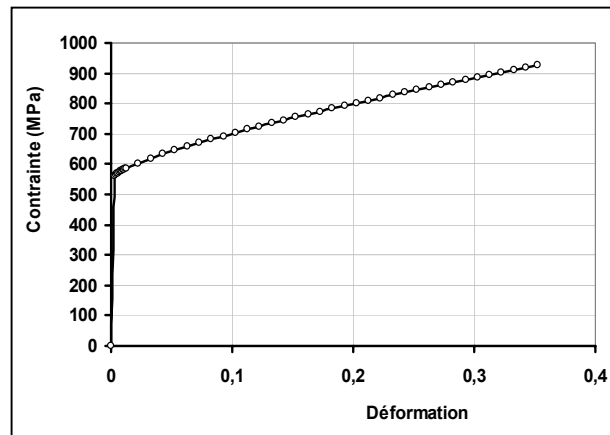


Figure 1.27: Loi d'écrouissage de l'acier S500MC [Mka-03]

1.4.2 Coefficients caractéristiques de la courbe d'écrouissage

Le graphe de la figure 1.27 permet de tirer la loi d'écrouissage en sollicitation uniaxiale $R(\varepsilon^{pl})$ sous la forme d'une fonction puissance:

$$R(\bar{\varepsilon}_{pl}) = K(\bar{\varepsilon}_{pl})^n \quad (1.25)$$

$(\bar{\varepsilon}_{pl})$ est la déformation plastique cumulée. La déformation vraie est la déformation logarithmique définie par:

$$\varepsilon = \ln(1 + e) \quad \text{avec} \quad e = \frac{\Delta l}{l_0} \quad (1.26)$$

Δl et l_0 désignent respectivement l'allongement courant et la longueur initiale de l'éprouvette

de traction.

Sous forme logarithmique l'expression (1.25) s'écrit:

$$\ln(R) = \ln(K) + n\ln(\bar{\epsilon}_{pl}) \quad (1.27)$$

Il est possible de déterminer les valeurs de l'exposant de la fonction d'écrouissage n et de la consistance K en traçant la courbe $\ln(\sigma)$ et en effectuant une régression linéaire. n et K correspondent au coefficient directeur de la droite déduite du graphe expérimental et l'ordonnée à l'origine.

Les valeurs de K et de n qui ont été identifiées par cette méthode sont:

$$K = 800 \text{ MPa}; n = 0.745$$

Les caractéristiques du matériau sont donc:

Limite élastique σ_{el}	560MPa
Résistance à la rupture R_m	960 MPa
Allongement après rupture	23%
Lois d'écrouissage	$R = 800\bar{\epsilon}^{0.745}$

Tableau 1.1: Caractéristiques de l'acier S500MC

Il s'ensuit que la relation de comportement unidimensionnel s'écrit sous la forme suivante:

$$\sigma = \sigma_{el} + K(\bar{\epsilon}_{pl})^n \quad (1.28)$$

1.5 Couplage du modèle à l'endommagement

La loi décrivant le comportement du matériau devrait tenir compte de la description des différentes étapes du processus qui mettent en jeu des phénomènes de dommage et de rupture [Cha-81], [Ham-01] et [Lem-85]. L'utilisation de lois de comportement élastoplastique couplées à l'endommagement, nécessite le développement d'algorithmes robustes et rapides dans le cadre du calcul des structures par la méthode des éléments finis.

En se basant sur les résultats fournis par de précédentes études [Mka-03], il apparaît que la loi de comportement de Lemaître [Lem-88] couplée à l'endommagement est bien adaptée pour simuler le procédé de mise en forme par pliage. Cette approche a été mise en œuvre à l'aide d'un algorithme implicite qui permet d'intégrer localement les équations constitutives en chaque point de Gauss et pour chaque itération du processus global. Cet algorithme a été implémenté dans le code de calcul par éléments finis Abaqus Standard, pour l'intégration des équations constitutives non linéaires sous forme incrémentale. La fonction de charge est associée au critère de Von Mises, le calcul des contraintes et des déformations est basé sur une méthode prédiction élastique-correction plastique [Cri-91]. La matrice tangente a été calculée dans une routine utilisateur UMAT qui permet d'implémenter des lois de comportement quelconques au code de calcul Abaqus [Hib-02b].

Les équations d'équilibre global sont résolues d'une façon itérative et à cette fin, l'algorithme utilisé est celui de Newton. Les performances de cette méthode pour résoudre les équations

d'équilibre global, sont directement liées à la précision avec laquelle est calculée la matrice de rigidité à chaque itération du processus itératif global. Cette matrice ou module tangent $\mathbf{J}$, relie l'incrément des contraintes à l'incrément des déformations. Le module tangent consistant est obtenu par une linéarisation exacte de l'algorithme. La façon selon laquelle est calculée la matrice $\mathbf{J}$ est d'une grande importance. En effet, pour réduire le temps de calcul global, il est indispensable d'évaluer le module tangent d'une façon précise et cohérente avec l'algorithme de calcul local. En comparaison avec l'utilisation du module 'standard' analytique, le module tangent consistant mène à un taux de convergence plus rapide quand l'algorithme de Newton est employé pour effectuer des itérations dans les équations d'équilibre.

1.5.1 Algorithme de calcul global

Dans le cadre de la formulation en déplacement de la méthode des éléments finis, les équations d'équilibre global à satisfaire à chaque instant t_{n+1} peuvent être écrites sous la forme suivante [Hib-01d]:

$$\mathbf{F}(\mathbf{U}_{n+1}) = 0 \quad (1.29)$$

$\mathbf{F}$ désigne un système d'équations non linéaires en déplacement et $\mathbf{U}_{n+1}$ représente la solution exacte du déplacement à l'incrément $n + 1$.

La solution approchée $\mathbf{U}_{n+1}^r$ après l'itération r est telle que $\mathbf{F}(\mathbf{U}_{n+1}^r) \approx 0$. Si ce problème non linéaire est résolu itérativement par une méthode de Newton, à chaque itération globale r on cherche la correction $\mathbf{C}_{n+1}^{r+1}$ telle que $\mathbf{F}(\mathbf{U}_{n+1}^r + \mathbf{C}_{n+1}^{r+1}) = 0$. L'équation (1.29) devient:

$$\mathbf{F}(\mathbf{U}_{n+1}^r) + \left(\frac{\partial \mathbf{F}}{\partial \mathbf{U}} \right)_{n+1}^r \mathbf{C}_{n+1}^{r+1} = 0 \quad (1.30)$$

avec :

$$\mathbf{C}_{n+1}^{r+1} = \mathbf{U}_{n+1}^{r+1} - \mathbf{U}_{n+1}^r \quad (1.31)$$

$\mathbf{K}_{n+1}^r = \left(\frac{\partial \mathbf{F}}{\partial \mathbf{U}} \right)_{n+1}^r = \int_{\Omega} \mathbf{B}^T \mathbf{J}_{n+1}^r \mathbf{B} d\Omega$ n'est autre que la matrice de rigidité $\mathbf{K}_{n+1}^r$ à l'itération r et $\mathbf{B}$ représente la matrice qui lie les déformations aux déplacements.

$\mathbf{J}_{n+1}^r = \left(\frac{\partial \boldsymbol{\sigma}}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}} \right)_{n+1}^r$ est le module tangent de la transformation à l'itération r . (1.32)

L'expression (1.30) peut alors prendre la forme suivante:

$$\mathbf{F}(\mathbf{U}_{n+1}^r) + \mathbf{K}_{n+1}^r (\mathbf{U}_{n+1}^{r+1} - \mathbf{U}_{n+1}^r) = 0 \quad (1.33)$$

L'algorithme d'équilibre global est ensuite déterminé comme suit:

1- Utilisation des conditions initiales:

$$\mathbf{U}_{n+1}^0 = \mathbf{U}_n \quad (1.34)$$

$$\mathbf{J}_{n+1}^0 = (1 - \beta \mathbf{D}_n) [\mathbf{C}_{el}] \quad (1.35)$$

2- Passage de l'itération r à l'itération $r + 1$:

Il s'effectue en imposant un déplacement U_{n+1}^{r+1}

3- Calcul de l'incrément de déformation $\Delta \varepsilon^{r+1}$ à l'itération $r + 1$:

$$\Delta \varepsilon^{r+1} = B (U_{n+1}^{r+1} - U_{n+1}^r) \quad (1.36)$$

4- Intégration locale de la lois de comportement:

$$\Delta \sigma^{r+1} = (1 - \beta D_n) [C_{el}] (\Delta \varepsilon^{r+1} - \Delta \varepsilon_{pl}) \quad (1.37)$$

$$\sigma^{r+1} = \sigma^r + \Delta \sigma^{r+1} \quad (1.38)$$

5- Calcul du module tangent J_{n+1}^{r+1} :

$$J_{n+1}^{r+1} = \frac{\partial \sigma^{r+1}}{\partial \varepsilon^{r+1}} \quad (1.39)$$

6- Passage à l'itération $r + 2$:

Un calcul itératif est répété à plusieurs reprises jusqu'à l'atteint du critère de convergence qui doit assurer la condition donnée par l'expression (1.29).

L'algorithme d'intégration local de la loi de comportement qui a été développée assure les tâches **4-** et **5-**, les autres tâches sont assurées par le logiciel ABAQUS [Hib-01d].

1.5.2 Algorithme de calcul local

D'un point de vue numérique, le problème consiste à résoudre les équations constitutives à la fin de l'incrément de temps Δt . A cette fin, et pendant un intervalle de temps très court $[t_n, t_{n+1}]$, l'incrément entier est supposé purement élastique, puis une prédiction élastique est définie comme:

$$\sigma_{n+1} = \sigma_n + \Delta \sigma \quad (1.40)$$

L'équation (1.39) peut être écrite comme:

$$\sigma_{n+1}^T = (1 - D_n) C_{el} [(\varepsilon_{tot})_{n+1} - (\varepsilon_{pl})_n] \quad (1.41)$$

$(\varepsilon_{tot})_{n+1}$ est la déformation totale à l'incrément $n + 1$ et $(\varepsilon_{pl})_n$ est la partie plastique du tenseur de déformation à l'incrément n . L'indice supérieur $(.)^T$ désigne le terme test (essai d'épreuve) et C_{el} désigne l'opérateur du tenseur élastique de Hooke dépendant de l'état du dommage du matériau [Ham-00].

La fonction de charge de von Mises couplée au dommage est donnée par:

$$f = \sigma_{eq} - (1 - D)(\sigma_{el} + \sigma_0) \quad (1.42)$$

où σ_0 désigne la loi d'écrouissage du matériau et σ_{el} désigne la contrainte de limite d'élasticité.

$$\sigma_0 = K \bar{\epsilon}_{eq}^n \quad (1.43)$$

D'après Lemaître et Chaboche, l'incrément de la variable de dommage D est défini par:

$$\partial D = \frac{D_c}{\epsilon_R - \epsilon_D} \left[\frac{2}{3}(1 + \nu) + 3(1 - 2\nu) \left(\frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}} \right)^2 \right] \partial \bar{\epsilon}_{eq} \quad (1.44)$$

Ce modèle dépend des constantes intrinsèques à chaque matériau pour les propriétés de dommage, l'exposant d'écrouissage n et le coefficient de Poisson ν . ϵ_D est la déformation logarithmique seuil d'endommagement en deçà de laquelle le dommage est nul ou négligeable, ϵ_R est la valeur de la déformation logarithmique à la rupture pour laquelle l'endommagement est égal à sa valeur critique D_c et ϵ_{eq} représente la déformation plastique logarithmique équivalente.

L'identification de ce modèle consiste en une évaluation quantitative des cinq coefficients caractéristiques D_c , ϵ_R , ϵ_D , ν et n au moyen des essais unidimensionnels de traction [Mka-03]. Le schéma de la plasticité classique impose que le point représentatif de l'état de contrainte σ ne puisse sortir de la surface, ($f > 0$ est impossible). Si cette prévision élastique satisfait la condition limite de la fonction de charge affectée par le dommage: $f < 0$, alors cette prédiction est vraie et le procédé local est complété. Alors il peut être énoncé que:

$$\sigma_{n+1} = \sigma_{n+1}^T \quad (1.45)$$

Autrement, cet état de contrainte doit être corrigé au moyen d'une correction plastique. Pour cela, les variables à l'incrément n doivent vérifier le système suivant [Ham-00]:

$$f = 0 \quad (1.46)$$

$$\sigma_{n+1} - (1 - D_n) C_{el} (\epsilon_n + \Delta \epsilon - \epsilon_n^{pl} - \Delta \epsilon^{pl}) = 0 \quad (1.47)$$

$$\Delta H^\alpha = h^\alpha (\Delta \epsilon_{ij}, (\sigma_{ij})_{n+1}, H_{ij}^\alpha) \quad (1.48)$$

ϵ_n est la déformation totale à l'incrément n , $\Delta \epsilon$ est l'incrément de déformation totale, ϵ_n^{pl} représente la partie plastique du tenseur de déformation à l'incrément n et $\Delta \epsilon^{pl}$ désigne l'incrément de la partie plastique du tenseur de déformation. H^α , $\alpha = 1, 2, \dots, n$, est un ensemble de variables scalaires d'état et h^α est la loi d'écrouissage de H^α .

1.5.3 Procédure incrémentale

La description de l'évolution de dommage est prise en compte dans la loi de comportement du matériau pendant l'opération de mise en forme. La structure générale du calcul incrémental donnée sous forme d'un organigramme présenté sur la figure 1.28. Il permet de résumer les

différentes étapes de calculs développées dans les sections 1.5.1 et 1.5.2. L'état du matériau et celui de la structure étant connu à l'incrément « n », et on cherche leurs états finaux à l'incrément « n+1 ».

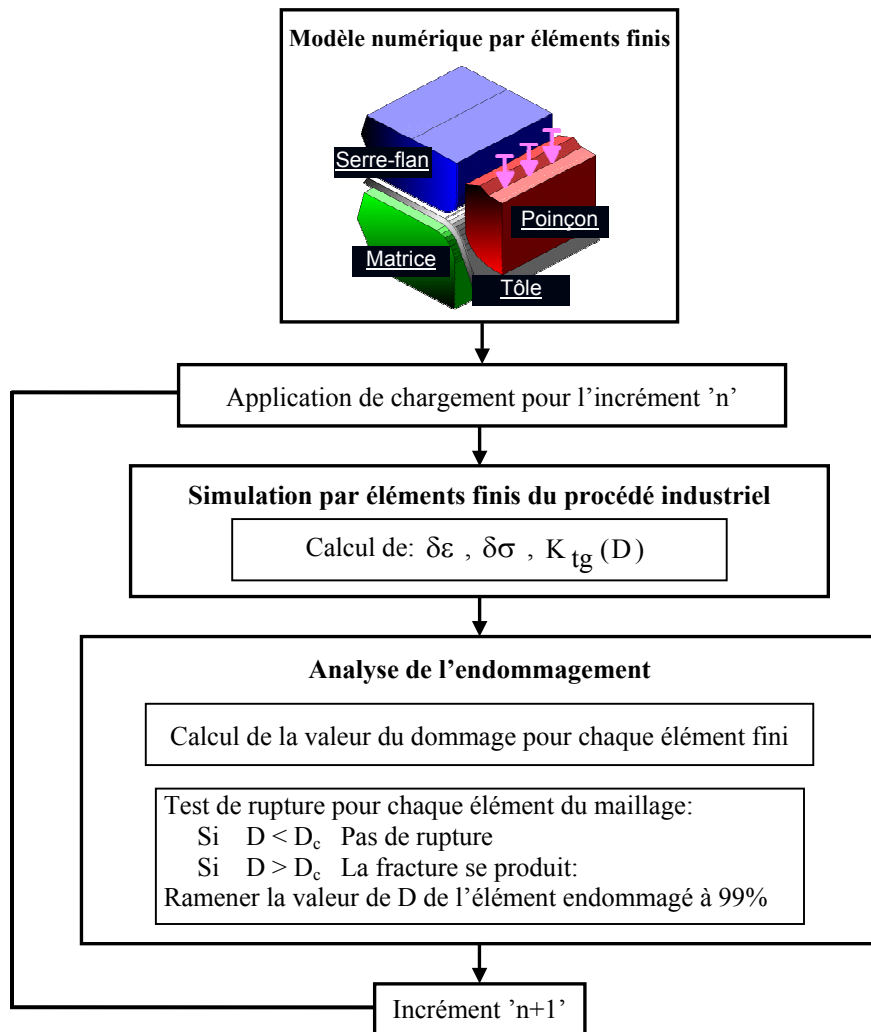


Figure 1.28: Schéma de principe de l'algorithme incrémental d'activation du dommage

Un test de rupture sur les valeurs du dommage calculées dans chaque élément fini est fait afin de déterminer si on atteint la valeur critique D_c correspondant à l'endommagement à la rupture. Dans ce cas, si le dommage dépasse sa valeur critique, on annule la raideur dans l'élément correspondant simulant ainsi la propagation d'une fissure et on met la valeur de D égal à 0.99 (≈ 1) pour éviter des problèmes numériques.

1.6 Conclusion

Une première partie des travaux a consisté à réaliser une étude bibliographique poussée sur les deux procédés de mise en forme par découpage et pliage des tôles métalliques. Dans un premier temps nous avons commencé par les études antérieures faites sur le découpage. A partir de cette recherche bibliographique, nous avons pu constater que:

- 1- L'étude analytique fine du problème de découpage est très difficile en raison de la difficulté qu'on rencontre dans la description de chacune des phases évoquées au paragraphe 1.2.2.2 de ce chapitre.

- 2- Très peu d'études ont été réalisées traitant les comportements des outillages (répartition des contraintes, étude de l'usure, échauffement à l'interface,...etc.).
- 3- Le choix optimal des différents paramètres de découpe n'a pas été étudié d'une façon approfondie.

Le deuxième volet des travaux concerne le pliage des tôles. Différents aspects y ont été abordés afin d'améliorer la qualité du produit (formabilité de la tôle, tenue mécanique, aspect géométrique, etc.) et le contrôle de procédé (outillage, conditions de contact, lubrifications, etc.). A part les deux modes de pliage en V et U on trouve dans la littérature peu de travaux portant sur le pliage par tombé de bord. C'est pourtant une séquence de fabrication très utilisée particulièrement dans l'industrie automobile. Les différents phénomènes qui sont associés à ce type de pliage tel que le retour élastique, l'état de contrainte et de déformation, le foisonnement et le dommage induit dans le matériau, et les efforts appliqués par les outillages. Ces derniers ont été étudiés en fonction des paramètres du procédé. Plusieurs questions restent encore sans réponse, par exemple:

Pour des nuances du matériau de la tôle donnée et pour une géométrie du produit à plier imposée, quels sont les paramètres optimaux du pliage à choisir conduisant à l'obtention de meilleures qualités géométriques et mécaniques des pièces pliées alliées à des sollicitations minimales appliquées par l'outillage?

Dans la troisième partie de ce chapitre, nous avons présenté une étude de caractérisation mécanique et rhéologique de l'acier S500MC qui a été faite dans les travaux de Mkaddem [Mka-03]. La formulation principale liée à la construction du modèle numérique d'un procédé de mise en forme dans le cas d'un matériau isotrope avec la prise en compte du dommage est aussi décrit. Les lois de l'élastoplasticité ont été couplées à l'endommagement et les différentes équations constitutives conduisent à un système algébrique d'équations non linéaires. Les méthodes de résolution de tels systèmes, sont connues et nous avons choisi la méthode itérative de Newton-Raphson. Cette méthode a permis de calculer les corrections plastiques et elle est utilisée directement par le code de calcul pour résoudre le système global traduisant l'équilibre de la structure. L'endommagement et son influence sur les calculs incrémentaux a été introduit directement dans la loi de comportement et qui sera implémenté directement dans le code de calcul par éléments finis grâce à une routine utilisateur.

Chapitre II

Etude bibliographique: optimisation

2.1 Introduction

La recherche de moyens et de techniques d'optimisation reste toujours une préoccupation majeure dans l'industrie. De nombreuses équipes de recherche ont travaillé sur le développement de méthodes numériques pour résoudre des problèmes de modélisation géométrique de conception et de mise en forme.

Lors de l'optimisation de la forme géométrique de pièces mécaniques ou (et) de leur procédé de mise en forme, différents paramètres reliés à la géométrie des pièces et au procédé de fabrication, doivent être réglés. Ces choix doivent être faits de façon qu'ils conduisent à des pièces répondant à des critères précis (forme, rigidité, tenue en service, qualité).

Le but de ce chapitre est d'exposer un état de l'art de différentes méthodes d'optimisation appliquées aux procédés de mise en forme. On présentera succinctement une partie des travaux réalisés dans ce domaine et on conclura sur les objectifs et les méthodologies utilisées dans notre travail.

Afin de permettre la recherche de la solution idéale, le problème d'optimisation du procédé de mise en forme doit être transformé en un problème d'optimisation mathématique où la fonction objective et les contraintes imposées devront être bien définies.

Eclairé par une recherche bibliographique sur les différentes techniques d'optimisation et les algorithmes associés qui ont été développés dans des travaux précédents, nous présenterons quelques résultats qui pourront intervenir lors de l'optimisation du procédé de fabrication de pièces mécaniques. Ce sont des:

- Méthodes déterministes basées sur des algorithmes d'optimisation
- Méthodes statistiques
- Méthodes basées sur les réseaux de neurones artificiels
- Stratégies d'évolution: Algorithmes évolutionnaires
- Plans d'expériences
- Méthodes d'approximation par Surfaces de Réponse.

2.2 Méthodes d'optimisation

Les procédés de mise en forme sont souvent traités comme des problèmes d'optimisation sous contraintes. Les méthodes d'optimisation sont assez générales et peuvent être associées à des données expérimentales et des résultats numériques par éléments finis. Dans le cadre de la simulation numérique, ces méthodes opèrent sur des résultats de calculs antérieurs. Elles permettent de les interpoler voir même de les extrapoler pour atteindre une solution optimale. Pour ce faire, plusieurs approches d'optimisation sont utilisées:

2.2.1 Méthodes déterministes basées sur des algorithmes d'optimisations

Il s'agit de méthodes d'optimisation classiques faisant intervenir une ou plusieurs fonctions objectives avec leurs contraintes qui traduisent généralement le mode de défaillance. Lorsqu'une stratégie d'optimisation est utilisée, plusieurs simulations sont nécessaires, c'est pourquoi certains auteurs qualifient ces méthodes de méthodes globales par opposition aux méthodes adaptatives (locales) où un seul calcul éléments finis est nécessaire. Les calculs sont couplés avec des analyses de sensibilités [Kim-02, Cla-01] où la fonction objective est dérivée par rapport au différents paramètres. Cette fonction objective traduit la qualité de la pièce désirée et peut être construite par Surface de Réponse (polynomiale, surfaces splines...).

Ces méthodes utilisent souvent les propriétés de continuité et dérivabilité en tout point du domaine de la fonction f à optimiser. L'utilisation des dérivées de la fonction objective par rapport aux variables de conception, permet d'accélérer la localisation du point optimum une fois que la direction de recherche est déterminée. Il existe deux grandes stratégies de choix de la direction de descente φ au point x :

- La stratégie de Gauchy: $\varphi = -\nabla f(x)$
- La stratégie de Newton: $\varphi = -(\nabla^2 f(x))^{-1} \nabla f(x)$

La première conduit aux algorithmes de gradient, la seconde aux algorithmes Newtoniens. La stratégie de Gauchy calcule la direction, $\varphi = -\nabla f(x)$ pour laquelle $\nabla f(x)^T \varphi = -\|\nabla f(x)\|^2$. La stratégie de Newton calcule la direction qui minimise l'approximation quadratique:

$$\varphi = -(\nabla^2 f(x))^{-1} \nabla f(x) \quad (2.1)$$

φ est une direction de descente dès que $\nabla^2 f(x)$ est définie positive. Les algorithmes Newtoniens ont une vitesse de convergence quadratique. Ils sont donc plus rapides que les algorithmes de gradient. Mais ils sont plus coûteux et surtout moins robustes: loin d'un minimum local, la direction de Newton n'est plus nécessairement une direction de descente.

Les algorithmes génétiques et les méthodes de gradients et de gradients conjugués sont parmi les algorithmes d'optimisations les plus utilisés. Yang et al. [Yan-01] ont intégré une méthode d'optimisation basée sur les gradients dans un code explicite pour minimiser la variation d'épaisseur d'un tube hydroformé. Plusieurs calculs par éléments finis ont été menés pour trouver le trajet de chargement optimal à partir d'un premier trajet imposé. Fann et Hsiao [Fan-03] ont utilisé une méthode d'optimisation par gradients conjugués couplée à des calculs éléments finis pour générer des trajets optimaux de chargement dans le cas d'hydroformage de tubes. Chung et Hwang [Chu-98] ont présenté un algorithme génétique pour la conception optimale du procédé de forgeage.

2.2.2 Méthodes statistiques

Ces méthodes reposent sur des techniques d'analyses statistiques comme les régressions linéaires et non linéaires ou les méthodes d'approximation par surfaces de réponse qui nécessitent de nombreux résultats expérimentaux ou de simulations. Dans ce dernier cas on parle de Conception et Analyse d'expériences numériques (*DACE*: Design and Analysis of Computer Experiments). La théorie de probabilité conditionnelle est par exemple utilisée par Fujikawa [Fuj-95] pour le développement d'un système expert de diagnostic capable d'adapter la méthode d'analyse selon la forme des données fournies. Ce système utilise la

probabilité conditionnelle pour retrouver, à partir des défauts constatés, les causes possibles des défaillances et fournir ensuite des suggestions pour y remédier. Lee et al. [Lee-96] donnent une bonne revue bibliographique récapitulant les travaux de recherches dans le domaine de la prise de décision multicritères. Ils présentent également un algorithme de simulation/optimisation multicritères et l'appliquent au procédé de tournage.

2.2.3 Méthodes basées sur les réseaux de neurones artificiels

Dans le domaine de l'intelligence artificielle, les approches principalement utilisées sont la logique floue et les réseaux de neurones [Dal-05] selon la nature des données disponibles. Lorsqu'il s'agit d'expérience humaine (connaissance), la logique floue est plus adaptée, mais si les résultats sont issus de tests et sont relativement complexes, la technique des réseaux de neurones (*RNA*) est plus simple à implémenter. D. MacKay [Mac-92] et D. Cohn [Coh-94] ont proposé d'étendre les plans d'expériences à des modèles de type réseaux de neurones. L'idée principale consiste à s'approcher d'un plan optimal de façon itérative, en linéarisant le modèle neuronal pour se replacer dans une démarche classique de plan d'expérience. Mais là encore, l'architecture du réseau doit être fixée a priori, ce qui est particulièrement délicat. De plus, l'approximation au premier ordre peut-être très éloignée de la réalité du modèle. Parmi les auteurs qui ont appliqué cette dernière approche à l'hydroformage, on cite par exemple Hyun et Cho [Hyu-94] qui ont déterminé grâce aux réseaux de neurones, la courbe de pression optimale en hydroformage de flans.

Un système de contrôle du processus basé sur l'expertise est développé pour le procédé de mise en forme de pliage en V par Yang et al. [Yan-96]. Une base de données expérimentale et un modèle de logique floue sont utilisés pour le contrôle du procédé en temps réel. Les courbes de la force du poinçon en fonction de sa course et d'autres paramètres du procédé qui sont stockés dans une base de données sont évalués par un modèle flou pour préciser le contrôle de la prédiction. Plusieurs expériences ont été effectuées pour confirmer la validité du système de commande développé. Les résultats obtenus montrent que ce système réagit efficacement à la variation des propriétés matérielles et à d'autres facteurs.

Zmudzki et Kusiak [Zmu-05] ont développé un algorithme d'optimisation basé sur un réseau de neurones artificiels pour l'approximation de la fonction objective dans un cadre "*matériaux*". L'algorithme d'optimisation proposé a été appliqué dans l'analyse inverse de l'essai de compressibilité à chaud d'un acier à base de Niobium. Les valeurs optimales des paramètres de conception du problème d'optimisation considéré sont recherchées à la place de celles de la vraie fonction objective. Une telle approche permet de diminuer les coûts de calcul d'optimisation des problèmes complexes.

L'organigramme présenté sur la figure 2.1 illustre la procédure d'optimisation. Au début, l'algorithme est initialisé par la phase d'apprentissage du *RNA*. L'entraînement de l'ensemble des données consiste à joindre les paramètres générés aléatoirement avec les *vraies* valeurs de la fonction objective calculée par le code éléments finis. Dans ce cas, le réseau de neurones remplace la fonction objective dans la recherche des valeurs optimales des paramètres de conception. Après avoir trouvé la solution optimale, la fonction objective réelle correspondant à cette valeur est évaluée par la méthode des *E.F* et un nouvel enregistrement est ajouté à l'ensemble des données servant pour l'apprentissage. Chaque itération de l'algorithme nécessite un réapprentissage du *RNA* et la recherche successive est effectuée. L'algorithme s'arrête quand aucune amélioration de la solution n'est trouvée.

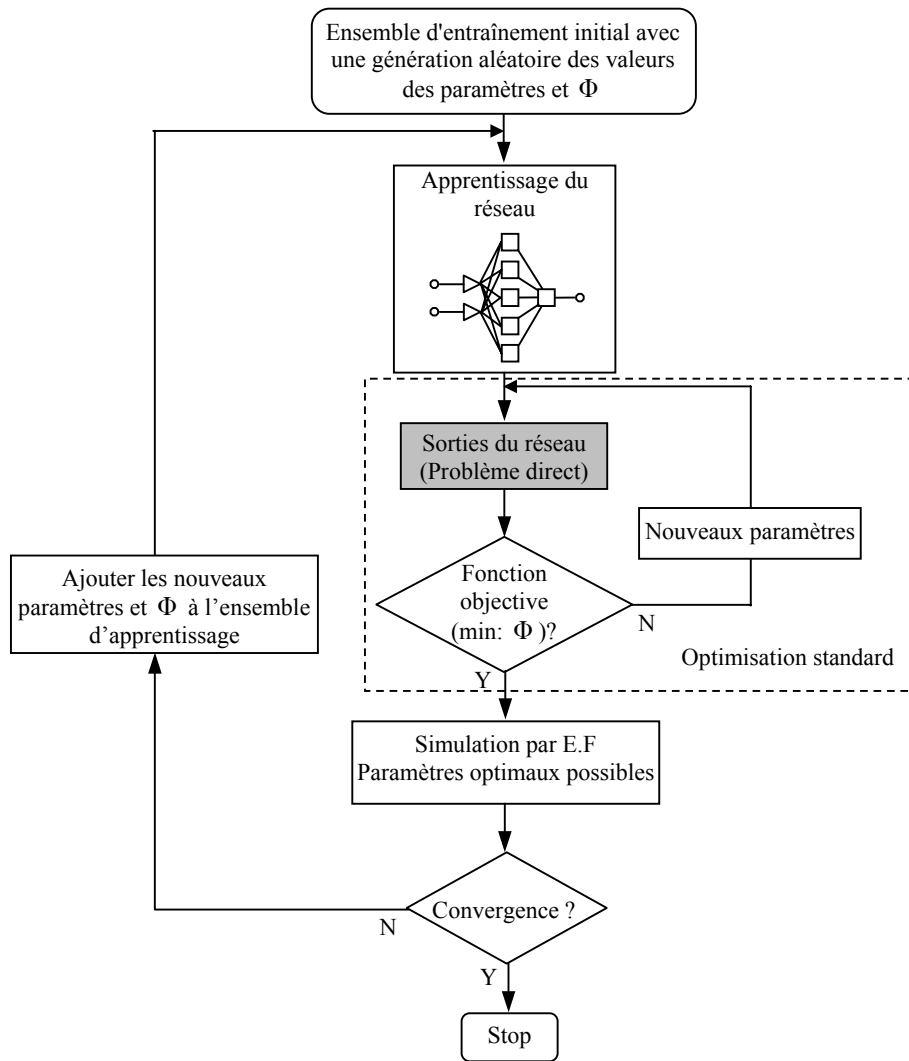


Figure 2.1: Procédure d'optimisation par réseau de neurones [Zmu-05]

En 2000, trois modèles différents de réseau de neurones supervisés ont été développés par Cheng et Lin afin de prédire l'angle de pliage pendant la mise en forme par laser [Che-00]. Le premier représente un modèle de rétro propagation utilisant comme fonction d'activation une tangente hyperbolique (*BPHTF*); le deuxième modèle est celui de rétro propagation avec une fonction de transfert logsigmoïde (*BPLF*) et le dernier est un réseau de neurones avec une fonction d'activation à base radiale (*RBFN*). Les entrées des trois réseaux neuronaux sont définies par les paramètres de mise en forme tels que le diamètre du faisceau laser, sa vitesse de balayage, la puissance laser et la géométrie du flan. Pour raison de comparaison, des modèles de régression sont également utilisés afin d'estimer l'angle de pliage. La performance de ces modèles est évaluée et les résultats sont comparés à l'expérience. Il a été montré que le réseau de neurones avec une fonction de transfert à base radiale permet une meilleure prédiction de l'angle de pliage que les autres modèles.

Dans le même cadre d'étude, Hadi [Had-03] a mené une étude d'optimisation de conception optimale d'une poutre basée sur des équations analytiques pour l'apprentissage du *RNA*. L'objectif ici est d'estimer les meilleures dimensions telles que hauteur, largeur de poutre et section droite du renforcement en accord avec la norme AS3600. Il a noté que les réseaux de neurones réduisent le temps global nécessaire pour la recherche d'une solution optimale du problème par comparaison à des méthodes conventionnelles.

Robert et al. [Rob-01] ont adopté des techniques basées sur l'application de l'intelligence artificielle pour prédire le comportement des matériaux en forgeage. Ces méthodes peuvent impliquer des relations complexes et fortement non linéaires entre les paramètres d'entrée (vitesse de déformation, température) et de sortie (contrainte, microstructure) sans aucune nécessité de compréhension physique du procédé. Ces techniques permettent également d'offrir une approche rapide pour traiter les problèmes d'optimisation du procédé de mise en forme. La topologie optimale du *RNA* mis en œuvre pour traiter les données rhéologiques consiste en une seule couche cachée de 5 neurones. Le nombre d'entrées est de trois et la sortie représente la relation contrainte-déformation et l'évolution de la microstructure du matériau à différentes températures et vitesses de déformation. Un très bon accord a été trouvé entre les courbes contraintes/déformations prédites et celles mesurées dans une gamme bien définie de températures et de vitesses de déformation.

Dans le même cadre de travail, une application des réseaux de neurones est présentée par Kusiak et Pietrzyk [Kus-99] dans le domaine de la mise en forme à chaud des métaux afin de prédire la limite élastique. Dans cette approche, la valeur cible de sortie correspond à la dérivé par rapport au temps de la densité de dislocation. Les entrées correspondent à l'état du matériau défini par la densité de dislocation courante et par l'intégrale par rapport au temps de la déformation, la température et le taux de déformation. Les variations de la densité moyenne de dislocation en fonction de la contrainte ont été calculées par la méthode des différences finies et il apparaît que le modèle de prédiction est assez précis dans des conditions de déformation constante.

Dans la continuité de ses travaux, Kusiak a développé quelques travaux de recherche reliés au développement d'une nouvelle approche basée sur l'intelligence artificielle afin de modéliser la microstructure et les propriétés mécaniques d'un acier [Kus-02]. Les variables indépendantes dans ce modèle sont la taille des grains d'austénite et la vitesse de refroidissement dans une gamme de température correspondante aux transformations de phase. Les paramètres dépendants sont: la ferrite pro-eutectoïde, la ferrite Widmanstätten, les fractions de perlite ainsi bien que la taille des grains de ferrite. Les résultats montrent que la prédiction de la microstructure et les propriétés mécaniques de l'acier considéré sont en bonne concordance avec les résultats expérimentaux. Le réseau de neurones peut également prédire la contrainte élastique limite et la résistance maximale à la traction.

Dans [Rob-98], les auteurs ont testé la faisabilité de l'utilisation d'un *RNA* associé à des processus gaussiens pour la modélisation de l'évolution du dommage pendant les opérations de mise en forme de forgeage des disques de frein renforcés par des particules à base de Al-SiC. De tels modèles sont essentiellement des outils non linéaires d'interpolation et multi paramétriques. Ils peuvent être entraînés pour établir des relations non linéaires entre les paramètres d'entrées (conditions de forgeage) et les sorties liées directement à l'aspect microstructural du matériau et le niveau de dommage. La sensibilité du réseau par rapport au choix des paramètres d'entrée et la détermination de leur nombre a également été étudiée.

Des travaux réalisés par Hambli et Guérin [Ham-03a] ont également abouti au développement d'une méthodologie applicable pour prédire le jeu optimal entre le poinçon et la matrice pendant la simulation de découpage d'un matériau donné. Un modèle d'endommagement de Lemaître est utilisé afin de décrire l'initiation de fissuration et sa propagation à travers la tôle à découper. L'approche proposée combine la modélisation par éléments finis et une technique prédictive utilisant un réseau de neurones. Les résultats numériques obtenus par le calcul éléments finis (élasto-plasticité couplée à l'endommagement) ont été utilisés pour la phase

d'entraînement du réseau qui utilise comme algorithme d'apprentissage la méthode de rétro propagation. La comparaison des résultats prédits numériquement avec les résultats expérimentaux montre un bon accord entre eux, assurant la fiabilité du modèle en terme de prédiction de l'évolution du jeu optimal en fonction de l'allongement du matériau.

2.3 Stratégies d'évolution

Le problème d'optimisation standard d'une fonction objective f peut être formulé comme suit: Dans un espace à n dimensions chercher un vecteur paramétrique $\mathbf{x} \in \mathcal{R}^n$ qui minimise une fonction objective $f(\mathbf{x}) \in \mathcal{R}$ soumise aux contraintes d'égalité $g_i(\mathbf{x}) = 0$ $i = 1, 2, \dots, l$ et à des contraintes d'inégalité $h_j(\mathbf{x}) \leq 0$ $j = 1, \dots, m$. De plus, les composantes x_k du vecteur paramétrique $\mathbf{x}$ peuvent être bornées par $x_k^{\inf} \leq x_k \leq x_k^{\sup}$.

Le vecteur paramétrique $\mathbf{x}$ est aussi appelé vecteur des variables de conception et la fonction $f(\mathbf{x})$ est appelée fonction coût. Müller [Mül-02] décrit une procédure d'optimisation commune, montré sur la figure 2.2.

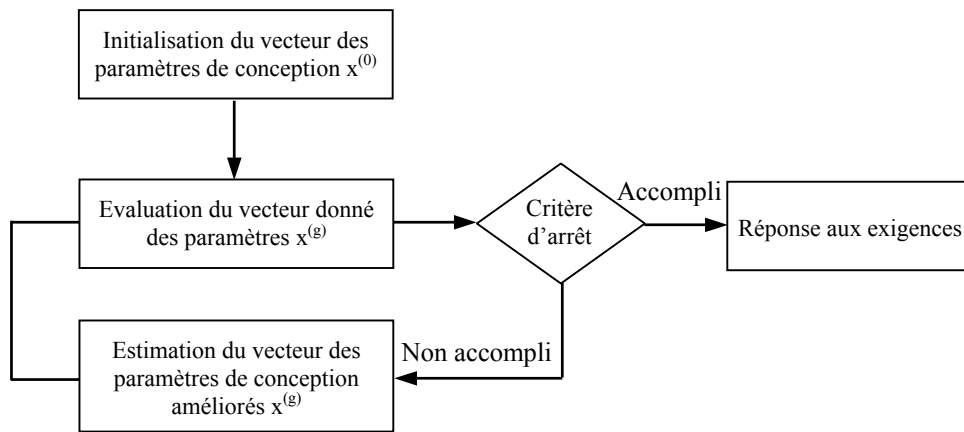


Figure 2.2: Procédure itérative commune pour les techniques d'optimisation [Mül-02]

Dans tout ce qui suit les stratégies d'évolution avec 1 parent + 1 enfant qui constituent à eux deux, la population sera notée (1+1)-SE. Lorsque 1 parent conduit à 1 enfant qui constitue à lui seul la population, on note cette stratégie (1,1)-SE.

En généralisant à μ parents et λ enfants on notera ces stratégies $(\mu + \lambda)$ -SE et (μ, λ) -SE. Dans $(\mu + \lambda)$ -SE, parents et enfants participent à la sélection et peuvent subsister tant qu'un meilleur individu n'est pas créé. Dans (μ, λ) -SE, seuls les enfants participent à la nouvelle génération pour la sélection.

2.3.1 Algorithmes évolutionnaires

Les algorithmes évolutionnaires sont des méthodes stochastiques d'optimisation globale qui s'inspirent librement de l'évolution darwinienne des populations biologiques, dont font partie les algorithmes génétiques.

Les algorithmes évolutionnaires sont bien adaptés aux fonctions bruitées, discontinues, non différentiables ou qui possèdent des optima locaux. On peut les classer en programmation évolutionnaire, stratégies d'évolution et algorithmes génétiques. La programmation évolutionnaire est développée pour les programmes d'évolution, les stratégies d'évolution (SE) et algorithmes génétiques (AG) sont plus volontiers réservés à la résolution de problèmes d'optimisation.

La différence essentielle entre (SE) et (AG) est l'adaptation de la distribution des mutations. Dans les deux cas, les opérateurs utilisés sont la sélection, la mutation et le croisement.

2.3.1.1 Stratégie d'évolution (1+1)

C'est un des premiers schémas utilisés avec un parent et un enfant qui constituent la population ($1 + 1 = 2$ individus). Chacun des individus est représenté par un vecteur $\mathbf{x}$ avec n composantes réelles x_k représentant son génotype. Dans ce schéma, la population évolue en utilisant les opérateurs de sélection, de mutation et de croisement.

Dans l'étape de mutation, la stratégie génère un descendant représenté par le vecteur $\mathbf{x}_N^{(g)}$ (indice N pour Nouveau) en ajoutant au parent $\mathbf{x}_A^{(g)}$ (indice A pour Ancien) un vecteur aléatoire $\mathbf{z}$ avec des composantes normalement distribuées $\mathbf{z} \sim \mathcal{N}(\mathbf{0}, \mathbf{I})$ ($\mathbf{z} \in \mathbb{R}^n$):

$$\mathbf{x}_N^{(g)} = \mathbf{x}_A^{(g)} + \sigma^{(g)} \mathbf{z} \quad (2.2)$$

$\sigma^{(g)}$ est la taille globale du pas déterminant la longueur du pas de mutation dans la génération (g) $\sigma \in \mathbb{R}_{>0}$.

Dans l'étape de sélection à la fois pour le parent et le descendant, la capacité de survie est déterminée en calculant les valeurs de la fonction objective [Sto-97]. Dans un contexte de minimisation, celui qui possède la plus petite valeur est choisi pour être le parent de la génération qui suit. La taille du pas global σ n'est pas un paramètre de stratégie constant mais qui est adapté pendant l'optimisation à l'aide d'une règle qui sera définie plus loin.

La stratégie (1+1)-SE peut être décrite comme suit:

1°- Conception d'un descendant

$$\mathbf{x}_N^{(g)} = \mathbf{x}_A^{(g)} + \sigma^{(g)} \mathbf{z} \quad (2.3)$$

2°- Sélection

$$\mathbf{x}_A^{(g+1)} = \begin{cases} \mathbf{x}_N^{(g)} & \text{si } f(\mathbf{x}_N^{(g)}) \leq f(\mathbf{x}_A^{(g)}) \\ \mathbf{x}_A^{(g)} & \text{autrement} \end{cases} \quad (2.4)$$

$\mathbf{x}$	vecteur paramétrique à optimiser, $\mathbf{x} \in \mathbb{R}^n$
g	compteur des générations
A	indice du vecteur parent (Ancien)
N	indice du vecteur descendant (Nouveau)
$\mathbf{z}$	Vecteur aléatoire normalement distribué, $\mathbf{z} \sim \mathcal{N}(\mathbf{0}, \mathbf{I}) \in \mathbb{R}^n$

3°- Si la boucle n'est pas terminée faire $g = g + 1$ et retourner en 1-

2.3.1.2 Stratégie d'évolution pour plusieurs individus

Plusieurs façons de créer la population ont été envisagées: $(\mu + 1)$ -SE, $(1 + \lambda)$ -SE et $(1, \lambda)$ -SE.

Un principe biologique important pour la suite est le croisement entre individus. Lorsque ρ parents parmi les μ sont recombinaison pour donner λ enfants, on note cette stratégie $(\mu/\rho, \lambda)$ -SE. L'opérateur de recombinaison est en général employé avant la mutation. L'opérateur de

recombinaison *discret* permet d'échanger des composantes x_k^{par1} et x_j^{par2} des vecteurs qui constituent les deux parents. On peut aussi mélanger les gènes de plusieurs parents par une opération de recombinaison *multiple*. Dans le cas de 2 parents $\mathbf{x}^1$ et $\mathbf{x}^2$, on constitue un descendant $\mathbf{x}$ par recombinaison *arithmétique* des composantes en écrivant:

$$x_i' = \alpha x_i^1 + (1-\alpha)x_i^2 \quad (2.5)$$

$\alpha \in [0,1]$ et $i = 1, \dots, n$ avec n représente le nombre de gènes dans les individus. Si le nombre de parents est $\mu > 2$, on parle de recombinaison intermédiaire et on note la stratégie avec l'indice I $((\mu_I, \lambda)$ -SE.

2.3.1.3 Adaptation de la taille des pas

Dans les SE, Hansen et al.[Han- 01] ont montré que les choix des paramètres stratégiques comme l'étendue de la population, la taille du pas de la mutation ou le schéma de sélection, sont cruciaux pour le comportement et les propriétés de convergence de la stratégie.

Une attention particulière doit être portée à l'adaptation de la taille du pas pendant le déroulement de l'optimisation.

La figure 2.3 montre les lignes d'égale probabilité de placement d'un enfant (λ) lorsque le parent (μ) est au centre. Les individus sont avec 2 variables de conception $x_i^{(g)}$ dans la génération (g).

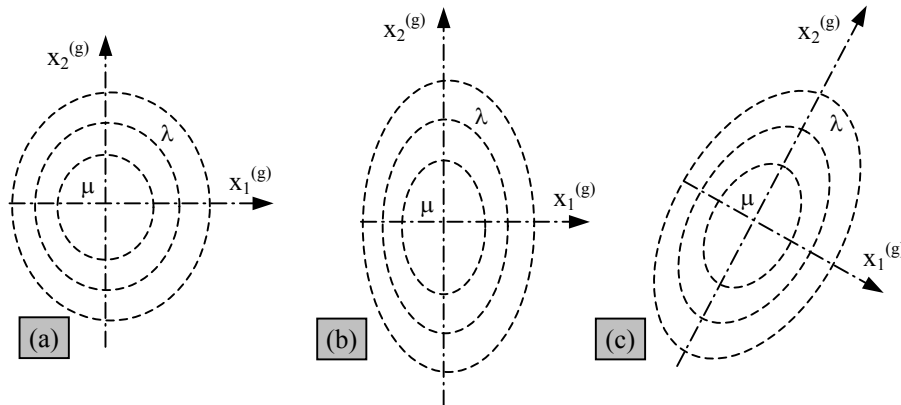


Figure 2.3: Trois contours d'iso probabilités en 2D: **a)** densité Gaussienne isotrope. **b)** densité anisotrope. **c)** densité anisotrope avec rotation

- ❑ Une seule taille du pas conduit à des cercles d'égales probabilités (figure 2.3.a). Cette taille de pas est un scalaire appelé taille globale du pas (TGP).
- ❑ Lorsque les tailles de pas sont différentes suivant les directions de coordonnées, les lignes d'égales probabilités (figure 2.3.b) sont des ellipses d'axes parallèles aux axes de coordonnées. La déviation standard de mutation est différente suivant chaque axe de coordonnées.
- ❑ Des mutations corrélées générées par la transformation linéaire d'un vecteur aléatoire $\mathbf{z} \sim \mathcal{N}(\mathbf{0}, \mathbf{I})$ normalement distribué donne lieu à des ellipses de mutation arbitrairement orientées (figure 2.3.c). Les tailles de pas peuvent être représentées par une matrice $\mathbf{C}(n \times n)$ dont les éléments diagonaux sont les variances de mutation et les éléments hors diagonale sont les covariances.

2.3.1.4 Exemple de mécanisme d'adaptation avec la règle de réussite 1/5

La règle de réussite 1/5 est un mécanisme d'adaptation pour une déviation standard de mutation (ou taille globale du pas) dans le cas (1+1)-SE. Elle a été développée pour deux

fonctions convexes à n dimensions avec $n \gg 1$ (n est le nombre de paramètres). Un suivi du processus de recherche est incorporé pour adapter la TGP comme paramètre stratégique pour obtenir un fort taux de convergence.

Durant l'optimisation, à chaque $n^{\text{ième}}$ mutation on mesure le nombre p_R de mutations réussies qu'on rapporte aux $10 \times n$ mutations précédentes. La règle prescrit que si $p_s = \frac{p_R}{10 \times n} < 1/5$, le pas doit être réduit et si le rapport est $p_s > 1/5$ le pas doit être augmenté. Cette règle se traduit par:

- Si ($g \text{ modulo } n = 0$) alors:

$$\sigma^{(g)} = \begin{cases} \frac{1}{c} \sigma^{(g-n)} & \text{si } p_s > \chi \\ c \times \sigma^{(g-n)} & \text{si } p_s < \chi \\ \sigma^{(g-n)} & \text{si } p_s = \chi \end{cases} \quad (2.6)$$

- Sinon

$$\sigma^{(g)} = \sigma^{(g-1)} \quad (2.7)$$

La probabilité de succès d'une mutation étant p_s (ou $p_{sK} = \frac{p_R}{K \times n}$ si K remplace 10), on la compare à une valeur seuil c (qui a pour valeur 1/5). Si on suspecte plusieurs optimum locaux, on conseille de prendre pour la valeur de c : $0.817 < c < 1$.

2.3.1.5 Adaptation cumulative de la taille du pas (ACP)

Un mécanisme d'adaptation plus élaboré pour le choix d'un pas d'ensemble consiste à adapter la TGP en accumulant des informations sur les sélections non locales au cours d'une séquence de générations. L'idée sous-jacente est de considérer le chemin suivi par la population au cours d'un certain nombre de générations. Les étapes de mutation des individus sélectionnés et recombinaison sont ajoutées pendant le processus de recherche pour construire ce qu'on appellera un chemin d'évolution.

Pour rendre plus efficace les étapes de mutation, on essaye de réduire la différence entre le chemin d'évolution actuel et le chemin d'évolution aléatoire non corrélé aux précédents.

Dans ce qui suit, on donne l'algorithme d'une ACP pour une stratégie (μ, λ) -SE. Le vecteur paramétrique $\mathbf{x}_k^{(g+1)}$ du $k^{\text{ième}}$ individu dans la génération $(g+1)$ est calculé par la relation:

$$\mathbf{x}_k^{(g+1)} = \langle \mathbf{x} \rangle_{\mu}^{(g)} + \sigma^{(g)} \times \mathbf{z}_k \quad k = 1, \dots, \lambda \quad (2.8)$$

$\langle \mathbf{x} \rangle_{\mu}^{(g)}$ est la recombinaison intermédiaire des μ vecteurs paramétriques sélectionnés dans la génération (g) , c'est-à-dire le centre de masse des μ meilleurs individus. On le calcule par:

$$\langle \mathbf{x} \rangle_{\mu}^{(g)} = \frac{1}{\mu} \sum_{i \in I_{\text{sel}}^{(g)}} \mathbf{x}_i^{(g)} \quad (2.9)$$

Ici $I_{\text{sel}}^{(g)}$ est l'ensemble des indices (μ au total) des individus sélectionnés dans la génération

(g). $\sigma^{(g)}$ est la taille globale du pas TGP dans la génération (g) et $\mathbf{z}_k \sim \mathcal{N}(\mathbf{0}, \mathbf{I})$ est un vecteur aléatoire normalement distribué.

Le chemin d'évolution dans la génération (g+1) est calculé par:

$$\mathbf{p}^{(g+1)} = (1-c)\mathbf{p}^{(g)} + \sqrt{c(2-c)} \times \frac{\sqrt{\mu}}{\sigma^{(g)}} \left(\langle \mathbf{x} \rangle_{\mu}^{(g+1)} - \langle \mathbf{x} \rangle_{\mu}^{(g)} \right) \quad (2.10)$$

ou encore:

$$\mathbf{p}^{(g+1)} = (1-c)\mathbf{p}^{(g)} + \sqrt{c(2-c)} \times \sqrt{\mu} \langle \mathbf{z} \rangle_{\mu}^{(g+1)} \quad (2.11)$$

$c \in]0,1]$

Le facteur $\sqrt{c(2-c)}$ normalise la variance de $\mathbf{p}^{(g+1)}$ puisque $1^2 = (\sqrt{c(2-c)})^2 + (1-c)^2$.

Le TGP $\sigma^{(g+1)}$ est adapté en utilisant la longueur du pas $\mathbf{p}^{(g+1)}$:

$$\sigma^{(g+1)} = \sigma^{(g)} \times \exp \left(\frac{\|\mathbf{p}^{(g+1)}\| - \hat{\chi}_n}{d\hat{\chi}_n} \right) \quad (2.12)$$

$\hat{\chi}_n$ est la longueur du pas d'un chemin d'évolution qui résulte d'une sélection aléatoire. On

préconise la valeur $\hat{\chi}_n = \sqrt{n} \left(1 - \frac{1}{4n} + \frac{1}{21n^2} \right)$.

Les paramètres stratégiques d et c peuvent être pris égaux à:

$$c = \frac{1}{\sqrt{n}} \text{ et } d = \sqrt{n}$$

On initialise le chemin en prenant $\mathbf{p}^{(0)} = \mathbf{0}$

2.3.1.6 Adaptation par matrice de covariance (AMC)

Dans la stratégie ACP et la règle 1/5, on adapte globalement la taille du pas de la mutation en modifiant la valeur de $\sigma^{(g)}$ pour chaque génération. On peut adopter une technique plus générale en adaptant la distribution de la mutation en utilisant une matrice dite de covariance. C'est l'adaptation par matrice de covariance (AMC).

a- TRANSFORMATION DU VECTEUR PARAMETRIQUE

On mute les vecteurs paramétriques à l'aide d'un vecteur normalement distribué $\mathbf{z} \sim \mathcal{N}(\mathbf{0}, \mathbf{I})$ qu'on transforme par une application linéaire représentée par une matrice carrée $n \times n$ $\sqrt{\mathbf{C}}$. Le vecteur $\sqrt{\mathbf{C}} \mathbf{z}$ est alors $\mathcal{N}(\mathbf{0}, \mathbf{C})$ distribué. Par construction, la matrice $\mathbf{C}$ est la matrice de covariance de la distribution de mutation. Pour contrôler la variance totale, le vecteur transformé $\sqrt{\mathbf{C}} \mathbf{z}$ est multiplié par la TGP $\sigma^{(g)}$. La stratégie est notée (μ_l, λ) -AMC-SE.

Le pas de mutation dans cette stratégie est donné par:

$$\mathbf{x}_k^{(g+1)} = \langle \mathbf{x} \rangle_{\mu}^{(g)} + \sigma^{(g)} \sqrt{\mathbf{C}} \mathbf{z}_k \quad k = 1, \dots, \lambda \quad (2.13)$$

$\langle x \rangle_{\mu}^{(g)}$ a la même définition que précédemment.

Le mécanisme d'adaptation comprend deux aspects:

- L'adaptation de la matrice de covariance $\mathbf{C}^{(g+1)}$
- L'adaptation de la taille globale du pas de mutation (TGP)

Cette distinction est motivée par les raisons suivantes:

La matrice de covariance peut seulement être adaptée sur une échelle de temps plus longue car l'information de sélection pour l'adaptation des $\frac{n(n+1)}{2}$ éléments de la matrice doit être collectée avant d'effectuer des changements notables. D'un autre côté, l'adaptation de la TGP qui est un scalaire, demande moins d'informations et par conséquent peut changer sur une échelle de temps plus courte.

b- ADAPTATION DE LA MATRICE DE COVARIANCE

L'adaptation de la matrice de covariance $\mathbf{C}^{(g+1)}$ dépend des informations collectées le long du chemin d'évolution [Han-03]. Le chemin d'évolution est la somme pondérée de pas de mutation sélectionnés, analogue à la stratégie ACP. On a:

$$\mathbf{p}_c^{(g+1)} = (1-c)\mathbf{p}_c^{(g)} + \sqrt{c(2-c)} \times \frac{\sqrt{\mu}}{\sigma^{(g)}} \left(\langle x \rangle_{\mu}^{(g+1)} - \langle x \rangle_{\mu}^{(g)} \right) \quad (2.14)$$

qui s'écrit aussi:

$$\mathbf{p}_c^{(g+1)} = (1-c)\mathbf{p}_c^{(g)} + \sqrt{c(2-c)} \times \sqrt{\mu} \sqrt{\mathbf{C}^{(g)}} \mathbf{z}_{\mu}^{(g+1)} \quad (2.15)$$

Par analogie avec la relation (2.9), $\mathbf{z}_{\mu}^{(g+1)}$ peut être calculé comme:

$$\langle \mathbf{z} \rangle_{\mu}^{(g)} = \frac{1}{\mu} \sum_{i \in I_{\text{sel}}^{(g+1)}} z_i^{(g)} \quad (2.16)$$

Le paramètre c détermine comme dans la stratégie ACP le temps d'accumulation égal à $1/c$ du chemin d'évolution $\mathbf{p}_c^{(g)}$.

La matrice de covariance est mise à jour par la relation qui suit:

$$\mathbf{C}^{(g+1)} = (1-c_{\text{cov}})\mathbf{C}^{(g)} + c_{\text{cov}} \mathbf{p}_c^{(g+1)} \otimes (\mathbf{p}_c^{(g+1)})^T \quad (2.17)$$

Le paramètre stratégique $c_{\text{cov}} \in [0,1]$ détermine le taux de variation de $\mathbf{C}$. On préconise de choisir la valeur $c_{\text{cov}} = \frac{2}{n(n+1)}$ qui est l'inverse du nombre de termes de la matrice $\mathbf{C}$.

Pour calculer $\sqrt{\mathbf{C}^{(g)}}$, on décompose la matrice $\mathbf{C}^{(g)}$ en un produit d'une matrice diagonale $\mathbf{D}^{(g)}$ contenant les racines carrées des valeurs propres de $\mathbf{C}^{(g)}$ et d'une matrice orthogonale $\mathbf{B}^{(g)}$ qui est constituée par les colonnes des vecteurs propres normalisés. On écrit:

$$\mathbf{C}^{(g)} = \mathbf{B}^{(g)} \mathbf{D}^{(g)} \otimes (\mathbf{B}^{(g)} \mathbf{D}^{(g)})^T \quad (2.18)$$

Il s'ensuit que:

$$\sqrt{C^{(g)}} = \mathbf{B}^{(g)} \mathbf{D}^{(g)} \quad (2.19)$$

b- ADAPTATION DE LA TAILLE DU PAS GLOBAL

L'adaptation de la TGP $\sigma^{(g)}$ est basée sur une approche analogue à celle du chemin d'évolution $\mathbf{p}_c^{(g)}$ de $\mathbf{C}^{(g)}$. On calcule un chemin d'évolution $\mathbf{p}_\sigma^{(g)}$ comme on l'a fait avec $\mathbf{p}_c^{(g)}$ en calculant $\mathbf{p}_c^{(g+1)}$ comme suit:

$$\mathbf{p}_c^{(g+1)} = (1-c)\mathbf{p}_c^{(g)} + \sqrt{c(2-c)} \sqrt{\mu} \mathbf{B}^{(g)} \mathbf{D}^{(g)} \mathbf{z}_\mu^{(g+1)} \quad (2.20)$$

La longueur du chemin d'évolution détermine le TGP $\sigma^{(g+1)}$ par la formule (2.12). Le choix des paramètres stratégiques appelle les remarques suivantes:

- $c_{cov} \in [0,1]$ détermine le taux de variation de $\mathbf{C}$ et on remarque qu'après $1/c_{cov}$ générations à peu près 2/3 des informations originales ont disparu. Plus c_{cov} est grand et plus le mécanisme d'adaptation est rapide mais plus c_{cov} est petit et plus l'adaptation est fiable. Pour éviter des oscillations provoquées par l'accumulation, c_{cov} doit être plus petit que c ($c_{cov} < c$).
- Le nombre λ de parents recommandés doit être tel que:
 $\lambda > 5$ et $2\mu < \lambda < 2n + 10$
 Le nombre de descendants μ doit être tel que:
 $2 \leq \mu \leq n$
- Pour de grandes populations on préconise les valeurs suivantes:

$$c = \frac{4}{n+4}; c_{cov} = \frac{2}{(n+\sqrt{2})^2}; d = 1 + \frac{1}{c} = 2 + \frac{n}{4} \quad (2.21)$$

- Les valeurs initiales des chemins d'évolution et de la matrice de covariance sont:

$$\mathbf{p}_\sigma^{(0)} = \mathbf{0}; \mathbf{p}_c^{(0)} = \mathbf{0}; \mathbf{C}^{(0)} = \mathbf{0} \quad (2.22)$$

2.3.2 Stratégie d'évolution différentielle (SED)

En 1997 Storn et Price [Sto-97] ont développé une stratégie d'évolution qui semble bien adaptée pour l'optimisation de fonctions non linéaires et non différentiables avec contraintes et multiples optima. Dans cette stratégie, la population est constituée de NP vecteurs paramétriques $\mathbf{x}_{i,g}$ à n dimensions dans chaque génération g ($i = 1, \dots, NP$). On y utilise trois opérateurs pour l'évolution: la mutation, le croisement et la sélection. Au cours de la mutation, le vecteur paramétrique $\mathbf{x}_{i,g}$ est appelé vecteur cible (VC). Il est muté en un vecteur appelé vecteur mutant (VM) qui est mélangé au VC dans l'opération de croisement pour constituer un vecteur d'essai (VE) qui représente un enfant de la population. Les différentes opérations sont données dans ce qui suit.

2.3.2.1 La mutation

Sur la figure 2.4 est représentée la façon dont l'opérateur de mutation agit. Pour chaque vecteur cible $\mathbf{x}_{i,g}$ on génère un vecteur mutant $\mathbf{v}_{i,g+1}$ par l'opération suivante:

$$\mathbf{v}_{i,g+1} = \mathbf{x}_{r1,g} + F(\mathbf{x}_{r2,g} - \mathbf{x}_{r3,g}) \quad (2.23)$$

Les indices $r_1, r_2, r_3 \in [1, 2, \dots, NP]$ sont choisis aléatoirement et ils doivent être différents les uns des autres et aussi de i . On a donc besoin d'au moins 4 vecteurs paramétriques dans la population. F est un réel $\in [0, 2]$ qui pondère la différence entre les deux VC $\mathbf{x}_{r2,g}$ et $\mathbf{x}_{r3,g}$. Si $F > 0$ il y a amplification si-non il y a réduction. Ainsi, si la population converge vers un optimum, la différence décroît et la taille de la mutation décroît et il y a donc une adaptation de la taille du pas comme on l'a vu dans les stratégies d'évolution précédentes.

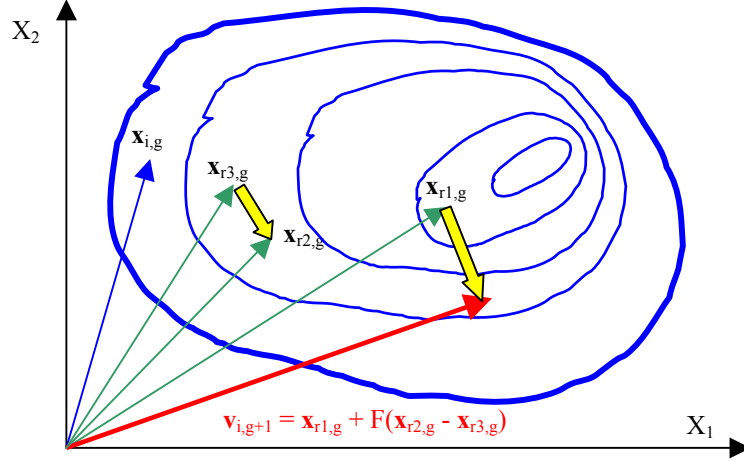


Figure 2.4: Fonction objective bidimensionnelle. Lignes de contour avec les vecteurs impliqués dans la mutation

2.3.2.2 Croisement

On croise le vecteur cible avec le vecteur mutant pour créer le vecteur d'essai $\mathbf{u}_{i,g+1}$ avec les composantes:

$$\mathbf{u}_{i,g+1} = \{u_{1i,g+1}, u_{2i,g+1}, u_{3i,g+1}, \dots, u_{ni,g+1}\} \quad (2.24)$$

composantes calculées par le processus suivant:

$$u_{ki,g+1} = \begin{cases} v_{ki,g+1} & \text{si } r_{(k)} \leq C_R \text{ ou si } k = r_{\text{index}}(i) \\ u_{ki,g+1} & \text{si } r_{(k)} > C_R \text{ et si } k \neq r_{\text{index}}(i) \end{cases} \quad k = 1, 2, \dots, n \quad (2.25)$$

$r_{(k)} \in [0, 1]$ est la $k^{\text{ième}}$ évaluation d'un générateur de nombres aléatoires. C_R est une constante de croisement choisie dans l'intervalle $[0, 1]$. Si $C_R = 0$ il n'y a aucun croisement.

$r_{\text{index}}(i) \in (1, 2, \dots, n)$ est un indice choisi aléatoirement qui assure, ou non, que $u_{k,g+1}$ a été muté. La figure 2.5 illustre le processus dans le cas $n = 7$ et $r_{\text{index}}(i) = 4$.

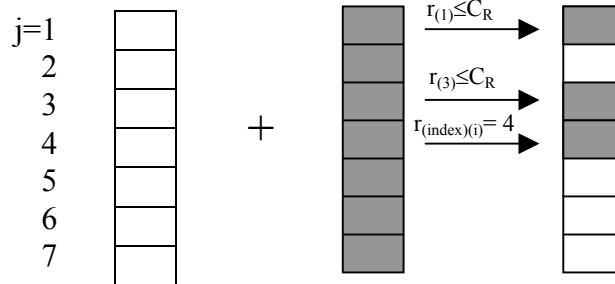


Figure 2.5: Vecteur cible, Vecteur mutant et Vecteur essai

Pour chaque vecteur cible $\mathbf{x}_{i,g}$ on génère un vecteur mutant $\mathbf{v}_{i,g+1}$ par l'opération suivante:

$$\mathbf{v}_{i,g+1} = \mathbf{r}_{\text{best},g} + F(\mathbf{x}_{r1,g} - \mathbf{x}_{r2,g} + \mathbf{x}_{r3,g} - \mathbf{x}_{r4,g}) \quad (2.26)$$

Cette opération est notée SED/best/2/bin. Cela signifie qu'on trouve le vecteur mutant à partir du meilleur individu de la génération (g), qu'on utilise 2 différences de vecteurs aléatoirement choisis dans la population (g) $(\mathbf{x}_{r1,g} - \mathbf{x}_{r2,g} + \mathbf{x}_{r3,g} - \mathbf{x}_{r4,g})$ et $(\mathbf{x}_{r3,g} - \mathbf{x}_{r4,g})$ et bin signifie binomial puisqu'on utilise la différence d'un binôme de vecteurs $(\mathbf{x}_{ri,g}$ et $\mathbf{x}_{rj,g})$.

Les indices r_1, r_2, r_3 et $r_4 \in [1, 2, \dots, NP]$ sont choisis aléatoirement et ils doivent être différents les uns des autres et aussi de i .

2.4 Les plans d'expériences

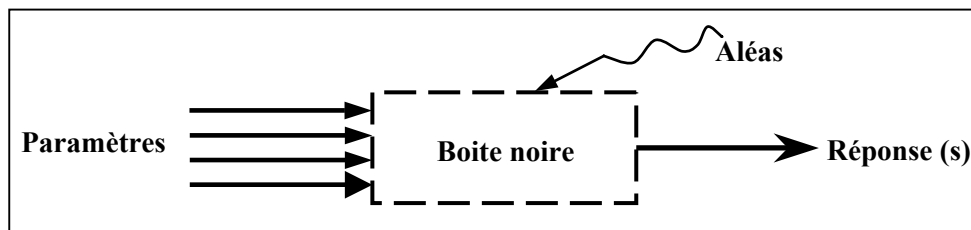
L'expérience est une connaissance acquise par une longue pratique jointe à l'observation, aux épreuves, aux essais, effectués pour démontrer ou vérifier quelque chose. Généralement quiconque conduit des expériences suit un plan d'étude afin de hiérarchiser sa progression, mais avance souvent à l'intuition ou encore dans un ordre aléatoire. Afin d'optimiser l'organisation des expériences et surtout de les exploiter efficacement, on peut avoir recours à des méthodes telles que la méthode de Taguchi [Mau-97], qui sont basées sur des considérations rationnelles ainsi que des règles statistiques. La méthode permet alors d'échantillonner l'espace des états du procédé avec un échantillon le plus réduit et le plus représentatif possible. Là où un processus d'optimisation cherche à atteindre un optimum (global ou local), la méthodologie des plans d'expérience donne des informations sur l'évolution des résultats en fonction des paramètres. Ces informations sont d'un grand intérêt pour les concepteurs.

2.4.1 Technique des plans d'expériences numériques

Lors d'études multi-paramétriques, les stratégies pour mener des expérimentations sont souvent informelles et peu performantes. Elles conduisent en général à de nombreux essais inutiles et à un volume de résultats difficile à exploiter. La méthode des plans d'expériences permet de tirer d'un nombre d'essais donné, le maximum d'informations pertinentes concernant l'influence des facteurs.

Le principe de la méthode consiste à ne pas étudier tous les points expérimentaux, mais seulement certains points choisis pour leur particularité d'orthogonalité. Cette méthode permet d'établir un plan d'expérimentation comportant le minimum d'expériences compte tenu des résultats recherchés tout en apportant le maximum de précision. Elle offre ainsi la possibilité de quantifier et de hiérarchiser les effets d'un grand nombre de paramètres du système étudié. La performance qu'on cherche à atteindre est caractérisée par une ou plusieurs réponses et on peut se demander quels sont les paramètres responsables des variations observées ?

Ce type de problème peut être schématisé par une boîte noire.



Les plans d'expériences sont dits numériques lorsque les résultats sont obtenus par simulation à partir de codes de calcul. La méthodologie permet de dégager les interactions entre les paramètres et de capitaliser les connaissances concernant le phénomène ainsi appréhendé [Mau-94].

2.4.1.1 Les différents types de plans d'expériences

De nombreux plans d'expériences sont définis dans la littérature et permettent de prendre en compte le nombre d'expériences et le niveau de qualité qu'on souhaite sur l'interprétation.

a- PLANS FACTORIELS COMPLETS

Les plans factoriels (à 2 ou plusieurs niveaux) sont des plans expérimentaux très intuitifs dans la mesure où ils correspondent à des combinaisons des valeurs maximales et minimales de chaque paramètre. D'un point de vue numérique, ces plans sont très simples à implémenter et sont peu coûteux, ils peuvent être utilisés dans des procédures impliquant un grand nombre de paramètres. Néanmoins, ces plans présentent un inconvénient de taille car ils ne permettent pas de prospecter tout l'intervalle de conception (les bornes uniquement). Or ceci est indispensable dans un contexte industriel. La figure 2.6 ci dessous représente un plan factoriel complet 3^k permet 3 niveaux par facteur.

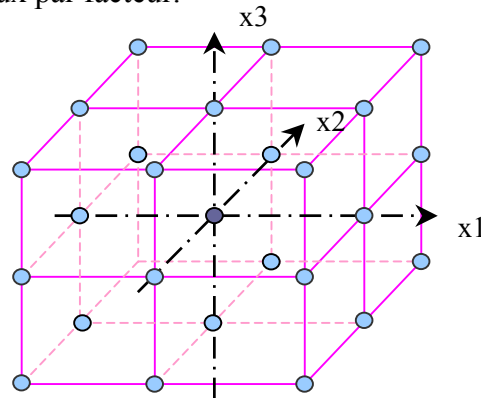


Figure 2.6: Plan factoriel complet 3^k

b- PLANS DU TYPE MONTE CARLO

Ces plans sont basés sur un tirage simple et aléatoire dans l'espace des variables de conception.

c- PLANS OPTIMAUX

Les plans optimaux se distinguent des plans classiques par leur plus grande souplesse de construction qui permet de les adapter au système étudié et à ses contraintes. Ces plans sont souvent utilisés lorsque le nombre des essais est assez important. Ainsi on impose un nombre d'expériences et l'algorithme de calcul des plans optimaux conserve, pour un modèle donné, les meilleurs points. De plus, les plans optimaux ne sont pas 'figés'. En effet, si on constate que des essais ne sont pas réalisables, ceux-ci peuvent être modifiés et remplacés par d'autres qui tiennent compte des exigences du système; en effet, il existe souvent des contraintes qui interdisent la réalisation de toutes les expériences du domaine de l'étude.

La construction d'un plan optimal est ramenée à un problème d'optimisation: la qualité de ce plan est quantifiée par un critère calculable et le plan retenu sera le meilleur vis-à-vis de ce critère. Il existe de nombreux critères sur lesquels peut être basée la construction des plans optimaux. Ils peuvent être classés en deux grandes catégories:

- ❑ Ceux qui optimisent la précision sur les paramètres du modèle,
- ❑ Ceux qui optimisent la précision sur la prédiction des réponses.

d- PLANS COMPOSITES

Un plan composite est constitué de trois parties:

- 1) un plan factoriel à deux niveaux par facteur;
- 2) au moins un point expérimental situé au centre du domaine expérimental;
- 3) les points axiaux. Ces points expérimentaux sont situés sur l'axe de chacun des facteurs;

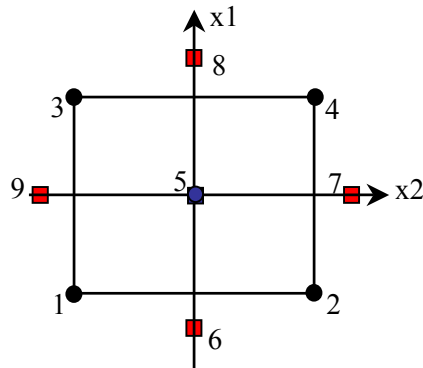


Figure 2.7: Plans composites

La figure 2.7 représente un plan composite pour deux facteurs. Les points 1, 2, 3 et 4 sont les points d'un plan 2^2 . Le point 5 est le point central. Ce point peut avoir été répliqué une ou plusieurs fois. Les points 6, 7, 8, 9 sont les points axiaux. Ces quatre derniers points forment ce que l'on appelle le plan en étoile. Dans cet exemple, l'expérimentateur réalise 9 essais et doit déterminer 6 coefficients. Il faut donc résoudre un système de 9 équations à 6 inconnues. Il y a trois classes de plans composites:

- Plan central composite à faces centrées: les points en étoile sont les faces du cube.

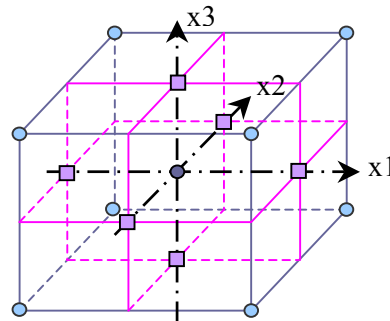


Figure 2.8: Plan composite à faces centrées

- Plan central composite extérieur: les points en étoile sont à l'extérieur du domaine $[-1, +1]$ en coordonnées centrées réduites.

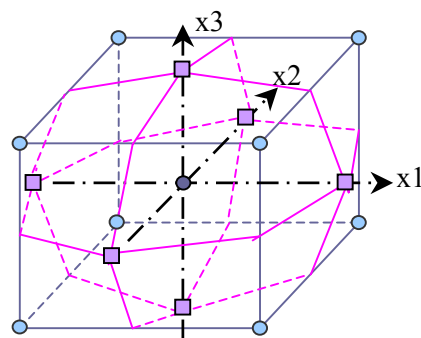


Figure 2.9: Plan composite extérieur

- Plan central composite intérieur: Les points en étoile sont à l'intérieur du domaine cubique.

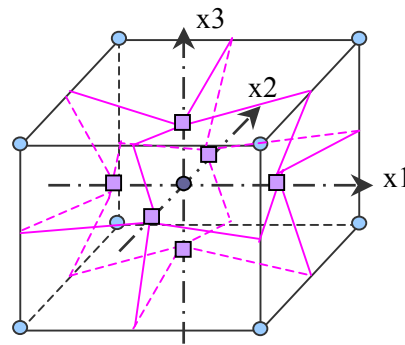


Figure 2.10: Plan composite intérieur

L'intérêt des plans composites réside dans le fait qu'ils prennent facilement la suite d'un premier plan factoriel dont les résultats sont inexplicables par un modèle du premier degré. En effet, ils se prêtent bien au déroulement séquentiel de l'étude du modèle mathématique. On effectue une première étude qui est basée sur une approximation de premier degré de la réponse, en utilisant un plan factoriel complet 2^k . Par des points au centre du domaine on teste la validité du modèle mathématique. Si les tests sont positifs, c'est à dire les réponses mesurées au centre sont très proches de celles calculées, l'étude s'achève. Mais s'ils sont négatifs, on entreprend des essais supplémentaires pour établir un modèle du second degré. Les essais supplémentaires constituent la seconde étape du déroulement de l'étude. Il suffit d'effectuer les expériences correspondant aux points en étoile et de faire les calculs sur l'ensemble de toutes les expériences. Les plans composites sont parfaitement adaptés à l'acquisition progressive des résultats. Le nombre de niveaux d'un plan composite est de cinq par facteur: le point central, les deux niveaux du plan factoriel et les deux niveaux des points en étoile.

Remarque: Les figures 2.6, 2.7, 2.8, 2.9 et 2.10 sont extraites de la référence [Gou-99].

e- PLANS DU TYPE 'LATIN HYPERCUBES' [Ala-04]

Les plans du type 'latin hypercube' (LH) sont basés sur des tirages descriptifs qui consistent à découper l'espace de conception en zone d'équiprobabilité puis de tirer d'une manière aléatoire un point dans chaque zone. Ce tirage permet de réduire la dispersion des paramètres par rapport à un tirage de type Monte Carlo. Ce tirage descriptif peut être combiné à un algorithme d'optimisation qui permet de placer les points non pas aléatoirement dans chaque zone mais de façon à réduire les distances entre les points. On parle alors de 'Optimal Latin Hypercubes' (OLH).

Dans le cadre d'études multi-paramétriques, des techniques d'analyse de données peuvent être associées aux plans d'expériences. Elles consistent à condenser les informations fournies par l'expérimentation numérique et peuvent s'avérer très utiles pour faire ressortir l'information (redondance).

2.5 Concepts de l'approximation des surfaces de réponse

Actuellement, les approximations jouent un rôle important dans l'optimisation multidisciplinaire pour la conception des nouveaux produits en offrant l'information suffisante d'un processus à un coût relativement bas. La plupart des stratégies approximatives sont séquentielles, dans lesquelles une optimisation d'un problème approximatif est itérativement répétée jusqu'à la convergence [Bah-05a, Bat-05]. Plusieurs travaux ont été

réalisés en utilisant la méthode des surfaces de réponse avec des modèles et des stratégies d'approximation plus ou moins différentes [Del-02, Sim-98, Ben-05, Bah-05b, Bah-05c, Bah-05d, Kra-05].

L'optimisation des paramètres du procédé d'emboutissage par combinaison de l'approche inverse améliorée et la méthode de surface de réponse est développée dans les travaux de thèse de Ben Elechi [Ben-04]. La méthode d'optimisation par surface de réponse utilisant l'Approximation Diffuse est appliquée pour la recherche des paramètres optimaux du procédé qui permettent de limiter le plus possible le phénomène du retour élastique après retrait des outils.

Les méthodologies des surfaces de réponses sont bien établies pour des processus physiques comme c'est documenté par Myers et Montgomery [Mye-02] tandis que leurs applications à la simulation des modèles dans la mécanique numérique est d'une recherche relativement classée. Parmi d'autres travaux récents, on peut citer ceux de Roux et al. [Rou-02] qui ont discuté les techniques des plans d'expérience et les équations de régression dans le domaine d'optimisation des structures. Une approche à la conception pour l'amélioration de la résistance au choc dynamique est décrite par Kurtaran et al. [Kur-02]. Elle utilise des algorithmes génétiques pour sélectionner l'ensemble optimal d'expériences dans des plans factoriels r^n . Stander [Sta-01] a développé une application de mie en forme de tôle simulée en dynamique explicite avec une emphase sur les solutions d'oscillation.

En 2001, Delamézière et al. [Del-02] ont proposé une approche d'optimisation des propriétés du matériau pour des pièces obtenues en emboutissage. Deux propriétés du matériau sont considérées, l'exposant d'écrouissage n (de la loi d'Hollomon) et le coefficient d'anisotropie moyen r . Une fonction objectif, visant le contrôle des défauts est définie. Son but est d'éviter toute rupture et de contrôler le plissement. Le risque de rupture est détecté grâce à la Courbe Limite de Formage (CLF). L'optimisation est effectuée par une méthode utilisant une surface de réponse construite sur un nombre limité d'évaluations de la fonction objectif. Cette surface est interpolée localement par Approximation Diffuse. Une nouvelle méthode de surface de réponse est développée par Breitkopf et al. [Bre-05] pour des problèmes d'optimisation. Elle est construite en utilisant une approximation basée sur la méthode des éléments diffus avec une tête chercheuse. L'algorithme proposé implique une amélioration itérative de la fonction coût en utilisant localement des approximations non linéaires. Cette stratégie est explorée pour réutiliser les plans d'expériences des itérations précédentes afin de réduire le nombre de simulations coûteuses par éléments finis. Cette méthode a été appliquée au procédé de mise en forme d'emboutissage par la méthode de l'approche inverse pour les déterminations du contour initial et des forces de retenue optimales dans un bac d'huile pour empêcher les plissements et d'améliorer la qualité des tôles minces embouties. L'Approximation Diffuse [Lan-86] est largement utilisée dans ce qu'on appelle des méthodes d'échantillonnage adaptatif pour résoudre PDEs. Ses propriétés le rendent également utile dans une gamme d'autres applications de calcul mécanique changeant à partir du transfert de champ entre des remaillages successifs dans le cas des grandes déformations plastiques [Bre-01] jusqu'à une interpolation de surface pour des générateurs du maillage adaptatif en 3D [Ras-03].

2.5.1 Formulation du problème d'optimisation

Dans la vie courante, nous sommes fréquemment confrontés à des problèmes d'optimisation plus ou moins complexes. On définit alors une fonction objectif $f(\mathbf{x})$ dépendant de variables de conception $\mathbf{x}$ (appelé encore fonction coût ou fonction profit) que l'on cherche à optimiser (minimiser ou maximiser) par rapport aux variables (ou degrés de liberté) concernés dans un

espace borné ou non sous un certain nombre de contraintes d'égalités $g_i(\mathbf{x}) = 0$ ou d'inégalités $h_j(\mathbf{x}) \leq 0$. Il s'ensuit que la forme générale du problème d'optimisation peut être posée sous la forme suivante:

$$\text{minimiser } f(\mathbf{x}), \mathbf{x} \in \mathbb{R}^n \quad (2.27)$$

Sous l'ensemble des contraintes:

$$h_j(\mathbf{x}) \leq 0 \quad j = 1, \dots, m \quad (2.28)$$

$$g_i(\mathbf{x}) = 0 \quad i = 1, \dots, k \quad (2.29)$$

avec

$$x_i^{\inf} \leq x_i \leq x_i^{\sup} \quad i = 1, \dots, n \quad (2.30)$$

Les n dernières inégalités traduisent les bornes de variation $x_i^{\inf}$ et $x_i^{\sup}$ des n variables x_i composantes du vecteur $\mathbf{x}$.

La solution du problème d'optimisation est alors donnée par un ensemble $\mathbf{x}^*$ pour lesquels la fonction objectif présente une valeur minimale, en respectant les contraintes d'égalités, d'inégalités et le domaine. L'optimisation par surface de réponse est une méthode robuste car elle est basée sur une évaluation de la fonction coût en un nombre limité de réponses numériques ou expérimentales.

L'approche consiste à résoudre un problème où la fonction coût (et éventuellement les fonctions de limitation) sont remplacés par leurs approximations: $\tilde{f}$, $\tilde{h}_j$, et $\tilde{g}_i$. Ce problème simplifié peut être écrit comme suivant:

$$\text{minimiser } \tilde{f}(\mathbf{x}), \mathbf{x} \in \mathbb{R}^n \quad (2.31)$$

Sous les contraintes:

$$\tilde{h}_j(\mathbf{x}) \leq 0 \quad j = 1, \dots, m \quad (2.32)$$

$$\tilde{g}_i(\mathbf{x}) = 0 \quad i = 1, \dots, k \quad (2.33)$$

dans les limites données par l'inéquation (2.30).

Les approximations (2.31), (2.32) et (2.33) sont basées sur un certain nombre de simulations numériques ou essais expérimentaux avec la fonction f . Le problème de distribution des points dans l'espace de conception est connu comme plan d'expériences.

Dans la pratique la fonction coût $f(\mathbf{x})$ est rarement connue explicitement. Le calcul de la fonction et des limitations s'obtient de manière implicite (par éléments finis) qui est coûteux en général. C'est pour cette raison, que des méthodes stochastiques d'optimisation comme les algorithmes génétiques et les stratégies d'évolution ne sont guère utilisables en pratique.

2.5.2 Principe des méthodes de surface de réponse

La méthode des surfaces de réponse est utilisée pour la recherche de l'optimum d'un phénomène physique décrit par un modèle mathématique. Cette méthode, issue des techniques de plans d'expériences, consiste à construire une expression approchée $\tilde{f}$ de la fonction coût f explicite en fonction des variables de conception. Cette fonction notée $\tilde{f}$ est réalisée à partir du calcul préalable de la fonction f pour un nombre limité d'évaluations choisis par l'utilisateur en fonction de la méthode d'approximation utilisée (splines, moindres carrés...).

L'approximation $\tilde{f}$ est ensuite minimisée, et non la fonction réelle. L'intérêt de cette démarche est d'utiliser, pour la recherche de minimum une méthode rapide à évaluer, puisque l'approximation est explicite. De plus il est possible de séparer l'étape de minimisation et l'étape de simulation du procédé, ce qui facilite le contrôle de la convergence des analyses non linéaires.

L'ensemble k^0 de points d'évaluation $\mathbf{x}^0$ de départ est choisi de manière arbitraire et la fonction $\tilde{f}^0$ est construite en utilisant une méthode d'approximation à partir de $f(\mathbf{x}_i^0)$, $i = 1, \dots, k^0$. La minimisation de $\tilde{f}^0$ donne une première approximation du minimum de f . Pour minimiser $\tilde{f}^0$ on peut utiliser des méthodes faisant un grand nombre d'appels à la fonction, car l'évaluation fréquente de la fonction approchée ne coûte pas cher. L'exploration des extremums locaux est alors possible donnant une collection $\{\min \mathbf{x}_i^0\}$ de minima $\tilde{f}^0$.

Dans une deuxième étape, on évalue la fonction réelle pour l'ensemble $\min \mathbf{x}^0$. On peut ensuite enrichir la collection $\mathbf{x}^0$ avec les points du voisinage donnant un nouvel ensemble $\mathbf{x}^1 = \mathbf{x}^0$ et plus généralement $\mathbf{x}^{k+1} = \mathbf{x}^k$ à l'étape $k+1$ de l'algorithme. A l'itération $k+1$ on construit une approximation $\tilde{f}^{k+1}$ à partir de $\mathbf{x}^{k+1}$. Ceci mène à un échantillonnage adaptatif de la fonction objectif.

En règle générale, le minimum de l'approximation est ensuite déterminé itérativement, mais dans ce travail nous définissons une surface de réponse originale basée sur l'application de l'Approximation Diffuse [Bah-05a, Nay-94] dont la formulation théorique sera détaillée dans la section suivante. Un algorithme de minimisation spécifique utilisant les propriétés de l'Approximation Diffuse lui est alors associé.

2.5.3 Surface de réponse basée sur l'approximation des éléments diffus [Ben-04]

Dans le travail actuel nous explorons l'application de la technique des éléments diffus pour l'évaluation de réponse. L'idée est d'exploiter les possibilités de l'Approximation Diffuse pour traiter des grilles de points irrégulières accumulés pendant des itérations successives. Cette approximation est locale et continue ce qui signifie que seulement les points convergeant vers l'optimum courant sont pris en considération. Les coefficients d'approximation sont continus quand le déplacement ou l'agrandissement de la région d'intérêt est exécutée. Ceci conduit à l'utilisation des méthodes de descente basées sur les gradients de la réponse approchée.

Une telle méthode d'optimisation doit posséder les caractéristiques suivantes:

- ❑ Grandes perturbations pour traiter des surfaces non convexes et pour réutiliser les points déjà calculés et ainsi limiter le nombre d'évaluations de la fonction coût.
- ❑ Pouvoir utiliser un point d'évaluation excentré par rapport à son voisinage.

- ❑ Pas de calcul de gradients.
- ❑ Prise en compte des plans d'expériences irréguliers.

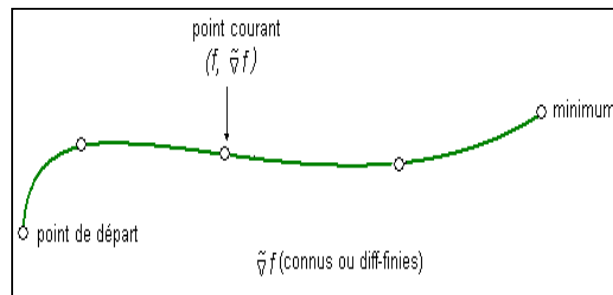


Figure 2.11: Optimisation classique [Ben-04]

En chaque point courant, la fonction et ses gradients sont évaluées.

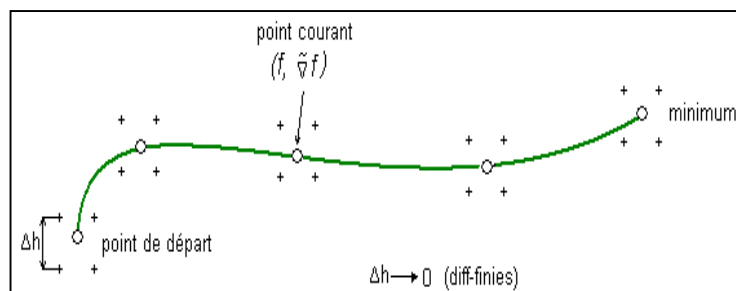


Figure 2.12: Optimisation avec calcul des gradients par perturbation

Dans ce dernier cas la méthode devient une méthode d'optimisation classique:

- ❑ Le point d'évaluation est centré dans son voisinage.
- ❑ La taille au voisinage tend vers zéro.

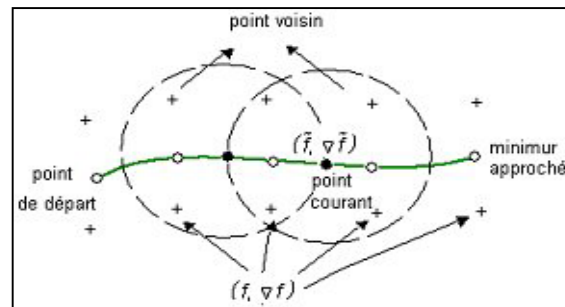


Figure 2.13: Optimisation avec calcul des gradients par perturbation [Ben-04]

La méthode des surfaces de réponse choisie et basée sur l'Approximation Diffuse (AD) possède les propriétés suivantes:

- Continuité.
- Localité.
- Continuité des gradients.

L'approximation en séries de Taylor permet de donner l'expression de l'Approximation Diffuse:

$$f(x_0 + h) = f(x_0) + f'(x_0)h + \frac{f''(x_0)h^2}{2!} + \dots + \frac{f^n(x_0)h^n}{n!} + R_n(x) \quad (2.34)$$

Cette méthode permet de construire un algorithme de minimisation original, facilement adaptable à la méthode de surface de réponse.

2.5.3.1 Formulation matricielle de l'Approximation Diffuse

La méthode des éléments diffus est une approximation qui n'utilise qu'un nuage de points appelés nœuds. Etant donné des valeurs d'une fonction pour un ensemble de points expérimentaux $\mathbf{x}_i$ distribués selon un plan d'expériences, la fonction $\tilde{f}$ peut être définie en terme de fonctions de base polynomiale $\mathbf{P}$ et certains coefficients d'ajustement $\mathbf{a}$ comme:

$$\tilde{f}(\mathbf{x}) = \mathbf{P}^T(\mathbf{x})\mathbf{a}(\mathbf{x}) = \sum_i P_i(\mathbf{x})a_i(\mathbf{x}) \quad (2.35)$$

En absence d'une connaissance spécifique à propos du comportement de la solution, les fonctions de base $\mathbf{P}$ peuvent être choisies comme des polynômes. Dans ce cas la fonction $\tilde{f}$ peut s'écrire comme:

$$\tilde{f}(\mathbf{x}) = \left\langle 1 \quad x_1 \quad x_2 \quad \dots \quad x_n \quad x_1x_2 \quad \dots \quad x_1x_{i+1} \quad \dots \quad \frac{x_1^2}{2} \quad \dots \quad \frac{x_n^2}{2} \right\rangle \begin{Bmatrix} a_0 \\ a_1 \\ \vdots \\ a_{n-1} \\ a_n \end{Bmatrix} \quad (2.36)$$

Pour deux variables l'approximation est donnée par:

$$\tilde{f}(\mathbf{x}) = \left\langle 1 \quad x_1 \quad x_2 \quad \frac{x_1^2}{2} \quad x_1x_2 \quad \frac{x_2^2}{2} \right\rangle \begin{Bmatrix} a_0 \\ a_1 \\ a_2 \\ a_3 \\ a_4 \\ a_5 \end{Bmatrix} \quad (2.37)$$

Les coefficients a_n sont déterminés par la méthode des moindres carrés pondérés minimisant l'erreur $J(\mathbf{a})$ entre les valeurs réelles et les valeurs approchées de la fonction objectif:

$$J(\mathbf{a}) = \sum_{i=1}^N w_i \left(\|\mathbf{x}_i - \mathbf{x}\| \left(\mathbf{P}^T(\mathbf{x}_i - \mathbf{x})\mathbf{a} - f(\mathbf{x}_i) \right) \right)^2 \quad (2.38)$$

où N est le nombre d'expériences réalisées (nœuds) et $\mathbf{x}_i$ sont les valeurs des variables de conception. Les poids w_i assurent la continuité et la localité de l'approximation et sont définis positifs $w_i > 0$, diminuant dans une région fixe autour du point i et disparaissent ailleurs. Dans la littérature les fonctions de pondération $w_i(\mathbf{x})$ sont d'habitude représentées par une sphère de rayon R_i . Elles jouent un rôle crucial en influençant la manière dont les coefficients dépendent de la localisation du point de conception $\mathbf{x}$.

La fonction poids $w(\mathbf{x} - \mathbf{x}_i)$ peut être écrite sous la forme suivante:

$$w(\mathbf{x} - \mathbf{x}_i) = \begin{cases} w_d(\mathbf{x}) & \text{si } \|\mathbf{x} - \mathbf{x}_i\| \leq d \\ 0 & \text{si } \|\mathbf{x} - \mathbf{x}_i\| > d \end{cases} \quad (2.39)$$

avec:

$$w_d(\mathbf{x}) = \frac{e^{-\left[\frac{\|\mathbf{x} - \mathbf{x}_i\|^2}{\alpha \cdot d}\right]} - e^{-\frac{1}{\alpha^2}}}{1 - e^{-\frac{1}{\alpha^2}}} \quad (2.40)$$

Le paramètre α contrôle la courbure de la surface de réponse approchée en modifiant l'allure de la fonction poids. α est de l'ordre de $\frac{1}{3}$.

L'équation (2.38) peut être écrite sous la forme matricielle:

$$\mathbf{J}(\mathbf{a}) = (\mathbf{P}\mathbf{a}(\mathbf{x}) - \mathbf{f})^T \mathbf{W}(\mathbf{P}\mathbf{a}(\mathbf{x}) - \mathbf{f})^T \quad (2.41)$$

Les matrices $\mathbf{P}$ et $\mathbf{W}$ et le vecteur $\mathbf{f}$ sont définis par:

$$\mathbf{P} = [\dots \mathbf{P}(\mathbf{x}_i - \mathbf{x}) \dots] = \begin{Bmatrix} \mathbf{P}^T(\mathbf{x}_1 - \mathbf{x}) \\ \mathbf{P}^T(\mathbf{x}_2 - \mathbf{x}) \\ \mathbf{P}^T(\mathbf{x}_3 - \mathbf{x}) \\ \mathbf{P}^T(\mathbf{x}_n - \mathbf{x}) \end{Bmatrix}_{n \times m} \quad (2.42)$$

$$\mathbf{W} = \begin{bmatrix} w(\mathbf{x}_1 - \mathbf{x}) & 0 & \dots & 0 \\ 0 & w(\mathbf{x}_2 - \mathbf{x}) & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & w(\mathbf{x}_n - \mathbf{x}) \end{bmatrix} \quad (2.43)$$

$$\mathbf{f}^T = \langle f(\mathbf{x}_1), f(\mathbf{x}_2), \dots, f(\mathbf{x}_n) \rangle \quad (2.44)$$

La minimisation de la norme $\mathbf{J}$ donnée par l'équation (2.38) par rapport aux coefficients $\mathbf{a}_i(\mathbf{x})$ mène à l'équation linéaire suivante entre $\mathbf{a}(\mathbf{x})$ et $\mathbf{f}$.

$$\mathbf{a}(\mathbf{x}) = \mathbf{A}^{-1} \mathbf{B} \mathbf{f} \quad (2.45)$$

où les matrices $\mathbf{A}$ et $\mathbf{B}$ sont définies par:

$$\mathbf{A} = \mathbf{P} \mathbf{W} \mathbf{P}^T \quad (2.46a)$$

$$\mathbf{B} = \mathbf{P} \mathbf{W} \quad (2.46b)$$

La substitution du coefficient inconnu de l'équation 2.45 dans l'équation 2.35 conduit à l'interpolation de la fonction objective $\tilde{f}(\mathbf{x})$ déterminée par la méthode de l'approximation diffuse et qui est représenté par l'expression suivante:

$$\tilde{f}(\mathbf{x}) = \mathbf{P}^T(\mathbf{x})\mathbf{A}^{-1}(\mathbf{x})\mathbf{B}(\mathbf{x})\mathbf{f} \quad (2.47)$$

2.5.3.2 Méthode adaptative pour la discrétisation du domaine de conception [Bat-05]

La méthode de surface de réponse utilise un ensemble de points de l'espace de conception pour déterminer l'optimum approché. Une nouvelle région est créée successivement pour chaque minimum et la détermination de sa taille sera effectuée par le choix d'intervalle de chaque variable. L'ensemble de points défini dans cette région de recherche d'optimum pour laquelle un plan d'expérience est réalisé s'appelle «une tête chercheuse». La progression de l'algorithme consiste à faire avancer la tête et éventuellement son extension au niveau de son centre.

La figure 2.14 montre l'évolution possible d'une tête chercheuse à 4 points (TCR4) en deux dimensions entre l'itération i et l'itération $i+1$. A l'itération i le point $\mathbf{x}_i$ forme le centre de la région courante. Les limites supérieure et inférieure sont marquées par des points noirs formant une tête chercheuse initiale. La fonction coût f et éventuellement les contraintes g_i sont évaluées pour ces points. La translation de la tête chercheuse pour la prochaine itération est donnée par la méthode de descente appliquée à la surface de réponse construite avec les points de couleur noirs. Il est important de noter que l'évolution de la taille de la tête chercheuse dépend de la nature de solution et de la précision de la recherche de l'optimum courant.

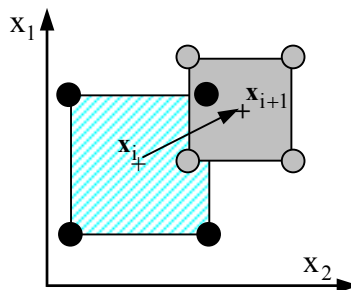


Figure 2.14: Tête chercheuse: translation et extension de la région de recherche

Sur la figure 2.14, la tête chercheuse tient compte de l'itération $i+1$ présentée par des points gris. Cependant l'implémentation directe de cette approche ne permet pas de prendre en considération des points de conception calculés à l'itération i même s'ils appartiennent au nouveau domaine considéré. C'est le cas du point supérieur situé à droite et marqué en noir (figure 2.14). D'ailleurs la nouvelle surface de réponse est construite sans préservation de la continuité avec la précédente qui peut conduire à des oscillations et des problèmes de convergence.

La figure 2.15 illustre l'évolution de l'approche de la tête chercheuse présentée par la figure 2.14. La région étudiée est maintenant définie en termes du concept de l'approximation diffuse et du domaine d'influence. L'intervalle de la tête chercheuse est contrôlé par le rayon d'influence associé au point $\mathbf{x}_i$. Dans ce cas les points noirs définissent comme dans le cas précédent une tête chercheuse initiale, centrée autour du point courant $\mathbf{x}_i$ et mis en échelle proportionnellement à son domaine d'influence Ω_i . A l'itération suivante, une nouvelle tête

chercheuse représentée par des points gris est créée et le rayon d'influence basé sur des considérations de convergence est adapté. Les calculs sont effectués comme précédemment pour ces nouveaux points, mais la surface de réponse est actuellement adaptée par l'intermédiaire de l'approche des éléments diffus pour tous les points des plans d'expériences courant et précédent appartenant au domaine Ω_{i+1} . Cela signifie que la surface de réponse est maintenant adaptée pour cinq points; non seulement pour les quatre points gris mais encore le cinquième point noir de l'ancienne tête chercheuse situé au dessus à droite est pris en compte.

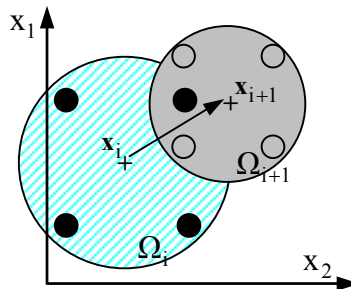


Figure 2.15: Approximation diffuse: Tête chercheuse avec la réutilisation des points de conception déjà évalués

Cette technique de régression est également différente. Pour des raisons de continuité, la méthode des moindres carrés sera remplacée par l'approximation des éléments diffus. L'inconvénient de cette approche est qu'elle ne minimise pas le nombre des expériences. Même si nous souhaitons une surface de réponse précise avec un minimum d'erreur et qui peut conduire à une convergence rapide, nous devons signaler que le nombre de points nécessaires pour la modélisation de la nouvelle surface de réponse dans l'espace R^n augmente exponentiellement. Par conséquent, une technique de plan d'expériences virtuel décrit ci dessous peut être proposée. Elle permet de minimiser le nombre de mesures expérimentales ou de simulations numériques en réutilisant des points de conception déjà évalués.

Dans la figure 2.16, les petits cercles vides montrent un ensemble discret de points dans l'espace de conception là où il sera décidé la fixation du nombre d'expériences. C'est ce qui est appelé un plan d'expériences virtuel «virtual DOE» comme les points de mesures sont conçus mais pas encore évalués. L'idée est qu'un plan virtuel est évalué seulement quand il entre dans la région courante d'intérêt. Dans les figures 2.14 et 2.15 le point x_i a été centré à l'intérieur de la région étudiée. Par contre dans l'approche actuelle, la tête chercheuse n'est plus centrée en x_i mais elle est définie par l'ensemble des points de conception virtuel les plus proche et l'échelle de la résolution de la grille.

Sur la figure 2.16, la tête chercheuse est définie à l'itération i par quatre points remplis en couleur noire pour la résolution d'une fenêtre de taille $2h$. La surface de réponse basée sur l'utilisation de l'approximation diffuse est alors adaptée et approchée en ces points. Quand le point de conception courant est translaté au point x_{i+1} , les points voisins sont sélectionnés avec une résolution dont la taille de pas est raffinée à h .

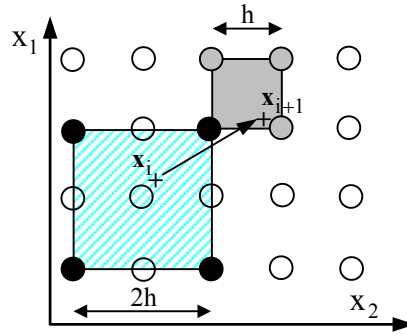


Figure 2.16: Tête chercheuse multi-échelle avec un plan d'expériences virtuel [Bre-05]

Dans ce cas, les nouveaux points sont notés par les trois points de couleur gris et le quatrième point noir utilisé dans la tête chercheuse précédente. De cette manière le nombre total d'expériences sera réduit de 8 à 7 et le gain est fortement proportionnel pour une grande taille de la tête chercheuse. D'ailleurs, la prise en considération de la nature non linéaire de l'approximation diffuse, plusieurs itérations peuvent être effectuées pour une tête chercheuse fixe, aussitôt que la liste des points voisins les plus proches ne change pas, ce qui permet de réduire le nombre d'essais expérimentaux ou des simulations numériques.

2.5.4 Méthode de Krigeage [Sim-98]

Le krigeage est une méthode d'interpolation qui est issue de la géostatistique. Il emploie les propriétés de la corrélation spatiale des données de l'échantillon. Dès qu'il y aura une valeur interpolée à un certain point de l'espace des paramètres, le krigeage possède des données de poids forts qui sont voisins, plutôt que donner à toutes les données des échantillons un poids égal. Ceci est réalisé en annulant l'erreur résiduelle moyenne et ensuite de minimiser la variance des erreurs.

2.5.4.1 Formulation mathématique du krigeage

Le krigeage représente une combinaison d'un modèle global plus un terme de départ:

$$y(\mathbf{x}) = \mathbf{f}(\mathbf{x}) + Z(\mathbf{x}) \quad (2.48)$$

où $y(\mathbf{x})$ est une fonction inconnue de coût, $\mathbf{f}(\mathbf{x})$ est définie habituellement par une fonction polynomiale de $\mathbf{x}$, et $Z(\mathbf{x})$ représente une réalisation d'un processus stochastique avec une moyenne égale à zéro, une variance σ^2 et une covariance non nulle. Le terme $\mathbf{f}(\mathbf{x})$ donné par l'équation (2.48) est similaire à un modèle polynomial d'une surface de réponse et fournit un modèle global de l'espace de conception. Dans plusieurs cas, la fonction $\mathbf{f}(\mathbf{x})$ est simplement considérée comme un terme constant β [Koe-96, Sac-89, Wel-90].

Tant que $\mathbf{f}(\mathbf{x})$ approche globalement l'espace de conception, $Z(\mathbf{x})$ crée des déviations localisées de sorte que les modèles de krigeage interpolent les n_s points prélevés. La matrice de covariance de $Z(\mathbf{x})$ s'écrit alors comme suit :

$$\text{Cov}[Z(\mathbf{x}^i), Z(\mathbf{x}^j)] = \sigma^2 \mathbf{R}([R(\mathbf{x}^i, \mathbf{x}^j)]) \quad (2.49)$$

Dans l'équation (2.49), $\mathbf{R}$ désigne la matrice de corrélation et $R(\mathbf{x}^i, \mathbf{x}^j)$ est la fonction de corrélation entre n'importe quel couple de points prélevés $\mathbf{x}^i$ et $\mathbf{x}^j$. $\mathbf{R}$ est une matrice carrée symétrique de dimension $(n_s \times n_s)$ avec des termes en diagonal égaux à 1.

La fonction de corrélation $R(\mathbf{x}^i, \mathbf{x}^j)$ est spécifiée par l'utilisateur; Sacks et al. [Sac-89] et Koehler et Owen [Koe-96] ont discuté plusieurs fonctions de corrélation dont la plus utilisée représente une fonction de corrélation Gaussienne et elle est exprimée par la relation suivante:

$$R(\mathbf{x}^i, \mathbf{x}^j) = \exp[-\sum_{k=1}^{n_{vc}} \theta_k |x_k^i - x_k^j|^2] \quad (2.50)$$

avec n_{vc} est le nombre des variables de conception, θ_k sont des paramètres de corrélation inconnus utilisés pour l'adaptation du modèle, et les termes x_k^i et x_k^j sont les $k^{\text{ème}}$ composants des points $\mathbf{x}^i$ et $\mathbf{x}^j$. Dans certains cas, l'utilisation d'un simple paramètre de corrélation donne des résultats suffisamment bons [Sac-89, Boo-95, Osi-96].

Les évaluations estimées, $\hat{y}(\mathbf{x})$, de la réponse $y(\mathbf{x})$ aux valeurs $\mathbf{x}$ sont données par:

$$\hat{y} = \hat{\beta} + \mathbf{r}^T(\mathbf{x})\mathbf{R}^{-1}(\mathbf{y} - \mathbf{f}\hat{\beta}) \quad (2.51)$$

où $\mathbf{y}$ est un vecteur colonne de longueur n_s qui contient les valeurs de la réponse prélevées expérimentalement ou déterminées numériquement, et $\mathbf{f}$ est aussi un vecteur colonne de même longueur n_s et qui est rempli par des valeurs égales à 1 quand la fonction $f(\mathbf{x})$ est prise comme une constante.

Dans l'équation (2.51), $\mathbf{r}^T(\mathbf{x})$ est un vecteur de longueur n_s représentant la corrélation entre l'ensemble des points inconnus $\mathbf{x}$ et les données de points prélevés $\{\mathbf{x}^1, \dots, \mathbf{x}^{ns}\}$:

$$\mathbf{r}^T(\mathbf{x}) = [R(\mathbf{x}, \mathbf{x}^1), R(\mathbf{x}, \mathbf{x}^2), \dots, R(\mathbf{x}, \mathbf{x}^{ns})]^T \quad (2.52)$$

Dans l'équation (2.51), $\hat{\beta}$ est estimé en utilisant l'équation ci dessous:

$$\hat{\beta} = (\mathbf{f}^T\mathbf{R}^{-1}\mathbf{f})^{-1}\mathbf{f}^T\mathbf{R}^{-1}\mathbf{y} \quad (2.53)$$

L'évaluation de la variance $\hat{\sigma}^2$ entre le modèle global fondamental $\hat{\beta}$ et $\mathbf{y}$ est estimée comme:

$$\hat{\sigma}^2 = \frac{(\mathbf{y} - \mathbf{f}\hat{\beta})^T \mathbf{R}^{-1}(\mathbf{y} - \mathbf{f}\hat{\beta})}{n_s} \quad (2.54)$$

où $f(\mathbf{x})$ est assumé d'être la constante $\hat{\beta}$. Les estimations maximales de vraisemblance pour θ_k dans l'équation (2.50) sont utilisées pour construire le modèle et seront obtenues à partir de maximisation de l'expression donnée par l'équation (2.55).

$$-\frac{[n_s \ln(\hat{\sigma}^2) + \ln|\mathbf{R}|]}{2} \quad (2.55)$$

Tous les deux, $\hat{\sigma}^2$ et $\hat{\beta}$ sont des fonctions de θ_k . Tant que toutes valeurs de θ_k crée un modèle interpolatif, le meilleur modèle de krigeage est trouvé par la résolution d'un problème non linéaire d'optimisation sans contraintes à k dimensions présenté par l'équation (2.55).

2.5.5 Surface de réponse à base radiale

Dans cette section, les possibilités d'approximation des surfaces de réponses à base radiale sont décrites. Ces fonctions ont été développées par Hardy [Har-71]. Elles utilisent des combinaisons linéaires de fonction radialement symétrique basée sur la distance Euclidienne ou d'autre similaire pour construire une approximation du modèle.

Pour des méthodes classiques basées sur des fonctions à base radiale, l'interpolation de la surface $\hat{y}(x)$ est donnée par la forme suivante:

$$\hat{y}(x) = \sum_{j=1}^N \lambda_j \varphi(\|x - x_j\|_2) \quad (2.56)$$

où les fonctions à base radiale φ sont des fonctions dont la distance radiale du nœud j est de $\|x - x_j\|_2$, λ_j sont des constantes d'interpolation à déterminer et N désigne le nombre points d'expériences avec des valeurs des réponses F_j connues tel que:

$$\hat{y}(x_j) = F_j \quad (2.57)$$

La norme Euclidienne $\|x - x_j\|_2$ représente la distance radiale r du point x par rapport au centre x_j . Pour des systèmes à deux dimensions dans des coordonnées cartésiens X-Y, la distance radiale peut être obtenue comme:

$$\|x - x_j\|_2 = \sqrt{(X - X_j)^2 + (Y - Y_j)^2} \quad (2.58)$$

Les coefficients d'interpolation inconnus λ_j figurant dans l'équation (2.56) peuvent être déterminés par la minimisation de la norme de l'erreur quadratique entre les valeurs réelles et les valeurs approchées des réponses.

$$J = \left[F_k - \sum_{j=1}^N \lambda_j \varphi(\|x_k - x_j\|_2) \right]^2 \text{ pour } k = 1, 2, 3, \dots, N \quad (2.59)$$

La minimisation de la fonction J peut être présentée sous la forme matricielle:

$$[A]\{a\} = \{R\} \quad (2.60)$$

avec

$$\{a\}^T = \{\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3, \dots, \lambda_N\} \quad (2.61)$$

$$\{R\}^T = \{F_1, F_2, F_3, \dots, F_N\} \quad (2.62)$$

et les coefficients a_{ij} ($i^{\text{ème}}$ ligne et $j^{\text{ème}}$ colonne) de la matrice $[A]$ peuvent être obtenus à partir de la relation suivante:

$$a_{ij} = \varphi(\|x_i - x_j\|_2) \quad (2.63)$$

Puisqu'il y a N équations à N constantes inconnues λ_j , $j = 1, N$; la surface résultante est une surface d'interpolation.

Toutes les méthodes de construction des surfaces de réponse à base radiales utilisent des fonctions radiales classiques de la forme donnée par l'équation (2.57). Cependant elles présentent les limitations suivantes:

1. Un changement de n'importe quelles coordonnées du centre x_j affecte l'interpolation entière.
2. Le système matriciel $[A]$ présenté par l'équation (2.60) peut ne pas être défini positif [Pow-92] et:
3. Presque toutes les fonctions à base radiale peuvent reproduire une fonction constante seulement dans la limite quand $N \rightarrow \infty$, c'est à dire pour un grand nombre d'expériences ou de simulations numériques.

Les fonctions radiales classiques les plus généralement utilisées sont illustrées dans le tableau 2.1 ci dessous:

Fonction FBR	Equation $r = \ x - x_j\ _2$
Linéaire	$\Phi(r) = cr$
Cubique	$\Phi(r) = (r + c)^3$
Spline	$\Phi(r) = r^2 \log(cr^2)$
Gaussienne	$\Phi(r) = e^{-cr^2}$
Multiquadratique	$\Phi(r) = (r^2 + c^2)^{\frac{1}{2}}$

Tableau 2.1: Fonctions classiques à base radiale [McD-00]

La constante c dans les fonctions à base radiale du tableau 2.1 est ajustée afin d'obtenir une amélioration de l'approximation. Par contre, il n'y a aucune manière simple permettant d'évaluer cette constante [Wan-02].

2.6 Conclusion

Dans ce chapitre nous avons exposé différentes méthodes utiles pour l'optimisation des procédés de mise en forme des structures mécaniques. La démarche utilisée dans notre cas pour l'optimisation des paramètres du procédé de pliage en tombé de bord des éprouvettes est basée sur l'utilisation de la technique des plans d'expérience et une approche par surface de réponse provenant d'une série de simulations numériques ou d'essais expérimentaux. Une méthode de surface de réponse basée sur l'Approximation Diffuse a été appliquée lors de l'optimisation de la forme géométrique de pièces de sécurité automobile ainsi que lors de l'optimisation du procédé industriel. Elle permet d'optimiser les paramètres géométriques du procédé, à savoir le rayon de matrice et le jeu entre la tôle et les outillages afin de minimiser le retour élastique, l'effort de pliage, le niveau de contraintes et de dommage subi par le matériau.

Pour comparaison, nous avons confronté les résultats d'optimisation déterminés par la méthode de surface de réponse et approximation diffuse, à ceux tirés d'un algorithme global ou à des Stratégies d'Evolution. Les résultats obtenus par ces différents algorithmes seront décrits dans le chapitre VII.

Chapitre III

Optimisation des attaches

3.1 Introduction

Le but de cette étude est une étude préliminaire à l'optimisation du procédé de mise en forme de structures à l'aide d'une analyse de sensibilité basée sur l'application d'une étude paramétrique et la méthode des surfaces de réponse.

L'optimisation de forme d'une structure mécanique consiste à rechercher, à partir d'une forme initiale, une forme idéale au regard d'un objectif précis, intrinsèque à la structure. Ce peut être la minimisation d'un poids, d'un coût, du dommage, la recherche d'une meilleure répartition des contraintes pour l'amélioration de la tenue à la fatigue ou toute autre fonction.

D'un point de vue mathématique, l'optimisation se ramène toujours au problème de la minimisation d'une fonction soumise à des limitations appelées *contraintes d'optimisation*. L'optimum est rarement l'optimum absolu car les conditions à vérifier sont difficiles à satisfaire et on devra souvent se contenter d'un compromis.

D'un point de vue mécanique, il n'y a pas de formulation unique pour plusieurs raisons:

- À cause des objectifs qui sont souvent de natures différentes. Par exemple, on cherche à minimiser les charges, une fonction des contraintes, des déplacements en certains points critiques, l'état d'endommagement maximal du matériau.
- À cause des variables de décision qui peuvent être différentes pour un objectif donné et engendrer à chaque fois un problème particulier.
- À cause des contraintes qui sont elles aussi de natures différentes, par exemple:
 - ❑ géométriques: limitations sur des dimensions et des coordonnées,
 - ❑ mécaniques: limitations sur les contraintes, déplacements, comportement de la pièce
 - ❑ technologiques: choix des matériaux, des procédés d'obtention, de mise en forme...

Par ailleurs, des méthodes efficaces de calcul numérique sont mises en place dans le cadre de la mécanique non-linéaire pour l'optimisation de structures ou de procédés de mises en forme comme le pliage par tombé de bord des pièces de sécurité pour notre cas.

Dans le cadre de l'optimisation de forme paramétrique, il est nécessaire de disposer de méthodes robustes de paramétrisation et d'incrémentation automatique des facteurs géométriques liés à la forme de la pièce qui dans notre étude est une attache de ceinture de sécurité. C'est dans cette optique qu'a été développé un algorithme d'optimisation paramétrique pour calculer les variations des paramètres géométriques. Dans la suite, ceci a été mis en œuvre grâce à l'interface Script d'ABAQUS [Hib-01a].

3.2 Etude paramétrique

L'objectif de cette étude est de déterminer l'influence de certains paramètres géométriques de la pièce de sécurité sur son comportement en service. Cette étude doit simuler la résistance au choc de l'attache lors de son dépliage.

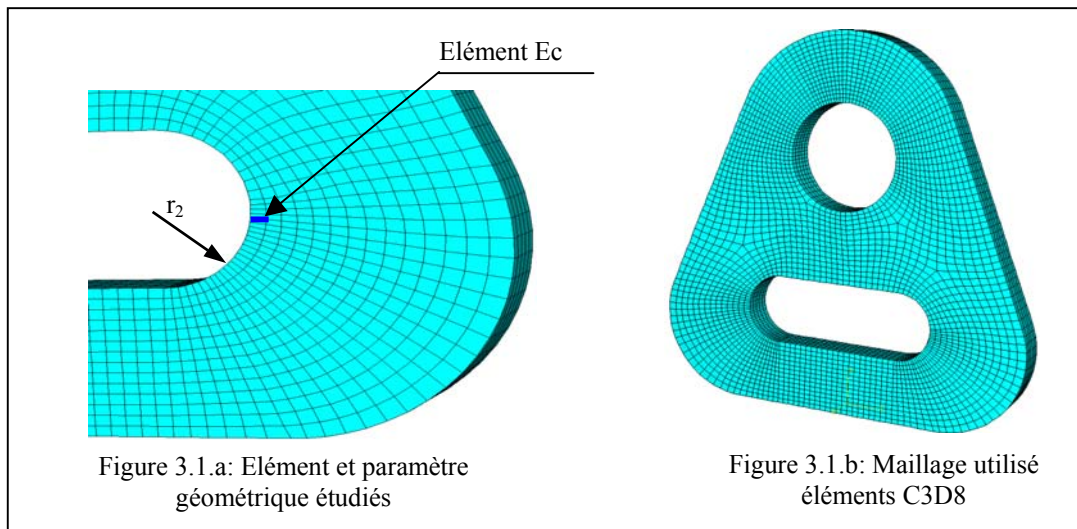
En réalité lors d'un choc, l'attache qui a été pliée se déplie et se retrouve tendue dans une position quasi-plane, avec des champs de contraintes et de déformation résiduels.

3.2.1 Hypothèses de l'étude

- On suppose que la pièce est plane et exempte de tout champ de contraintes résiduelles.
- La seule variable de conception est le rayon d'arrondi du trou oblong qui reçoit la ceinture. Les valeurs varient de 3 à 6 mm avec un pas de 0.25 mm.
- L'action de la ceinture est assimilée à une pression uniforme qui s'exerce sur le trou oblong. La traction sur l'attache est axiale (sens y). Les effets dynamiques sont ignorés.
- L'attache est boulonnée sur le châssis, ce qui est modélisé par un encastrement sur l'alésage du trou de passage du boulon dans l'attache.

3.2.2 Modélisation de l'attache

Les simulations numériques par éléments finis sont réalisées avec le code de calcul ABAQUS [Hib-02b]. L'attache est considérée comme un solide tridimensionnel déformable, avec un maillage obtenu par des éléments briques linéaires à 8 nœuds (C3D8) visible sur la figure 3.1.



Sur toute la surface interne de l'alésage (figure 3.2), les conditions aux limites suppriment les déplacements u_x et u_y suivant les axes x et y et la rotation R_z suivant l'axe z . Les sollicitations de traction appliquées par la ceinture sur la pièce sont représentées par une pression suiveuse p de 300 MPa. Cette valeur entraîne de grandes déformations et des contraintes suffisamment élevées pour que le matériau soit plastifié.

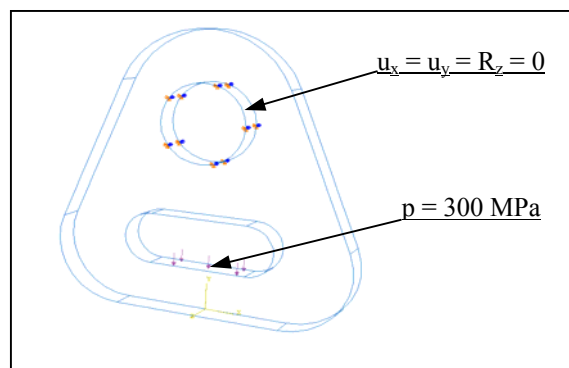


Figure 3.2: Chargement et conditions aux limites

3.2.3 Résultats

Dans l'élément Ec qui se situe au milieu de l'arrondi du trou oblong, on étudie l'évolution de la contrainte de von Mises dont la valeur est extrapolée au centre de l'élément.

La figure 3.3 illustre la variation de cette contrainte en fonction du rayon r_2 . On constate d'après le graphe une croissance de la valeur de la contrainte avec l'augmentation du rayon de l'arrondi du trou oblong. Cette évolution met en évidence les effets de concentration de contraintes dans les éléments adjacents aux arrondis.

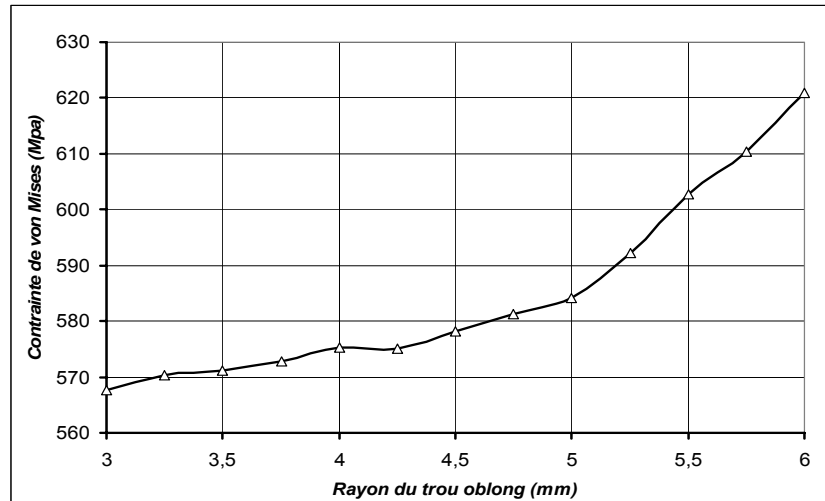


Figure 3.3: Evolution de la contrainte de von Mises en fonction du rayon r_2 dans l'élément Ec

Alors qu'on aurait pu s'attendre à une diminution de contrainte avec l'augmentation de l'arrondi, c'est le contraire qui se produit. On peut l'expliquer en remarquant que plus le rayon est grand et plus la section de matière sollicitée diminue ce qui entraîne que la contrainte augmente.

Conclusion: Pour diminuer l'intensité des contraintes toutes dimensions égales par ailleurs, la modification du rayon d'arrondi doit se faire en diminuant la valeur du rayon.

Cette étude a permis de quantifier la variation de contrainte avec le changement d'un seul paramètre géométrique. Elle permet d'élargir le champ d'investigation à d'autres paramètres non considérés afin de mieux cerner le comportement et la résistance de la pièce de sécurité.

3.3 Etude comparative

3.3.1 Définition de l'étude

Afin de déterminer le comportement mécanique et la réponse de la pièce de sécurité, on se propose d'étudier et de comparer les trois formes géométriques de la figure 3.4, en tenant compte du phénomène d'endommagement du matériau. Les conditions aux limites et de chargement sont identiques à celles qui sont appliquées dans l'étude paramétrique précédente.

Les formes modifiées devraient amener un gain global de résistance en 'canalisant' les lignes de force correspondant aux lignes iso-contraintes.

- Une première simulation numérique a été réalisée sur la pièce initiale sans aucune modification géométrique afin de servir de référence.

- ❑ La deuxième forme présente une modification du trou oblong. Un raccordement de rayon $R_3 = 15\text{ mm}$ entre les arrondis remplace le segment rectiligne.
- ❑ La troisième forme de l'attache correspond à une modification de la deuxième par un enlèvement de matière sur deux arêtes de la pièce formant deux arrondis de rayon R_1 .

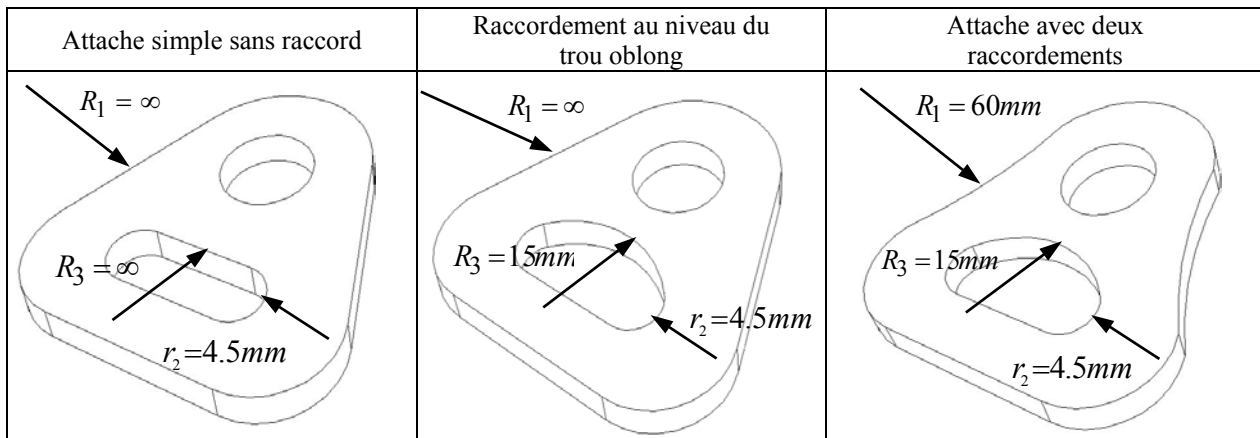


Figure 3.4: Les trois formes géométriques de l'attache de ceinture

3.3.2 Résultats obtenus

Dans une première approche, nous avons soumis chaque attache de sécurité à une traction en faisant à chaque fois une modification de paramètre géométrique.

Pour faciliter leur interprétation, l'ensemble des résultats numériques concernant les contraintes maximales et l'endommagement maximum, sont présentés dans le tableau 3.1 ci-dessous. La numérotation des éléments correspondants est donnée par la figure 3.6.

Résultats	Contrainte équivalente		Endommagement		Contrainte de traction				Contrainte de compression			
	N° élément	$\sigma_{max}(MPa)$	N° élément	D	N° élément	$\sigma_{11}(MPa)$	N° élément	$\sigma_{22}(MPa)$	N° élément	$\sigma_{11}(MPa)$	N° élément	$\sigma_{22}(MPa)$
1 ^{ère} forme géométrique	8069	590.426	8069	0.0112	8415	599.834	7742	661.514	8406	-725.799	7594	-414.794
2 ^{ème} forme géométrique	6680	591.877	6680	0.0119	7588	601.867	6811	665.790	7578	-726.216	6617	-451.03
3 ^{ème} forme géométrique	6802	591.383	6390	0.0117	6979	602.838	5968	670.531	6971	-726.884	6605	-454.561

Tableau 3.1: Contraintes maximales et dommage maximum

Dans les 3 cas des formes précédents, on constate que les valeurs maximales des contraintes équivalentes de von Mises et les valeurs d'endommagement sont presque égales et qu'elles sont localisées aux extrémités du trou oblong (figure 3.5 et 3.6). Dans cette région de l'attache, cela met en évidence l'influence du rayon r_2 de l'arrondi sur l'évolution de la contrainte maximale engendrée par une diminution de matière dans la section chargée.

Si on observe les résultats du calcul dans les éléments situés sur l'axe de symétrie Y, peu de changements sont apparents.

Contraintes σ_{11}

Près du bord inférieur de l'attache, on remarque une légère différence (de 1 à 3 MPa) dans les valeurs des contraintes σ_{11} correspondant à une traction suivant X. Près du bord inférieur du trou oblong, les contraintes sont des contraintes de compression dans la direction X avec des

valeurs quasiment inchangées par les modifications de forme. Les éléments correspondants sont situés sur une même verticale portée par l'axe de symétrie de l'attache (figure 3.5). La distribution de ces contraintes correspond grossièrement à celle d'une flexion d'axe Z avec plastification de la section puisque les valeurs obtenues dépassent la limite élastique qui est de 560 MPa.

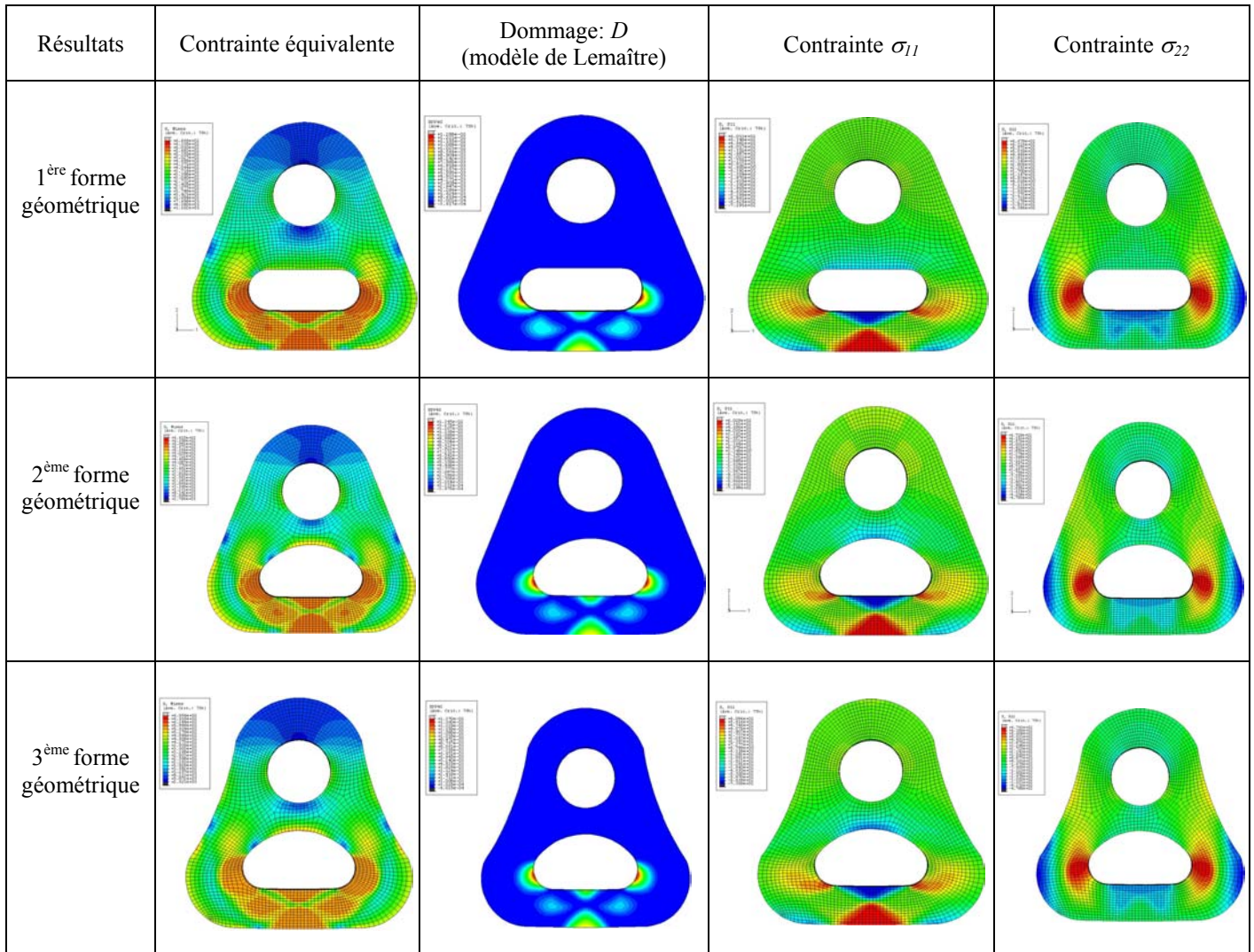


Figure 3.5: Iso valeurs de distribution des contraintes et de l'endommagement

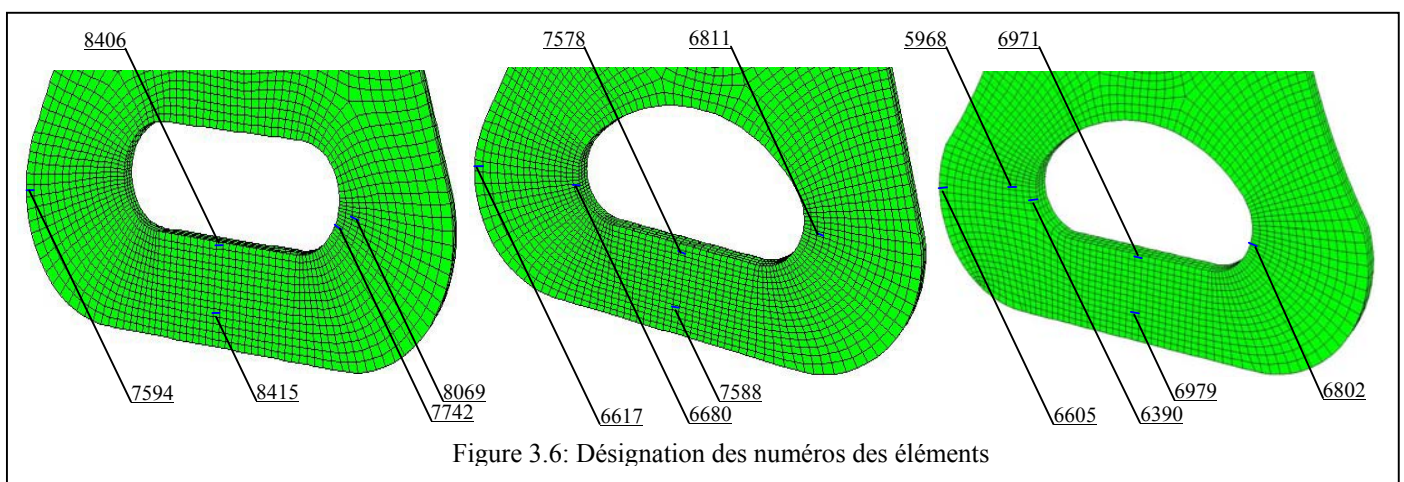


Figure 3.6: Désignation des numéros des éléments

Contraintes σ_{22}

Sur une ligne horizontale passant par les centres des demi-cercles de l'arrondi, les variations de σ_{22} ne dépassent pas 10 MPa. Les valeurs positives et négatives peuvent s'expliquer par une flexion et une traction engendrées par la pression appliquée.

Ceci nous conduit à appliquer les méthodes des plans d'expériences et les surfaces des réponses afin d'identifier les paramètres significatifs dans un problème d'optimisation et d'étudier toutes les combinaisons possibles des paramètres géométriques pris en considération dans l'expérience.

3.4. Mise en place d'un plan d'expériences

Dans cette partie on applique à notre étude la méthode des plans d'expériences. Les paramètres utilisés sont purement géométriques. Ce sont les rayons R_1 , r_2 et R_3 qui varient dans des intervalles bien définis (figure 3.7). Le plan d'expériences choisi permet de déterminer une réponse calculée, en l'occurrence le maximum de la contrainte de von Mises ou le maximum du dommage de Lemaître, en fonction des paramètres de l'étude. Les limites de variation des paramètres limitent notre étude aux valeurs retenues Figure 3.7.

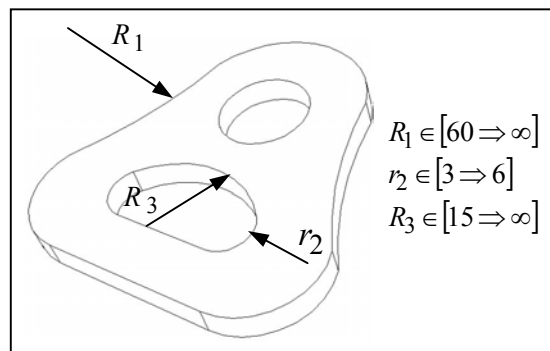


Figure 3.7: Représentation des paramètres géométriques

Un plan d'expériences complet qui a été mis en place, comporte 3 facteurs à 2 niveaux chacun. Ce plan représenté sous forme d'une matrice de 8 expériences, permet de faire toutes les combinaisons possibles entre les 3 facteurs.

Niveau	-1	1
Facteurs		
R_1	∞	60 mm
r_2	3 mm	6 mm
R_3	∞	15 mm

Tableau 3.2: Domaine de variation des paramètres d'entrée du plan d'expériences

Les réponses qui correspondent à ces '*expériences*' sont déterminées avec une simulation par éléments finis avec les mêmes conditions aux limites et le même chargement que les études précédentes. Le tableau 3.3 récapitule les résultats des réponses trouvées.

Essai N°	R_1	r_2	R_3	Contrainte maximale équivalente (MPa)
1	-1	-1	-1	588
2	-1	-1	1	586
3	-1	1	-1	806
4	-1	1	1	803
5	1	-1	-1	585
6	1	-1	1	587
7	1	1	-1	803
8	1	1	1	798

Tableau 3.3: Matrice d'expériences

Le tableau précédent qui est difficile à interpréter en l'état, servira aussi comme données numériques pour l'analyse de sensibilité qui suit à l'aide de surfaces de réponses.

3.5. Application des surfaces de réponse

L'analyse des réponses aux différents *essais* peut être:

1. qualitative: étude de 'screening' ou détermination des facteurs influents.
2. quantitative: méthodologie des surfaces de réponses (variation des réponses en fonction des facteurs influents).

Dans tous les cas, elle a pour but de déterminer des modèles mathématiques approchés liant les réponses aux variables de l'étude qui sont ici les paramètres géométriques [Cal-00]. Ces modélisations sont déduites des valeurs obtenues à l'issue des séries de simulations utilisées pour les plans d'expériences.

3.5.1 Détermination de la fonction objective

Nous avons choisi comme fonction objective la contrainte maximale de von Mises atteinte en fin d'essai de traction. Les trois paramètres de conception sont les paramètres géométriques correspondant aux trois rayons R_1 , r_2 et R_3 .

Pour éviter une trop grande influence de l'un d'entre eux, les différents paramètres seront normalisés. La fonction objective est rapportée à la pression p engendrée par la ceinture sur l'attache.

On pose:

$$\tilde{\sigma}_{\text{VM}} = \frac{\sigma_{\text{VM}}}{p} ; \rho_1 = \frac{60}{R_1} ; \rho_2 = \frac{3}{r_2} ; \rho_3 = \frac{15}{R_3} \quad \text{avec: } R_1 \in [60, \infty], r_2 \in [3, 6], R_3 \in [15, \infty]$$

Il s'ensuit les plages de variations des paramètres adimensionnels suivantes:

$$0 \leq \rho_1 \leq 1, 0,5 \leq \rho_2 \leq 1, 0 \leq \rho_3 \leq 1$$

Nous avons adopté par la suite une approximation de la fonction objective par une représentation cubique écrite sous la forme polynomiale suivante:

$$\tilde{\sigma}_{vM \max} = \alpha_0 + \sum_{i=1}^3 \alpha_i \rho_i + \sum_{i=1}^3 \alpha_{ii} \rho_i^2 + \sum_{i < j}^3 \alpha_{ij} \rho_i \rho_j + \sum_{i=1}^3 \beta_{ii} \rho_i^3 + \sum_{i=1, j=1, i \neq j}^3 \beta_{ij} \rho_i^2 \rho_j + \prod_{i=1}^3 \gamma \rho_i \quad (3.1)$$

Cette fonction a été utilisée pour interpoler les valeurs de contrainte correspondant à chaque valeur des rayons dans leurs intervalles de variation.

Traitement mathématique

Pour déterminer les coefficients α_{ij} , β_{ij} , et γ nous avons calculé la somme des erreurs quadratiques à l'aide du solveur Mathematica. On a:

$$E^{\text{Quad}} = \sum_{i=1}^N (\sigma_i^{\text{simulé}} - f_i)^2 \quad (3.2)$$

On utilise la méthode des moindres carrés qui minimise l'erreur totale par dérivation de l'expression de E^{Quad} par rapport à α , β et γ . On obtient ainsi un système d'équations linéaires permettant le calcul de tous les coefficients et par conséquent de déterminer la fonction objective.

Dans ce cas d'étude, on a reporté les valeurs des coefficients du polynôme en R_1 , r_2 et R_3 dans le tableau 3.4 ci-dessous.

Coefficients	α_0	α_1	α_2	α_3	α_{11}	α_{22}	α_{33}	α_{12}	α_{23}	α_{13}
Valeurs	1.398	-0.003	0.949	-0.001	-0.003	0.359	-0.0014	0	-0.002	0.011
Coefficients	β_{11}	β_{22}	β_{33}	β_{12}	β_{13}	β_{21}	β_{23}	β_{31}	β_{32}	γ
Valeurs	-0.003	-0.02	-0.0014	-0.0009	0.0111	0.00126	-0.00195	0.0112	-0.00187	-0.04

Tableau 3.4: Identification des différents coefficients de la fonction objective

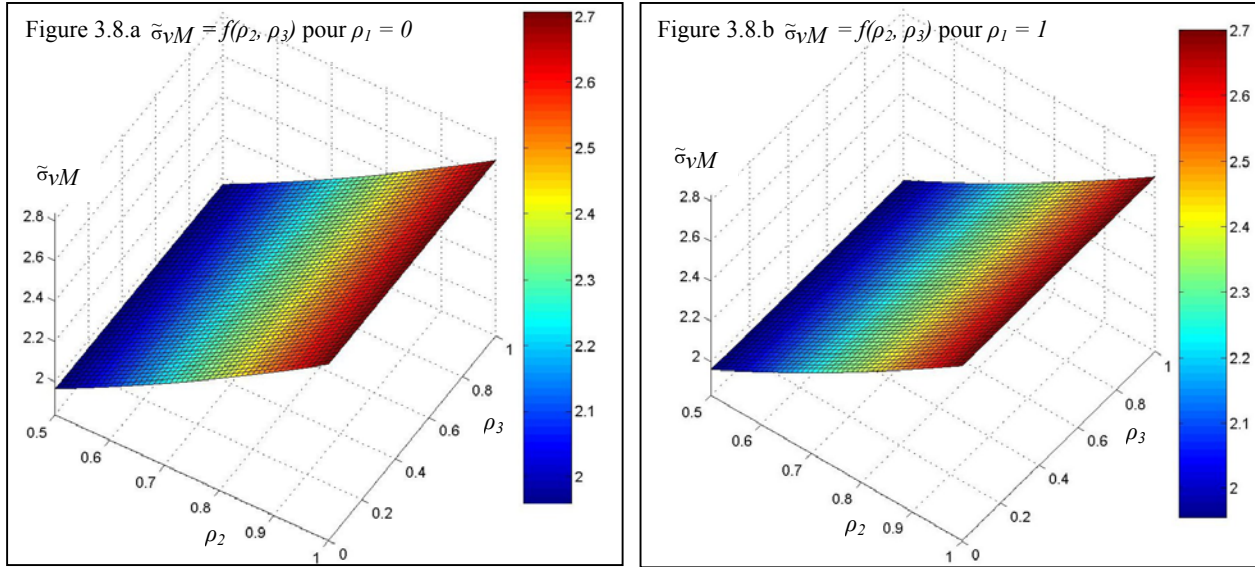
Les résultats précédents ont servi à la construction de la fonction objective en utilisant la technique des surfaces de réponses.

3.5.2 Interprétation des résultats par surfaces de réponses

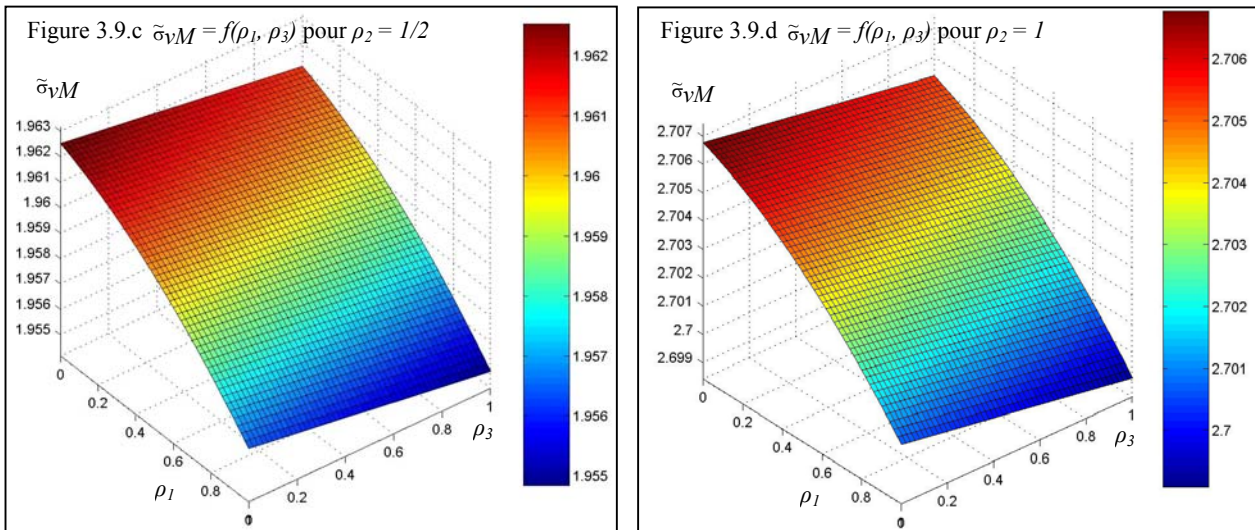
Pour bien analyser et comparer les résultats en vue de déterminer les facteurs significatifs du problème d'optimisation, on choisit de fixer à chaque fois un paramètre à ses valeurs limites et on trace la surface de réponse en fonction des variations des deux autres paramètres. Ceci est fait en utilisant le logiciel Mathematica [Wol-96].

Les surfaces d'évolution de la contrainte maximale de von Mises illustrées sur la figure 3.8.a et 3.8.b correspondent respectivement aux rayons normalisés $\rho_1 = 0$ et $\rho_1 = 1$. Elles sont presque identiques, ce qui donne moins d'importance à ce paramètre en ce qui concerne la distribution de la contrainte σ_{vM} . Par contre le gain de poids peut être intéressant.

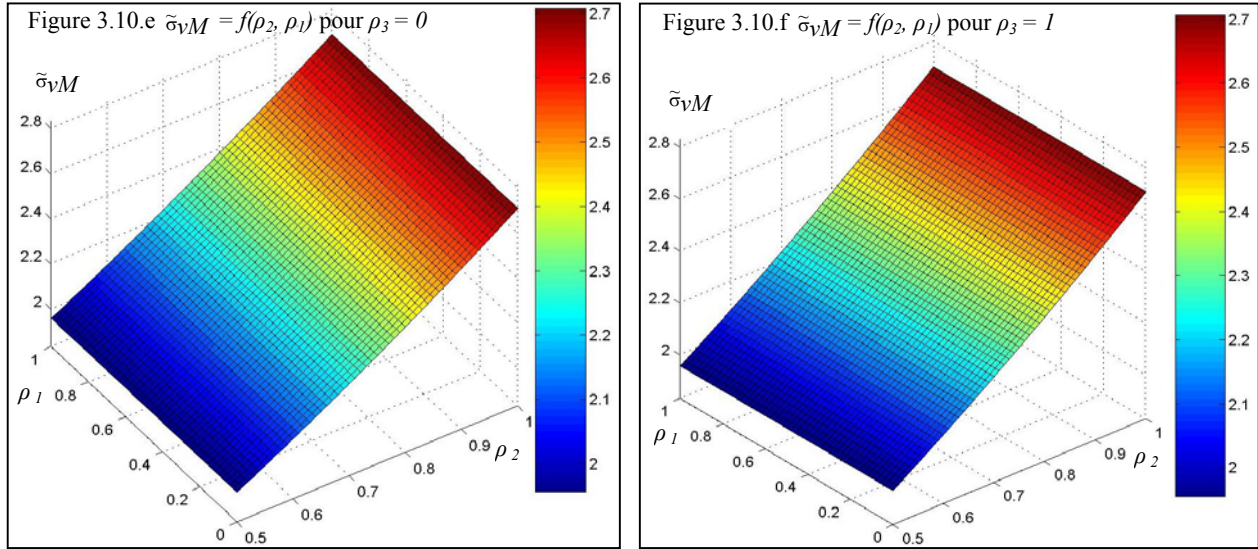
En même temps on peut remarquer que le rayon ρ_2 du trou oblong est un facteur essentiel dans la conception de l'attache, vu que la variation de la contrainte en fonction de ce paramètre est très importante.


 Figure 3.8: Surfaces de réponse obtenues dans le cas ρ_1 est fixé

Les figures 3.9.c et 3.9.d représentent les surfaces de réponse dans les deux cas où le rayon ρ_2 est égal à sa valeur inférieure et supérieure. Dans ce cas, on constate bien d'après les graphes que les variations de la contrainte en fonction de ρ_1 et ρ_3 augmentent en même temps que le rayon ρ_2 du trou oblong. Ceci paraît physiquement logique puisqu'il y aura moins de matière au bout du trou oblong entraînant une concentration de contraintes.


 Figure 3.9: Surfaces de réponse obtenues dans le cas ρ_2 est fixé

Les surfaces de réponse données par les figures 3.10.e et 3.10.f représentent la réponse mécanique de la pièce de sécurité en fonction des rayons ρ_1 et ρ_2 quand le paramètre ρ_3 prend les valeurs aux deux bornes de son intervalle de variation. L'allure générale des deux surfaces est plane mais les amplitudes des contraintes sont de plus en plus grandes au fur et à mesure que le rayon ρ_2 croît, ce qui souligne l'importance de ce paramètre de conception. Au contraire, le rayon ρ_1 n'a pratiquement aucun effet sur la réponse et cela s'explique par l'intermédiaire des deux graphes ci-dessous. En fait, pour un niveau quelconque du rayon ρ_2 la valeur de la contrainte reste invariable quel que soit la valeur de ρ_1 .

Figure 3.10: Surfaces de réponse obtenues dans le cas ρ_3 est fixé

3.5.3 Conclusion de cette étude

Cette étude de l'attache plane avait pour but de tester différentes approches d'analyse du comportement en traction d'attaches planes. Cette situation n'apparaît pas dans la réalité puisque l'attache est pliée avant d'être sollicitée en traction mais elle permet de qualifier quelques formes possibles de pièces, différentes de celle actuellement fabriquée. La modélisation de la fixation de l'attache reste encore éloignée du boulonnage réel mais c'est surtout la partie proche du trou oblong qui nous intéresse car c'est à ce niveau que les problèmes surviennent lors des chocs.

On a étudié la distribution des contraintes de von Mises à l'aide d'un algorithme de calcul mettant en œuvre la plasticité couplée à l'endommagement. Les résultats de calculs ont été analysés à l'aide de plans d'expériences et de surfaces de réponses qui permettent une visualisation des champs de contraintes et de dommage. Les résultats fournis par le logiciel Mathematica permettent en outre de disposer d'approximations polynomiales des fonctions contraintes et dommage, ce qui est une aide précieuse pour une étude d'optimisation ultérieure avec des méthodes de sensibilité ou de gradients.

3.6 Optimisation en vue d'une minimisation des contraintes et du dommage en pliage

3.6.1 Etude paramétrique de l'attache dans le cas de pliage

Nous présentons dans cette partie, le développement détaillé d'une étude d'un modèle numérique tridimensionnel développé dans le cas d'un pliage par tombé de bord de la pièce de sécurité. Cette analyse est faite sous forme paramétrique en prenant comme variable géométrique toujours le rayon du trou oblong r_2 . Dans le but de prédire la tenue mécanique des attaches de ceintures de sécurité automobile, des facteurs liés à la géométrie de la pièce avant pliage, c'est-à-dire soit le flanc, soit la pièce pliée à l'étape suivante sont considérés.

3.6.1.1 Hypothèses

Afin de réduire les complexités d'analyse, plusieurs hypothèses ont été prises en compte pour bien formuler le problème:

- ❶ Le comportement du matériau est élasto-plastique.
- ❷ L'écroutissage est non linéaire, le matériau est isotrope.
- ❸ On fait l'hypothèse d'un état de symétrie de la pièce et par conséquent on étudie une demi-partie (afin de gagner en temps de calcul).
- ❹ Le paramètre géométrique variable est le rayon d'arrondi du trou oblong variant de 3 à 6 mm avec un pas uniforme de 0.25 mm.

3.6.1.2 Analyse du modèle numérique

Lors de la mise en forme par pliage de l'attache de ceinture, le problème de contact entre pièces et outils est omniprésent. En ce qui concerne l'étude par la méthode des éléments finis, la modélisation peut être faite suivant les deux approches suivantes:

- a- Hypothèse de corps rigide pour le poinçon, le serre flan, et la matrice.
- b- Hypothèse de corps déformable pour l'attache.

Dans la plupart des procédés de mise en forme on peut considérer que l'outillage est suffisamment rigide par rapport aux pièces à former [Hib-01c]. Le comportement du matériau à l'interface tôle/poinçon est modélisé par la loi de frottement de Coulomb avec un coefficient de 0.09. Par contre les interactions attache/serre flan et attache/matrice sont caractérisées par un coefficient de frottement de 0.15. Les données géométriques de l'ensemble outillage plus pièce de sécurité sont illustrées sur la figure 3.11. Le maillage de la pièce a été fait au moyen des éléments cubiques linéaires à 8 nœuds (C3D8).

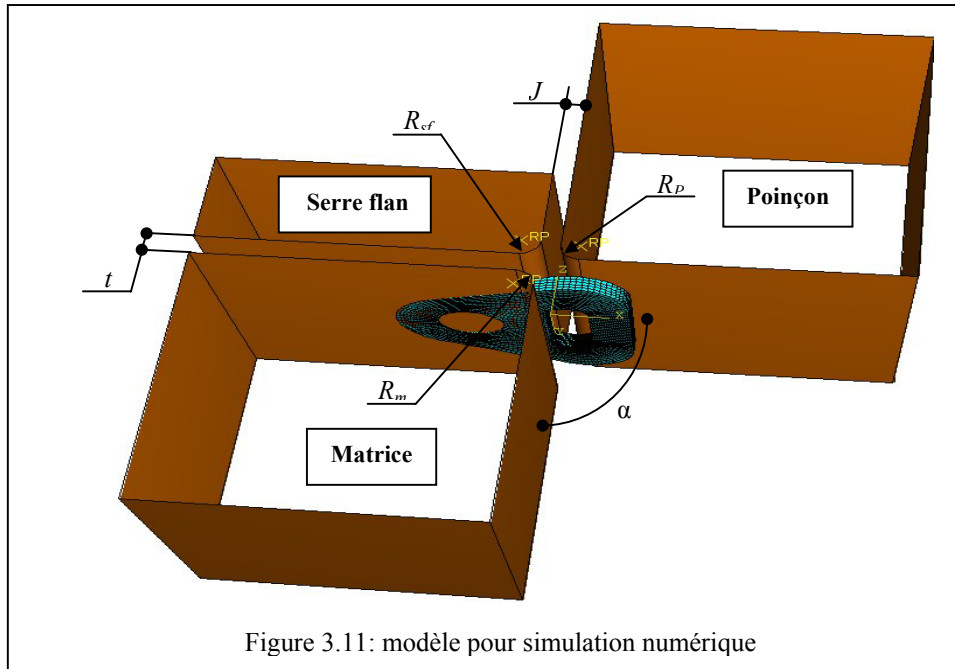


Figure 3.11: modèle pour simulation numérique

Les paramètres géométriques de ce procédé sont reportés dans le tableau ci-dessous:

R_n	R_m	t	J	C	α
mm	mm	mm	mm	mm	°
4	4	4	4	20	90

Tableau 3.5: Paramètres du procédé pour le modèle numérique

On a choisi une approche incrémentale avec pilotage en déplacement du poinçon. Ce dernier descend verticalement suivant l'axe y avec une course maximale $C = 20$ mm. L'action de pression du serre-flan sur la tôle est générée par le pilotage d'un déplacement infiniment petit. Elle est appliquée sur la surface supérieure de la pièce et qui permet de l'immobiliser.

Les caractéristiques matérielles de la pièce sont:

$$E_0 = 2.10^5 \text{ MPa}, \nu = 0.28$$

L'évolution de l'écrouissage est donnée par la loi:

$$\sigma = \sigma_{el} + K(\bar{\epsilon}_{pl})^n \text{ avec } \sigma_{el} = 560 \text{ MPa}, K = 800 \text{ MPa}, n = 0.745$$

3.6.1.3 Résultats obtenus

Afin de rechercher l'influence du rayon de l'arrondi du trou oblong sur le comportement mécanique des pièces de sécurité, nous avons simulé numériquement l'opération de pliage par tombé de bord. Cela nous permet d'établir d'une façon simple l'évolution de la contrainte équivalente de von Mises extrapolée au centre de l'élément Ec figure 3.1.a.

Comme on peut l'observer sur la figure 3.12, il est intéressant de noter que la contrainte décroît constamment avec l'augmentation du rayon r_2 du trou oblong.

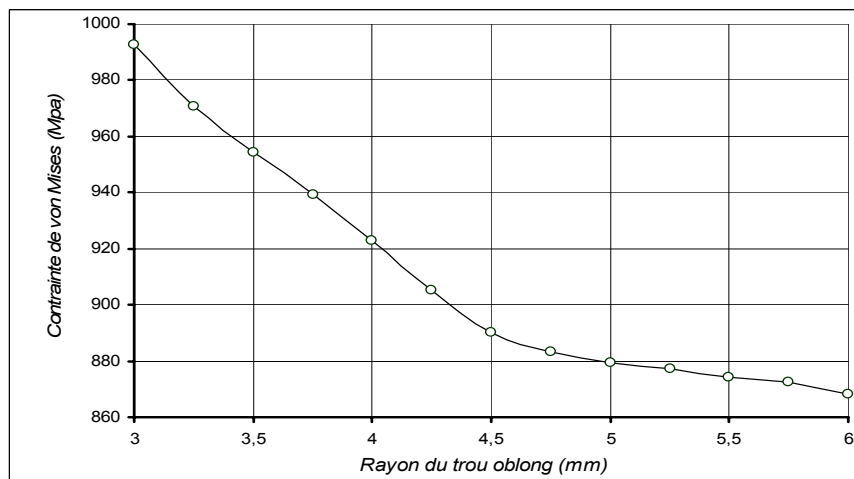


Figure 3.12: Variation de la contrainte de von Mises en fonction du rayon r_2 dans l'élément Ec

En conservant toujours la même ligne de pliage, située au niveau de l'arrête rectiligne supérieure du trou oblong, la déformation plastique engendrée par l'opération de pliage diminue dans l'élément Ec lorsque r_2 croît. En fait, cet élément s'éloigne de plus en plus de la zone pliée où la déformation est beaucoup plus sévère que dans les autres zones. Ce qui permet d'interpréter les conséquences de localisation des déformations plastiques et des contraintes sur les pièces pliées.

Poursuivant cette analyse paramétrique plus avant, nous avons cherché à qualifier l'effet d'autres paramètres géométriques (figure 3.4), sur le comportement mécanique de l'attache de ceinture.

3.6.2 Etude comparative entre 3 formes d'attaches de ceinture

3.6.2.1 Description de l'étude

Le but de cette étude est de comparer le comportement mécanique des 3 formes géométriques de l'attache de ceinture données sur la figure 3.4. La pièce est pliée par une opération en tombé de bord. La loi de comportement élasto-plastique est couplée à l'endommagement suivant le modèle de Lemaître. L'algorithme incrémental implémenté dans le code Abaqus grâce à une Routine utilisateur est développé dans le travail d'Ali Mkaddem [Mka-03].

Les différentes constantes caractéristiques de la loi d'endommagement de Lemaître sont les suivantes:

D_c : valeur critique d'endommagement = 0.21

D_R : valeur du dommage à la rupture = 0.99

ε_R : déformation à la rupture = 0.36

ε_D : déformation seuil d'endommagement = 0

Dans cette partie, la modélisation numérique a été faite avec les mêmes conditions aux limites de chargement et d'interaction outil-attache que l'étude paramétrique précédente. Les données géométriques illustrées dans le tableau 3.5 caractérisent les paramètres du procédé (outillage + pièce). Les simulations numériques correspondant aux 3 configurations géométriques de la pièce de sécurité, permettront de connaître l'influence des 3 paramètres géométriques R_1 , r_2 et R_3 sur la résistance globale des attaches. On pourra suivre les évolutions des contraintes et du dommage en fonction des changements de la forme des pièces.

3.6.2.2 Interprétation et commentaire des résultats

Pour aborder le problème, nous avons simulé numériquement l'opération du pliage par tombé de bord de pièces de sécurité ayant les trois formes géométriques choisies. Afin de bien comparer et interpréter les résultats numériques obtenus concernant le dommage et les contraintes maximales dans toute la pièce, on les présentera sous forme d'un tableau dont les numéros d'éléments concernés sont repérés sur la figure 3.14.

Résultats	Contrainte équivalente		Endommagement		Contrainte de traction				Contrainte de compression			
	$N^\circ \text{élément}$	$\sigma_{\max}(MPa)$	$N^\circ \text{élément}$	D	$N^\circ \text{élément}$	$\sigma_{11}(MPa)$	$N^\circ \text{élément}$	$\sigma_{22}(MPa)$	$N^\circ \text{élément}$	$\sigma_{11}(MPa)$	$N^\circ \text{élément}$	$\sigma_{22}(MPa)$
1 ^{ère} forme géométrique	1322	918.878	12160	0.1619	11453	620.009	12074	1016.48	283	-986.015	1222	-1568.44
2 ^{ème} forme géométrique	573	903.08	9985	0.1428	10165	636.771	10444	1015.29	10470	-1228.36	977	-1539.42
3 ^{ème} forme géométrique	244	912.113	13847	0.1471	14279	616.613	12952	1013.16	1470	-1061.91	160	-1563.26

Tableau 3.6: Tableau récapitulatif des valeurs de l'endommagement et des contraintes maximales

D'après le tableau 3.6, dans la deuxième et troisième forme géométrique de l'attache, on constate une diminution des valeurs de contrainte maximale de von Mises et de dommage par rapport à celles qui apparaissent dans la première forme. Dans les 3 cas, les résultats des cartes d'iso valeurs du dommage présentées sur la figure 3.13, montrent bien que l'endommagement s'active à l'extérieur du pli et que sa valeur maximale est précisément localisée au niveau des arrêtes des arrondis du trou oblong. On constate que cette valeur diminue avec l'augmentation du rayon r_2 .

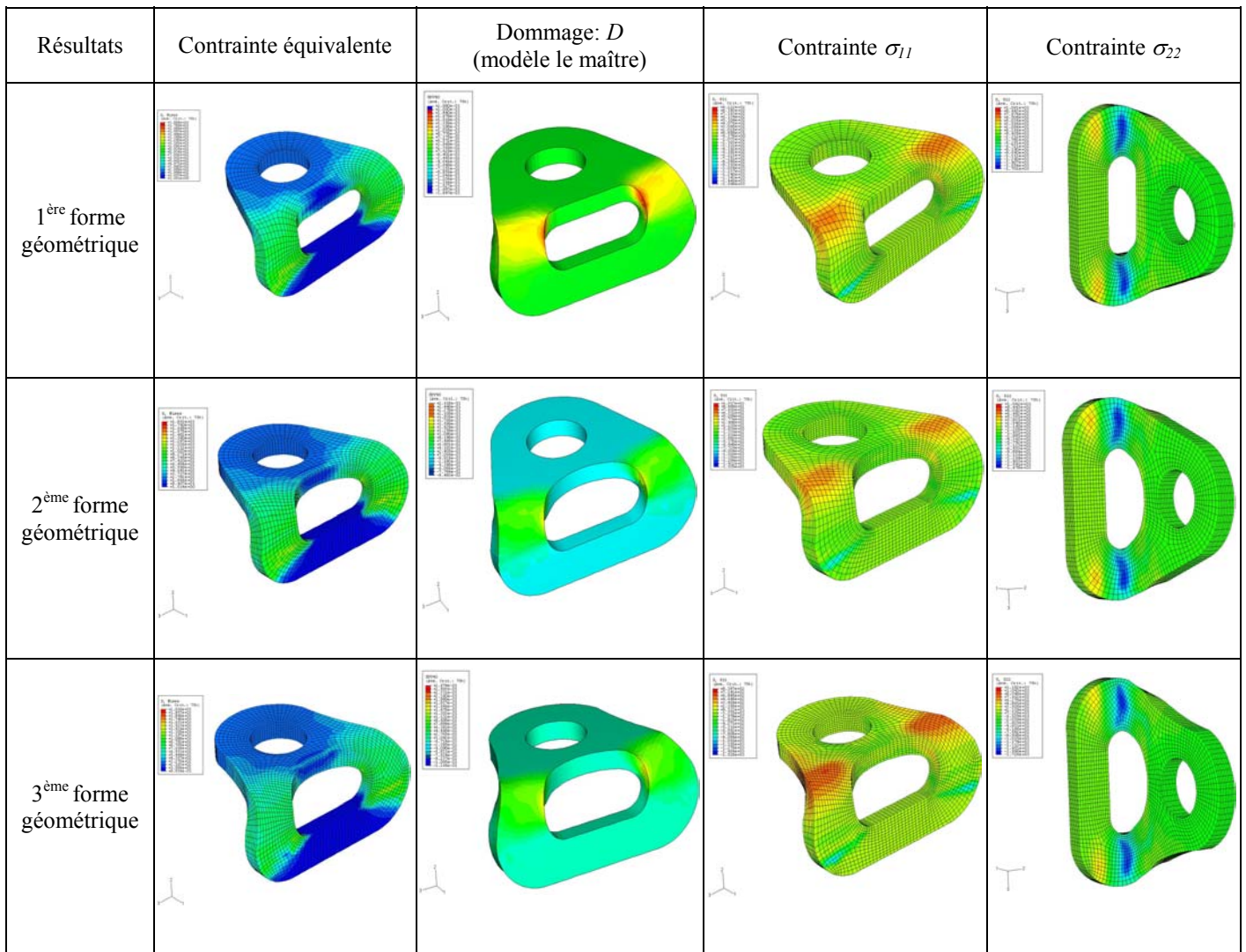
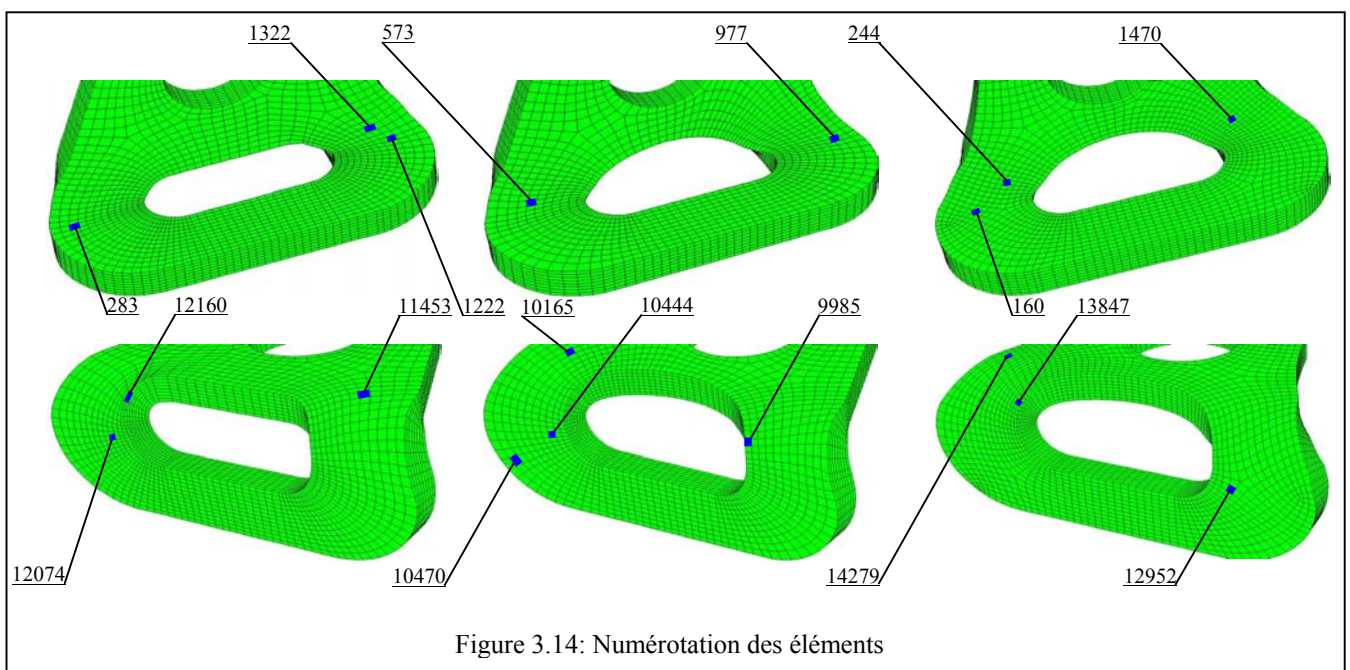


Figure 3.13: Iso valeurs de distribution des contraintes et de l'endommagement



En revanche, la contrainte maximale de von Mises et les contraintes de compression σ_{11} et σ_{22} sont situées à l'intérieur du pli du côté des fibres comprimées. On remarque que pour les 3 configurations géométriques, les valeurs des contraintes de traction σ_{11} et σ_{22} présentent une faible différence entre elles. Elles sont localisées à l'extérieur du pli provoquant l'endommagement de matière. Par contre, ces contraintes varient notablement dans les zones comprimées.

Afin de préparer le problème d'optimisation on met en place une méthode basée sur l'utilisation de plans d'expériences et de surfaces de réponse. Cette méthode permettra de balayer toutes les combinaisons possibles des paramètres géométriques pris en considération dans l'étude.

3.6.3 Application des plans d'expériences

La méthode présentée dans cette partie consiste à utiliser la technique des plans d'expériences pour identifier les paramètres les plus significatifs. Cela permet de déterminer l'influence des différents facteurs de chaque essai sur la réponse mécanique de la pièce de sécurité en cas de pliage par tombé de bord. Les 3 facteurs étudiés en entrée sont les rayons R_1 , r_2 et R_3 qui conditionnent la géométrie de la pièce et varient dans des domaines bien définis (figure 3.7). En sortie, les valeurs du dommage et de la contrainte de von Mises maximale dans tous les éléments de l'attache représentent les réponses de notre étude. Pour cela, un plan d'expériences complet de 3 facteurs à 2 niveaux formant une matrice de 8 expériences a été utilisé. Les réponses du dommage et de contrainte trouvées pour chaque 'expérience' sont obtenues numériquement en conservant les mêmes conditions de chargement et aux limites que les études précédentes.

Essai N°	R_1	r_2	R_3	Contrainte maximale équivalente (MPa)	Endommagement maximal
1	-1	-1	-1	874.461	0.18813
2	-1	-1	1	864.559	0.17570
3	-1	1	-1	884.585	0.13124
4	-1	1	1	880.221	0.12107
5	1	-1	-1	907.936	0.18687
6	1	-1	1	855.354	0.17167
7	1	1	-1	882.875	0.12914
8	1	1	1	877.003	0.12256

Tableau 3.7: Matrice d'expériences

Durant cette analyse, on fait l'hypothèse d'un état de symétrie de la pièce de sécurité, et par conséquent on ne simule seulement que sa moitié afin de minimiser le temps de posttraitement. Pour interpréter les résultats du tableau précédent, on utilise la méthode des surfaces de réponse pour une analyse de sensibilité des réponses mécaniques aux variations des 3 paramètres géométriques.

3.6.4 Optimisation par la méthode des surfaces de réponse

Dans ce paragraphe nous proposons une méthodologie d'optimisation par application de la méthode des surfaces de réponse. Elles représentent une collection des techniques mathématiques et statistiques dans lequel l'objectif est d'étudier et analyser le comportement de la réponse en fonction des différents facteurs [Gil-03]. Cette méthode consiste en une résolution d'un programme linéaire par la méthode des moindres carrés. Elle permet

d'estimer les valeurs des paramètres en minimisant la fonction de mérite χ^2 donnée par la somme des carrés des résidus $E^{Quad} = \sum_{i=1}^N (\sigma_i^{simulé} - f_i)^2$ où N est le nombre d'expériences numériques.

Une représentation graphique de la fonction objective peut être utilisée comme une aide pour la modélisation du procédé dépendant du nombre de variables de conception.

3.6.4.1 Calcul de la fonction objective

Les fonctions objectives sont la contrainte maximale de von Mises σ_{vM} et l'endommagement au sens de Lemaître D, obtenus à la fin de la phase de pliage. Leurs valeurs sont fonction des trois paramètres géométriques de conception R_1, r_2 et R_3 donnés par la figure 3.7. On cherche leur influence sur le comportement de l'attache.

Pour une meilleure interprétation des résultats, toutes les variables sont normalisées et rapportées à des nombres adimensionnels. La fonction objective $\tilde{\sigma}_{vM}^1$ liée à la contrainte maximale est rapportée à la limite élastique σ_{el} . On pose:

$$\tilde{\sigma}_{vM}^1 = \frac{\sigma_{vM}}{\sigma_{el}} \quad (3.3)$$

Nous avons par la suite approché la fonction objective par un modèle cubique de 3^{ème} ordre représenté par l'équation suivante:

$$\tilde{\sigma}_{vM}^1 = \alpha_0 + \sum_{i=1}^n \alpha_i \rho_i + \sum_{i=1}^n \alpha_{ii} \rho_i^2 + \sum_{i < j} \alpha_{ij} \rho_i \rho_j + \sum_{i=1}^n \beta_{ii} \rho_i^3 + \sum_{i=1, j=1, i \neq j} \beta_{ij} \rho_i^2 \rho_j + \prod_{i=1}^n \gamma \rho_i \quad (3.4)$$

Dans l'équation (3.4), les termes ρ_i (voir paragraphe 3.5.1) sont les variables d'entrées influant sur la réponse $\tilde{\sigma}_{vM}^1$ et α, β et γ sont les coefficients estimés. Cette fonction a été développée pour interpoler la valeur de la réponse pour chaque expérience définie par les variables d'entrée ρ_1, ρ_2 , et ρ_3 situées dans leurs intervalles de variation. L'utilisation d'un algorithme itératif basé sur la méthode des moindres carrés par minimisation de l'erreur quadratique totale, permet d'identifier les valeurs des paramètres et la prédiction des fonctions objectives de contrainte et du dommage.

Coefficients	α_0	α_1	α_2	α_3	α_{11}	α_{22}	α_{33}	α_{12}	α_{23}	α_{13}
Valeurs	1.26235	0.03083	0.68511	-0.00743	0.03083	0.02092	-0.00743	-0.01767	0.00199	-0.04969
Coefficients	β_{11}	β_{22}	β_{33}	β_{12}	β_{13}	β_{21}	β_{23}	β_{31}	β_{32}	γ
Valeurs	0.03095	-0.38876	-0.00743	-0.0177	-0.0497	-0.06021	0.01052	-0.0497	0.0020	0.1464

Tableau 3.8: Identification des différents coefficients de la fonction objective de $\tilde{\sigma}_{vM}^1$

Coefficients	α_0	α_1	α_2	α_3	α_{11}	α_{22}	α_{33}	α_{12}	α_{23}	α_{13}
Valeurs	0.16773	-0.00023	0.07504	-0.00431	-0.00022	-0.02543	-0.00432	-0.00043	-0.00034	-0.00304
Coefficients	β_{11}	β_{22}	β_{33}	β_{12}	β_{13}	β_{21}	β_{23}	β_{31}	β_{32}	γ
Valeurs	-0.00023	-0.08609	-0.00432	-0.0045	-0.00310	-0.00055	0.00345	-0.00304	-0.00034	0.012708

Tableau 3.9: Identification des différents coefficients de la fonction objective du dommage D

Cette procédure permet de construire les fonctions objectives en utilisant la technique des surfaces de réponse. Elle peut aussi servir de base pour une étude analytique de sensibilité à partir d'une approximation polynomiale.

3.6.5 Analyse des résultats par surfaces de réponse

Les figures 3.15.a et 3.15.b montrent la distribution de la contrainte maximale de von Mises lorsque le rayon r_2 prend ses deux valeurs limites ($\rho_2 = 1/2$ et $\rho_2 = 1$). Une légère évolution de la contrainte en fonction de ρ_1 et ρ_3 peut être constatée quand le rayon du trou oblong est égal à sa valeur inférieure. Les deux surfaces de la figure 3.15 se décalent l'une par rapport à l'autre dans le sens des contraintes croissantes. Autrement dit, plus le rayon r_2 de l'arrondi du trou oblong augmente, plus la réponse croît. Cela peut être dû à une réduction de la section au niveau de la zone pliée entraînant une diminution de matière dans cette région.

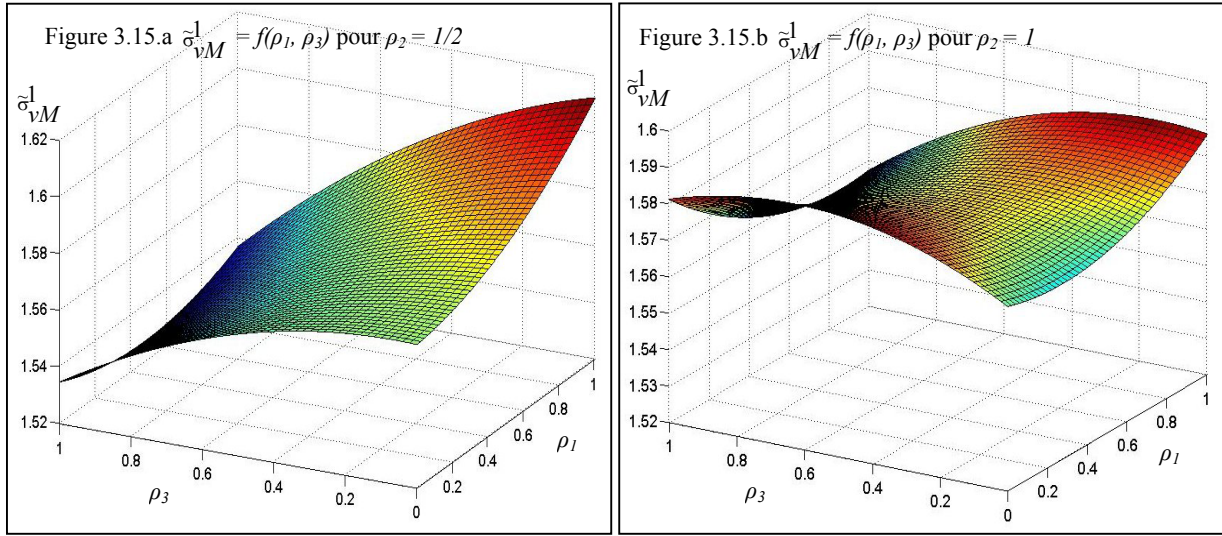


Figure 3.15: Surfaces de réponse de $\hat{\sigma}_{vM}^1$ dans le cas ρ_2 est fixé

Les surfaces de réponse caractérisant l'endommagement maximal découlant du calcul numérique sont reportées sur la figure 3.16. A ce stade de la pénétration du poinçon jusqu'à la fin de la phase de pliage, nous constatons:

- Que le dommage varie peu quand ρ_2 a pour valeur 1/2.
- Que l'endommagement chute plus vite avec le rayon ρ_3 qu'avec ρ_1 .

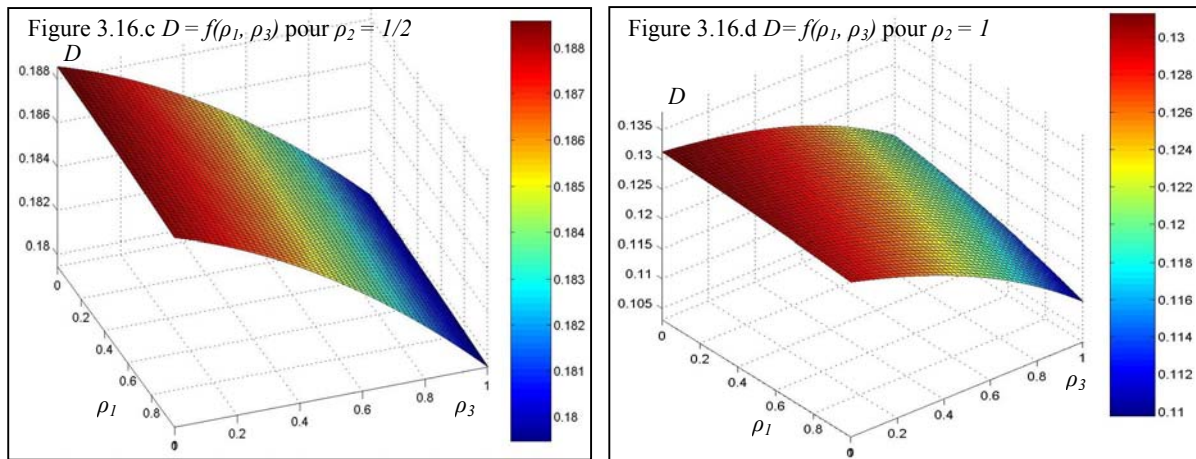


Figure 3.16: Surfaces de réponse du dommage maximal D lorsque ρ_2 est fixé

Comme on a pu le remarquer, une loi de comportement avec prise en compte du dommage de Lemaître a permis de trouver une réponse maximale de 0.188 pour les valeurs des rayons ρ_1 , ρ_2 et ρ_3 respectivement égales à 0, 1/2, et 0, alors que la valeur critique du dommage pour notre matériau est 0.21. Il n'y a donc pas risque de rupture.

Par ailleurs, l'effet du paramètre de conception ρ_2 sur le comportement de la pièce en pliage est le plus prononcé quand $\rho_2 = 1$. Pour cette dernière valeur le dommage est le plus faible, ce qui est essentiellement dû à sa meilleure répartition dans les arrondis du trou oblong et à l'élimination de l'effet de concentration de contraintes dans ces zones critiques.

En vue d'analyser l'influence du rayon ρ_3 sur l'évolution de la contrainte maximale $\tilde{\sigma}_{vM}^I$, on trace les surfaces de réponse en fonction de ρ_1 et ρ_2 lorsque ρ_3 a pour valeurs celles correspondant aux limites de son intervalle. Les surfaces représentées sur les figures 3.17.e et 3.17.f montrent bien l'importance du paramètre géométrique ρ_2 dans la conception de la pièce de sécurité. La contrainte maximale croît plus rapidement avec le rayon ρ_2 qu'avec ρ_1 .

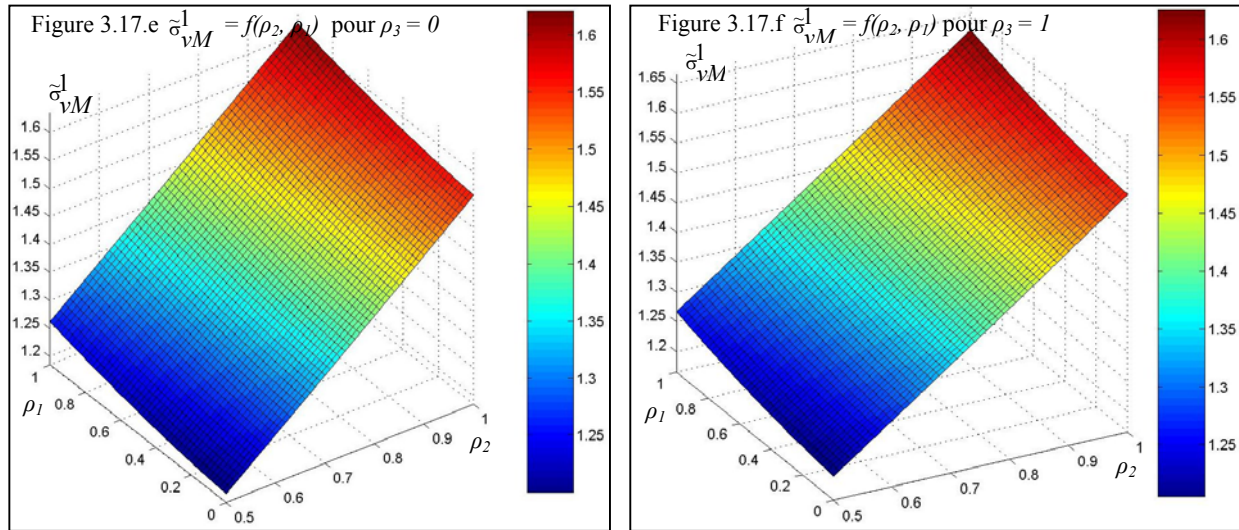
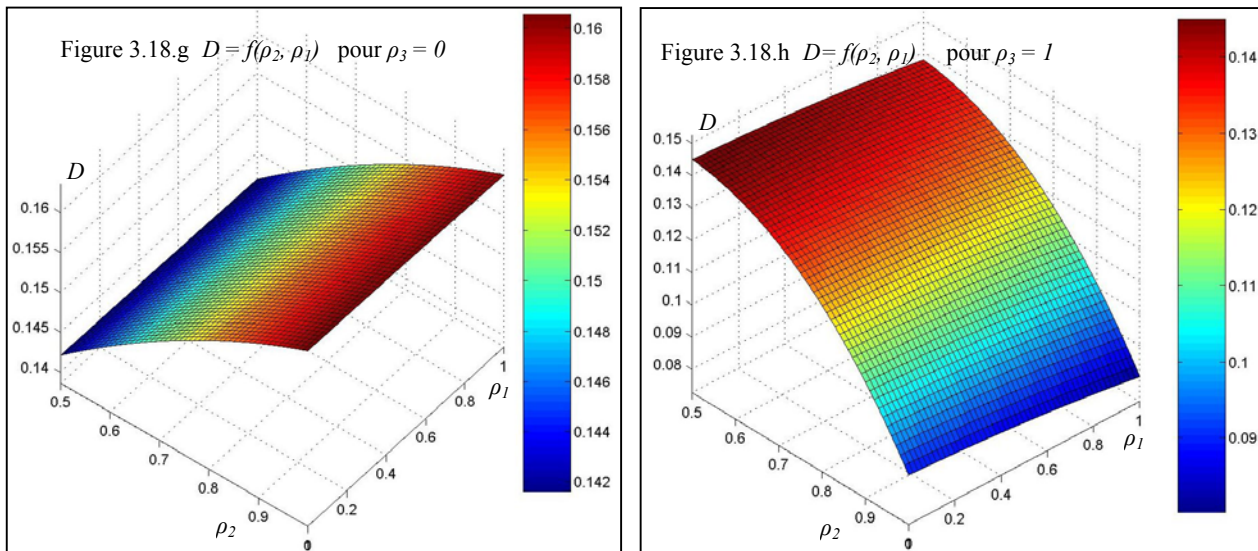


Figure 3.17: Surfaces de réponse de $\tilde{\sigma}_{vM}^I$ dans le cas ρ_3 est fixé

Par contre si on compare les deux figures, on remarque qu'il n'y a pas vraiment de grande différence entre elles, elles sont presque identiques. Cela prouve que le paramètre géométrique ρ_3 est un facteur non significatif car il n'influe presque pas sur la réponse.

Les figures 3.18.g et 3.18.h correspondent aux surfaces de réponse du dommage maximal dans toute l'attache de ceinture. Nous voyons alors l'intérêt d'augmenter le rayon ρ_2 car l'endommagement diminue avec celui-ci. Les allures des deux surfaces sont radicalement différentes. Alors que pour $\rho_3 = 0$, l'augmentation de ρ_2 entraîne une augmentation du dommage, c'est l'inverse qui se produit lorsque $\rho_3 = 1$. Cela pourrait s'expliquer par sa répartition dans les arrondis du trou oblong et une partie du raccordement entre eux.

Figure 3.18: Surfaces de réponses du dommage maximal D dans le cas ρ_3 fixé

3.6.6 Conclusion

Grâce à cette étude, nous avons pu montrer l'influence de certains paramètres géométriques liés à la forme de la pièce de sécurité sur son comportement en service au moment de son pliage. Une étude paramétrique a été conduite en couplant un logiciel de C.A.O (Solidworks), à un code E.F (Abaqus) par l'intermédiaire d'un programme script écrit dans le langage de développement python. Les modifications automatiques de forme ont permis de constater:

Pour une étude paramétrique de l'attache:

Une modification de la forme de trou de passage de la ceinture dans l'attache apporte des redistributions de contraintes qui diminuent dans l'élément E_c lorsque le rayon du trou oblong croît. En fait cet élément se trouve de plus en plus éloigné de la zone pliée ou les déformations plastiques sont très importantes.

Pour une étude d'optimisation du procédé de pliage:

Une comparaison entre les différentes surfaces de réponse tracées en fonction de ces trois variables géométriques ρ_1 , ρ_2 et ρ_3 montre que le paramètre le plus influant sur la tenue mécanique de la pièce de sécurité est le rayon de l'arrondi r_2 . Par conséquent pendant l'opération de pliage, des concentrations de contraintes sont entraînées au bord du trou et qui sont d'autant plus importantes que le rayon d'arrondi est grand. Par contre dans ce cas, nous pouvons signaler en même temps une diminution de dommage due à sa répartition au niveau des parties circulaires localisées aux extrémités du trou oblong.

Enfin on peut constater que la résistance finale de l'attache sera donc affectée par le choix des paramètres. Et dans ces cas, l'interprétation des résultats et l'optimisation sont facilitées en utilisant la Méthode des Surfaces de Réponse. Elle permet de déterminer une fonction approchée des réponses et une optimisation mathématique à l'aide de méthodes locales ou globales.

3.7 Introduction à des études paramétriques

Dans ce chapitre une description des études paramétriques en utilisant le code de calcul Abaqus avec simple scripts est présentée. Les études paramétriques demandent des analyses

multiples pour traiter une information du comportement d'une structure ou d'un composant. Les entrées pour ces analyses diffèrent seulement dans les valeurs affectées à ces paramètres introduites dans les fichiers d'entrées identifiés par l'extension (.inp).

Dans le logiciel Abaqus, les études paramétriques nécessitent l'utilisation d'un programme développé en langage Python dans un fichier identifié avec l'extension (.psf) qui contient les commandes Python afin de définir une étude paramétrique. Par exemple on peut considérer le cas d'une structure modélisée en éléments coques dont les paramètres géométriques comme l'épaisseur ou les paramètres matériels varient. Et par conséquent, l'exécution de toutes les sessions de calcul "Jobs" dans Abaqus représente les différentes variations de cette étude.

3.7.1 Organisation des études paramétriques

En utilisant le script dans Abaqus, une telle étude paramétrique sera associée à un ensemble particulier de paramètres qui définit l'espace de conception et seulement les valeurs de ces paramètres peuvent changer. Une nouvelle étude paramétrique doit être créée si on veut considérer des ensembles différents de paramètres et on doit spécifier comment chacun d'eux est défini.

Les paramètres sont distingués s'ils sont continus ou discrets en nature et peuvent avoir un domaine et une valeur de référence. Les points de l'espace de conception qui sont analysés, seront créés en spécifiant un ensemble de valeurs pour chaque paramètre et en les combinant afin de créer des ensembles de points de conception. Le domaine des valeurs possibles et de la valeur de référence pour un paramètre donné dans sa définition peuvent être redéfinis temporairement dans un tel exemple de simulation de ce paramètre en les spécifiant différemment durant l'analyse. Des contraintes de conception et d'assemblage peuvent être imposées.

Enfin, après avoir analysé toute l'étude des variations paramétrique, l'utilisateur peut visualiser et reporter les résultats correspondant à tous ou quelques conceptions de cette étude. Les études paramétriques utilisées dans le code de calcul Abaqus sont organisées comme ci-dessous:

- 1) Créer une étude de paramétrisation
- 2) Définir les paramètres: le type de paramètre est défini comme valeur continue ou discrète avec la possibilité d'avoir un domaine et une valeur de référence.
- 3) Combiner les différentes valeurs prises par ces paramètres afin de former des ensembles de conception.
- 4) Générer les conceptions et créer une session de calcul.
- 5) Analyser le «Job» dans la phase de posttraitement pour les conceptions sélectionnées de cette étude, visualiser et reporter les résultats correspondants.

3.7.2 Modularité

Le langage Script-Python est modulaire (bibliothèque de toutes sortes), structuré et à logique objet. La modularité d'Abaqus se présente à:

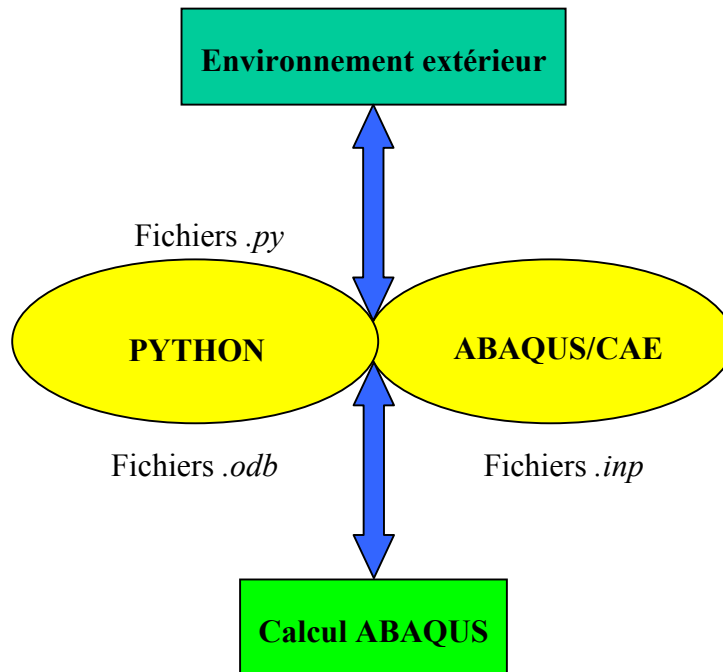
- La génération automatique du modèle
- L'analyse multi-étapes
- Utilisation de Python et du CAE

Pour automatiser et modulariser les modèles, nous devons utiliser:

- Les commandes *INCLUDE et *INPUT

- Python et la commande *PARAMETER
- Python en conjonction avec la CAE

Le module (Abaqus/Design) permet de faire des études paramétriques. Les paramètres sont définis par la commande <PARAMETER> et qui seront introduits dans le fichier (.inp). Les variations de ces derniers sont écrites dans un fichier Script Python (.psf).



3.7.3 Abaqus/CAE et l'interface Script

L'interface "Script" d'Abaqus est une extension du langage populaire orientée appelée «Python» qui est facile à apprendre et à utiliser et il possède une syntaxe claire et facile à lire. Un programme plus ou moins important peut être écrit en fonction de son niveau initial en programmation. Comme Python est un langage interprété, le développement est facilité par l'absence d'une phase de compilation/liens.

Quand on utilise l'interface graphique d'Abaqus pour créer un modèle et visualiser les résultats, des commandes sont publiées intérieurement par Abaqus/CAE après chaque opération. Ces commandes reflètent la géométrie qu'on avait créée avec les options et les arrangements sélectionnés de chaque boîte de dialogue. L'interface utilisateur graphique (GUI) génère des commandes dans un langage de programmation orienté objet appelé Python et qui sont envoyées au noyau de résolution d'Abaqus/Cae. Ce dernier les interprète et utilise les options et les arrangements pour créer une représentation interne de notre modèle. En effet il représente le cerveau derrière le CAE d'Abaqus et l'interface utilisateur graphique (GUI).

L'interface Script d'abaqus nous permet de dévier l'interface utilisateur graphique et de communiquer directement avec le noyau. Un tel fichier contenant des commandes d'interfaces d'abaqus est appelé Script qu'on peut employer pour faire ce qui suit:

a- Pour automatiser des tâches répétitives. Par exemple on peut créer un Script qui s'exécute quand l'utilisateur ouvre une session d'Abaqus/CAE. Il pourrait être employé pour produire une bibliothèque des matériaux standards et leurs propriétés matérielles. En conséquence quand l'utilisateur entre le module de propriété (Proprety module), ces matériaux seront

automatiquement disponibles. Similairement, le script pourrait être employé pour créer les files d’attente à distance pour faire tourner des travaux d’analyses.

b- Pour réaliser une étude paramétrique. Par exemple, on peut créer un script qui modifie incrémentalement la géométrie d’une pièce et analyse le modèle résultant. Le même script peut lire les bases de données résultantes, montrer les résultats et produire des copies annotées de chaque analyse.

c- Créer et modifier les bases de données d’un modèle et les modèles qui sont créés interactivement quand on travaille avec Abaqus/CAE. L’interface script est une application d’interface de programmation respectivement pour un et plusieurs modèles de bases de données.

d- Accéder aux données dans une base de données. Par exemple, on peut souhaiter faire notre propre posttraitement des résultats d’analyse et écrire nos propres données à une base de données tout en utilisant le module de visualisation d’Abaqus/CAE pour regarder son contenu.

La figure 3.19 illustre comment les commandes d’interface script interagissent avec le noyau de résolution d’Abaqus/Cae.

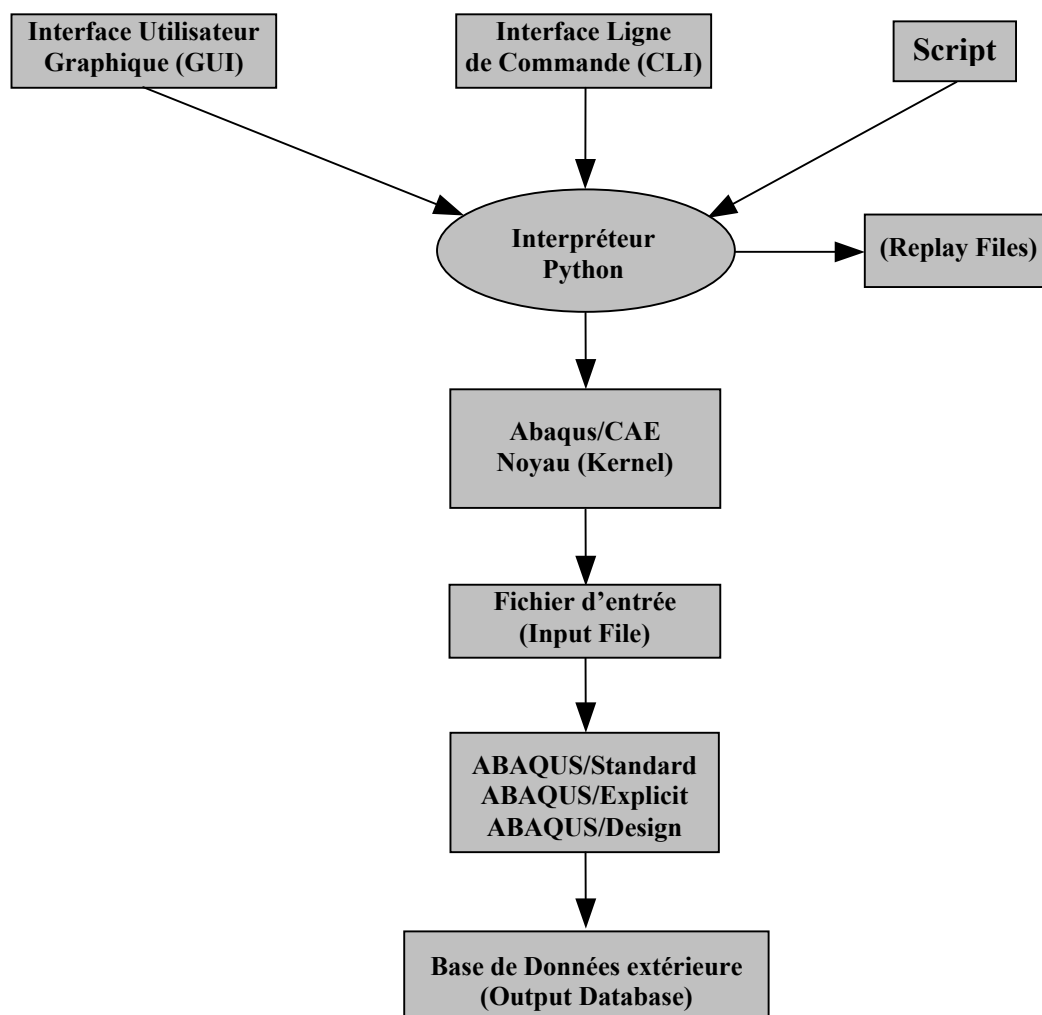


Figure 3.19: Interaction des commandes d’interface script d’abaqus avec le noyau de résolution

3.8 Optimisation de la forme géométrique du trou oblong

3.8.1 Présentation du problème

Dans cette étude, nous avons cherché à caractériser l'influence de la variation de certains paramètres géométriques liés à la pièce sur la qualité finale du produit et sa tenue en service. Les propriétés géométriques sont en fait reliées aux dimensions de l'entraxe a et du rayon r_2 du trou oblong (figure 3.20). En faisant varier l'entraxe dans l'intervalle $[12, 20]$ mm avec un pas de 2 mm, le comportement de la pièce de sécurité sera simulé numériquement pour différentes valeurs des rayons de l'arrondi du trou oblong dans le cas de traction uniaxiale et de pliage.

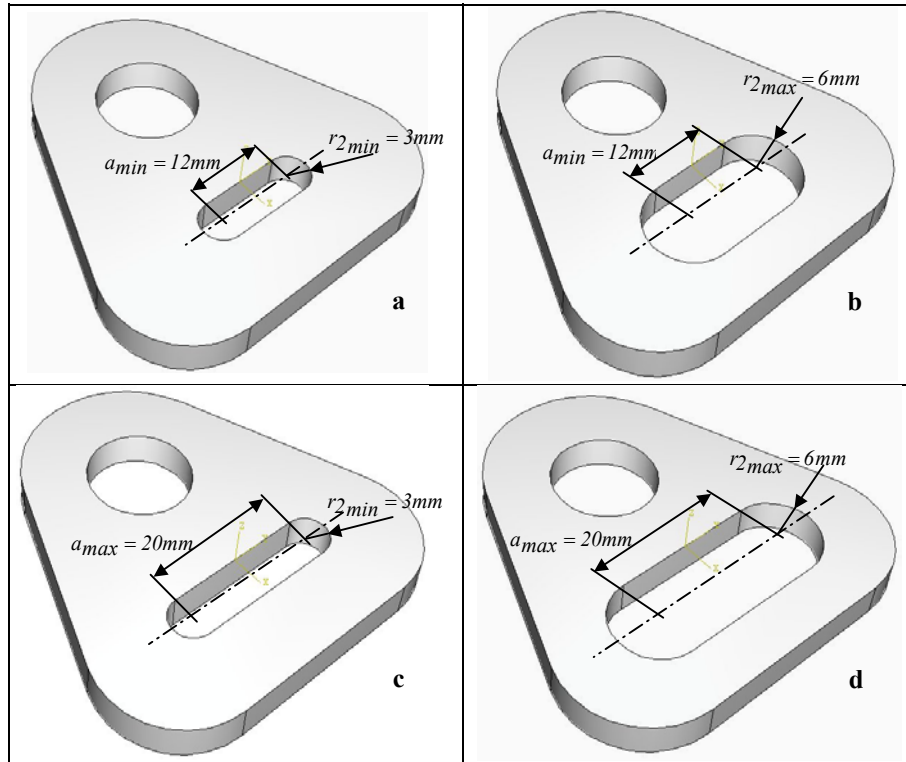


Figure 3.20: Différents cas limites **a.** a_{min} , r_{2min} , **b.** a_{min} , r_{2max} , **c.** a_{max} , r_{2min} , **d.** a_{max} , r_{2max}

Ces rayons varient avec un pas de 0.5 mm, d'une valeur minimale de r_2 égale à 3 mm jusqu'à une valeur maximale de 6 mm.

Des simulations numériques modélisées en 3 dimensions constituent une première source d'information pour l'étude du comportement mécanique de l'attache de ceinture en traction uniaxiale et pour l'étude du pliage par tombé de bord. Elles sont susceptibles de fournir de précieux renseignements permettant d'établir une prédiction de la réponse mécanique et d'obtenir des formulations théoriques qui seront a priori moins coûteuses que des essais et plus faciles à mettre en œuvre.

3.8.2 Description du programme d'optimisation

L'algorithme d'optimisation du pliage par tombé de bord des pièces de sécurité, tel que nous l'avons développé, est représenté par le diagramme de la figure 3.21.

Les études paramétriques utilisent le code de calcul ABAQUS couplé avec un programme Script. Cette approche utilise l'analyse du comportement d'une structure mécanique associée à un ensemble particulier de paramètres géométriques définissant l'espace de conception et un domaine faisable. Après l'analyse complète réalisée avec la totalité des valeurs des paramètres

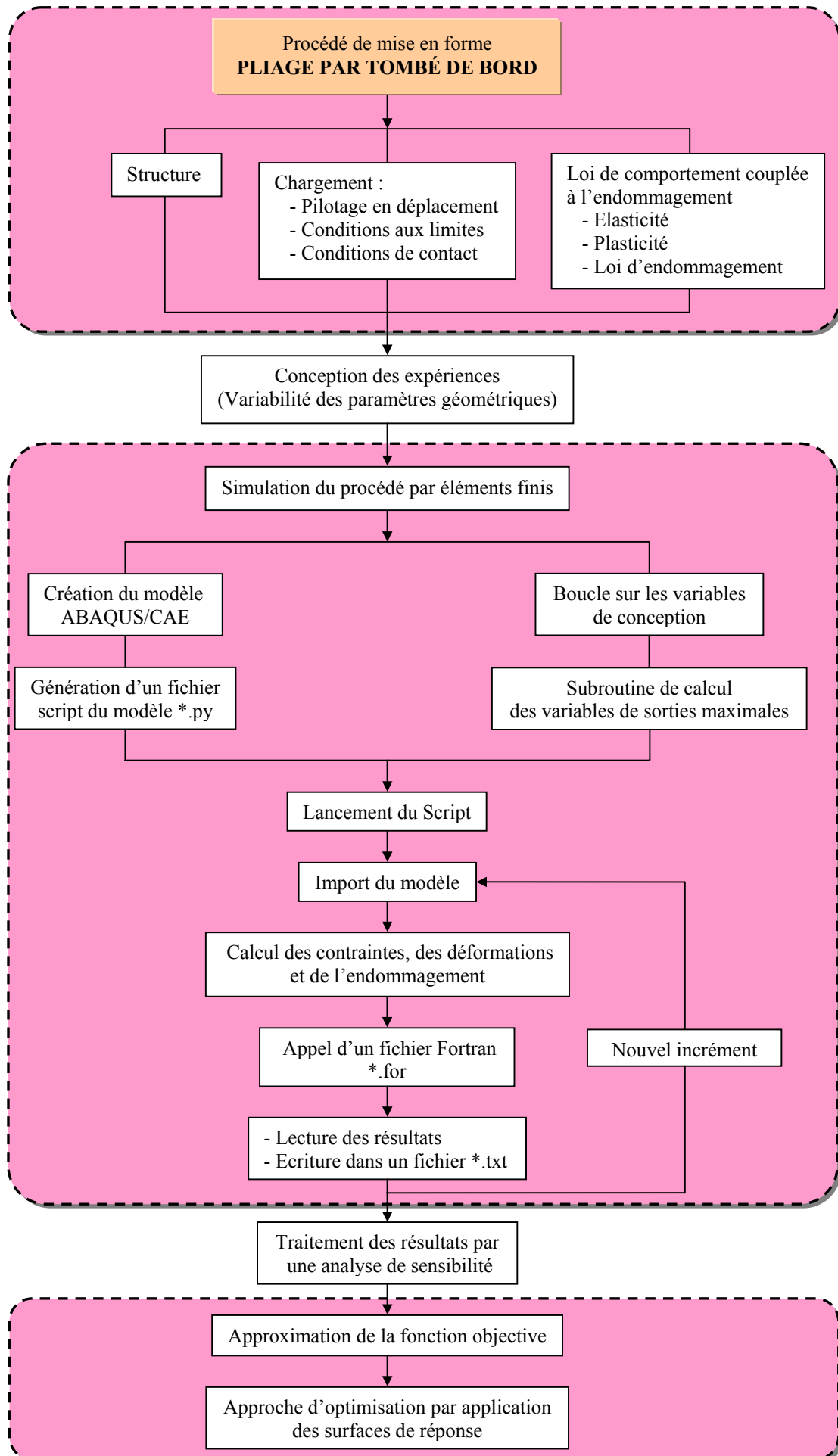


Figure 3.21: Schéma de principe de l'algorithme d'optimisation

l'utilisateur peut visualiser, relever et analyser les résultats grâce à des sous programmes écrits en langage Python.

Les différentes étapes de cette étude d'optimisation paramétrique se déroulent comme suit :

- a. Définition des paramètres: ce sont des dimensions géométriques des paramètres qui peuvent prendre des valeurs continues ou discrètes autour d'une valeur de référence.
- b. Ecriture d'un script [Bah-05f] qui modifie de façon incrémentale la géométrie paramétrée de l'attache de ceinture et analyse des résultats du modèle.
- c. Générer les différentes formes de l'attache et créer une session de calcul.
- d. Lancer les calculs et analyser les résultats dans la phase de post-traitement après avoir lancé le Script.
- e. Etablissement d'un plan d'expériences pour la recherche de l'optimum par utilisation de surfaces de réponse.

3.9 Réponse de l'attache à une charge de traction

3.9.1 Comparaison des cas limites

L'étude retenue concerne des pièces planes ayant la forme de l'attache réelle avant qu'elle ne soit pliée. Nous allons comparer le comportement de quatre pièces correspondant à des configurations géométriques où les variables prennent leurs valeurs extrêmes. Une attache de ceinture est représentée sur la figure 3.20. On a choisi de caractériser la résistance au choc des pièces de sécurité par un essai de traction uni-axiale simulé numériquement. Les deux variables géométriques de conception considérées sont l'entraxe a et le rayon r_2 de l'arrondi du trou oblong et on cherche leur influence sur le comportement en service de la pièce.

Les conditions aux limites concernent:

- ❑ Le blocage de l'attache qui est modélisé par un encastrement sur la surface de l'alésage du trou.
- ❑ L'action de la ceinture qui est assimilée à une répartition de pression uniforme p de 300 MPa appliquée sur la surface plane du trou oblong.

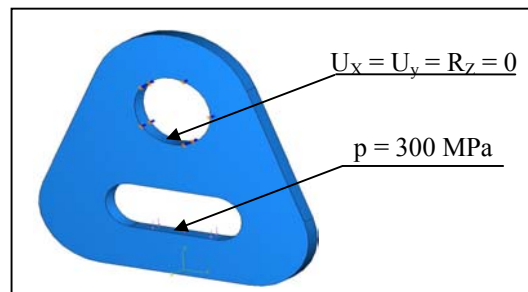


Figure 3.22: Conditions aux limites: charges et déplacements imposés

La pièce de sécurité est modélisée dans l'hypothèse d'un corps solide tridimensionnel déformable discrétisé par des éléments finis cubiques à 8 nœuds (C3D8). Le matériau

S500MC (acier H.L.E.) a un comportement élasto-plastique couplé à l'endommagement par le modèle de dommage de Lemaître.

3.9.2 Résultats obtenus

Nous avons caractérisé l'influence des paramètres géométriques sur le comportement mécanique de la pièce de sécurité, par l'évolution du maximum de la contrainte équivalente de von Mises et la valeur de l'endommagement du matériau. L'ensemble des résultats numériques correspondant aux quatre formes géométriques limites sont présentés dans le tableau 3.10. Les numéros des éléments correspondant aux valeurs relevées sont illustrés sur la figure 3.23.

	Contrainte équivalente		Endommagement	
	$N^{\circ} \text{ élément}$	$\sigma_{vMises}^{max} \text{ (MPa)}$	$N^{\circ} \text{ élément}$	D_{max}
1 ^{ère} cas: (a_{min}, r_{2min})	15270	571.373	14133	0.000897
2 ^{ème} cas: (a_{min}, r_{2max})	9714	587.472	9714	0.003293
3 ^{ème} cas: (a_{max}, r_{2min})	13563	647.621	12097	0.016229
4 ^{ème} cas: (a_{max}, r_{2max})	10364	1029.989	10524	0.596577

Tableau 3.10: Valeurs maximales des contraintes et du dommage

Les résultats des simulations numériques de la pièce sollicitée en traction, montrent que les valeurs maximales sont situées dans les arrondis du trou oblong. Pour un entraxe minimal (a_{min}), l'endommagement est pratiquement nul quelles que soient les valeurs mini et maxi du rayon r_2 . Dans ce même cas, on peut constater une légère augmentation de la contrainte de 16 MPa lorsqu'on passe de valeur minimale à la valeur maximale de r_2 . On remarque que le matériau commence à se plastifier (avec la persistance d'une déformation permanente) puisque les valeurs obtenues dépassent la limite élastique du matériau qui est de 560 MPa.

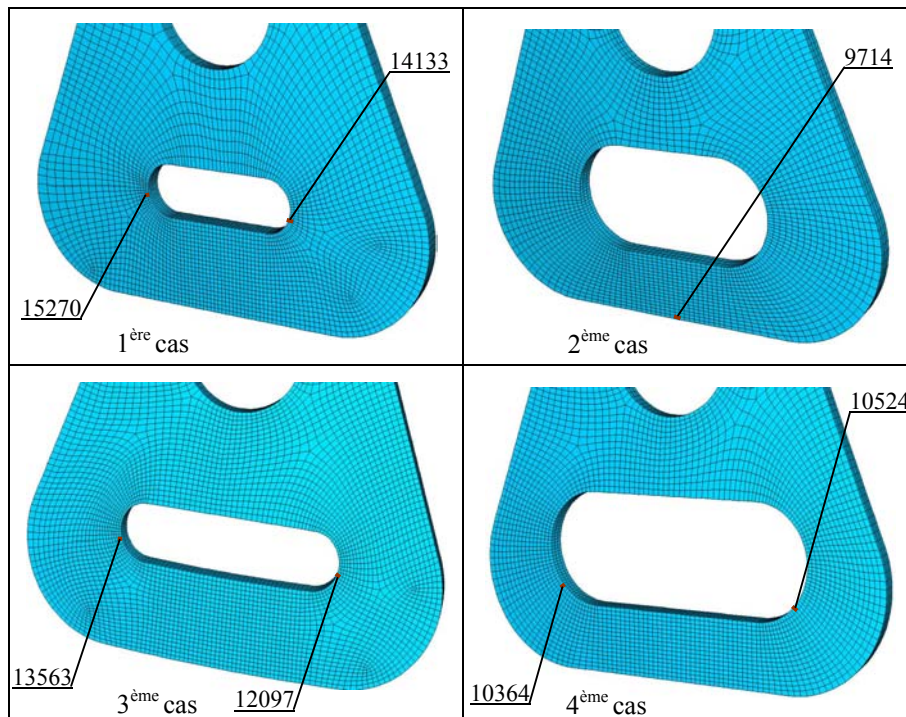


Figure 3.23: Numérotation des éléments

En revanche, l'effet du dommage et de la contrainte sont plus marqués pour la valeur maximale de l'entraxe comme on peut le constater sur la figure 3.24. Pour cette forme

d'attache, l'endommagement maximal atteint la valeur critique de rupture du matériau pour la quatrième configuration géométrique. Cela peut s'expliquer par un effet de concentration de contraintes dans les éléments adjacents aux arrondis du trou oblong et par un affaiblissement de la section de matière utile.

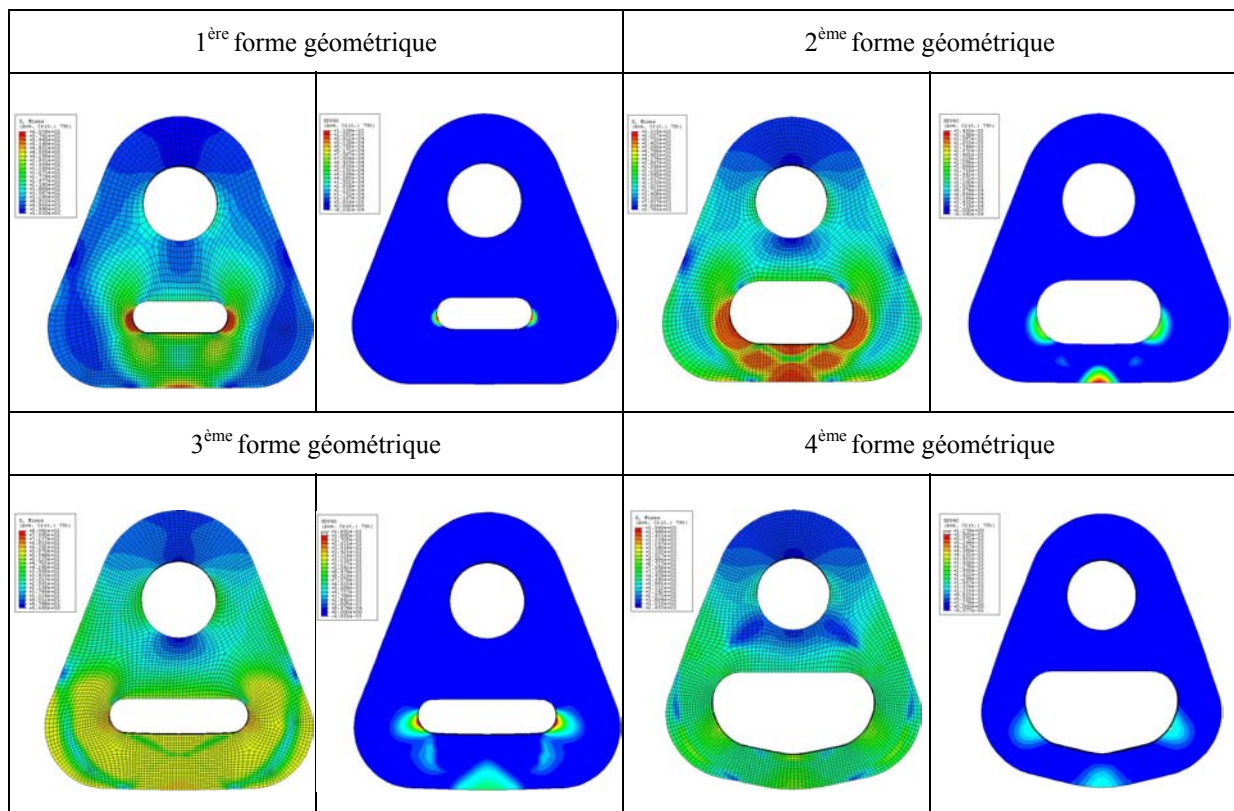


Figure 3.24: Isovaleurs des contraintes et du dommage pour les quatre cas

Au vu des résultats, la partie inférieure de l'attache pourrait être assimilée à une poutre encastrée aux extrémités soumise à une pression uniforme engendrant l'apparition d'une flèche. Cette remarque peut être utile par la suite si on cherche des modèles simplifiés.

3.9.3 Plan d'expériences

Dans cette étude les deux paramètres utilisés concernent la forme plane de l'attache. Ce sont l'entraxe a et le rayon r_2 du trou oblong de la ferrure d'ancrage (figure 3.25), qui varient dans les plages de valeurs indiquées.

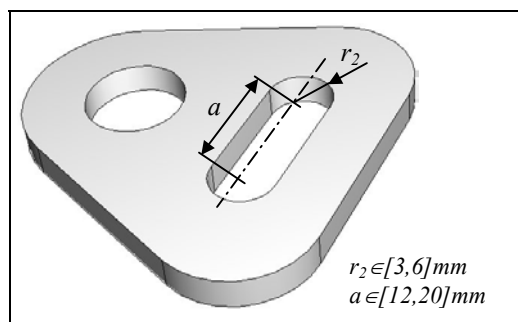


Figure 3.25: Paramètres géométriques variables

Le plan d'expériences est basé sur un ensemble de simulations numériques dans lesquelles les deux paramètres géométriques prendront toutes les valeurs possibles. Les réponses sont les

valeurs maximales de la contrainte de von Mises et du dommage de Lemaître.

Le plan d'expériences complet qui a été mis en place, contient les deux paramètres échantillonnés formant une matrice de 35 expériences. Il permet de réaliser toutes les combinaisons possibles entre ces deux paramètres. Le tableau 3.11 illustre l'ensemble des résultats obtenus. Son analyse permet d'identifier les formes optimales, les facteurs qui influencent le plus les résultats, ceux qui sont sans influence notable et leurs interactions.

Variables	a (mm)	r_2 (mm)	σ_{vMises}^{max} (MPa)	D_{max}
1	12	3	571.373	0.000897
2	12	3.5	570.205	0.000727
3	12	4	571.204	0.000843
4	12	4.5	572.132	0.001000
5	12	5	573.716	0.001197
6	12	5.5	578.649	0.001934
7	12	6	587.472	0.003293
8	14	3	578.790	0.001902
9	14	3.5	578.280	0.001796
10	14	4	579.816	0.001989
11	14	4.5	582.422	0.002371
12	14	5	586.583	0.003024
13	14	5.5	598.439	0.005275
14	14	6	643.832	0.017412
15	16	3	589.241	0.003475
16	16	3.5	590.860	0.003541
17	16	4	594.556	0.004278
18	16	4.5	602.285	0.005674
19	16	5	622.735	0.011563
20	16	5.5	717.495	0.039210
21	16	6	816.070	0.077346
22	18	3	605.667	0.006221
23	18	3.5	613.787	0.008092
24	18	4	631.179	0.012376
25	18	4.5	699.983	0.033746
26	18	5	796.445	0.069228
27	18	5.5	875.271	0.106905
28	18	6	931.589	0.138784
29	20	3	647.621	0.016229
30	20	3.5	713.591	0.038387
31	20	4	799.879	0.070276
32	20	4.5	880.526	0.112276
33	20	5	942.268	0.153453
34	20	5.5	993.081	0.185508
35	20	6	1029.989	0.596577

Tableau 3.11: Matrice d'expériences du dommage et des contraintes équivalentes maximales

3.9.4 Surfaces de réponse

Pour bien comprendre l'évolution du comportement de l'attache de ceinture lors de la traction en fonction des deux paramètres géométriques, on a choisi la contrainte maximale de von Mises et le dommage de Lemaître maximal D comme fonctions objectives. Les deux variables de cette étude sont le rayon r_2 du trou oblong et son entraxe a . Ces deux paramètres seront rapportés à leurs valeurs maximales r_{2max} et a_{max} pour effectuer l'étude sous forme adimensionnelle.

On se sert ensuite des résultats du plan d'expériences pour construire des surfaces de réponse en vue de l'optimisation de la forme des attaches.

3.9.4.1 Fonctions objectives

Lors d'études préliminaires on a constaté que des fonctions d'approximation cubiques sont insuffisantes pour bien représenter les évolutions numériques de la contrainte équivalente et du dommage. C'est pour cette raison qu'on adopte des fonctions d'interpolation du 4^{ème} degré écrites sous la forme suivante:

$$\tilde{Y}_2 = \alpha_0 + \sum_{i=1}^n \alpha_i x_i + \sum_{i=1}^n \alpha_{ii} x_i^2 + \sum_{i < j}^n \alpha_{ij} x_i x_j + \sum_{i=1}^n \beta_{ii} x_i^3 + \sum_{i=1, i \neq j}^n \beta_{ij} x_i^2 x_j + \sum_{i=1}^n \gamma_{ii} x_i^4 + \sum_{i=1, i \neq j}^n \gamma_{ij} x_i^3 x_j + \prod_{i,j=1}^n \xi_i x_j^2 x_i^2 \quad (3.5)$$

Les x_i sont les variables de conception, les α_{ij} , β_{ij} , γ_{ij} et ξ_i leurs coefficients dans la forme polynomiale.

Pour une meilleure représentativité des résultats, la fonction objective correspondant à la contrainte équivalente maximale est rapportée à la pression appliquée sur la pièce. On pose:

$$\tilde{\sigma}_{vM}^2 = \frac{\sigma_{vM}}{p}; \quad \rho_2 = \frac{r_2}{r_{2max}}; \quad \tilde{a} = \frac{a}{a_{max}}$$

Nous avons utilisé les fonctions adimensionnelles $\tilde{\sigma}_{vM}^2$ et D pour représenter la valeur du dommage et de la contrainte correspondant à chaque valeur de ρ_2 dans l'intervalle $[0.5, 1]$ et à chaque valeur de l'entraxe $\tilde{a}$ situé dans l'intervalle $[0.6, 1]$, conformément à l'établissement du plan d'expériences.

On définit ensuite l'erreur quadratique entre la fonction estimée $\tilde{Y}_2$ et la réponse calculée pour chaque expérience comme suit :

$$E^{Quad} = \sum_{\tilde{a}, \rho_2} (R^{simulé} - \tilde{Y}_2)^2 \quad (3.6)$$

La minimisation de cette erreur conduit à calculer puis à annuler chacune des dérivées de E^{Quad} par rapport aux α_{ij} , β_{ij} et γ_{ij} et ξ_i . On obtient ainsi un système linéaire de quinze équations à quinze inconnues qui, après résolution, donne l'ensemble des coefficients $\{\alpha, \beta, \gamma, \xi\}$ permettant de définir les deux fonctions objectives associées aux réponses étudiées. Les valeurs des coefficients qu'on a trouvées sont reportées dans les tableaux 3.12 et 3.13.

Coefficients	α_0	α_1	α_2	α_{11}	α_{22}	α_{12}	β_{11}	β_{22}
Valeurs	-92.505	233.050	287.369	-159.542	-277.015	-620.453	41.013	79.594
Coefficients	β_{12}	β_{21}	γ_{11}	γ_{22}	γ_{12}	γ_{21}	ξ	
Valeurs	300.968	512.837	-4.199	4.528	-36.520	-127.000	-138.689	

Tableau 3.12: Identification des coefficients de la fonction objective $\tilde{\sigma}_{vM}^2$

Coefficients	α_0	α_1	α_2	α_{11}	α_{22}	α_{12}	β_{11}	β_{22}
Valeurs	38.430	-100.196	-115.529	123.556	152.554	173.739	-74.056	-98.110
Coefficients	β_{12}	β_{21}	γ_{11}	γ_{22}	γ_{12}	γ_{21}	ξ	
Valeurs	-119.981	-121.117	17.365	24.799	31.887	32.614	34.580	

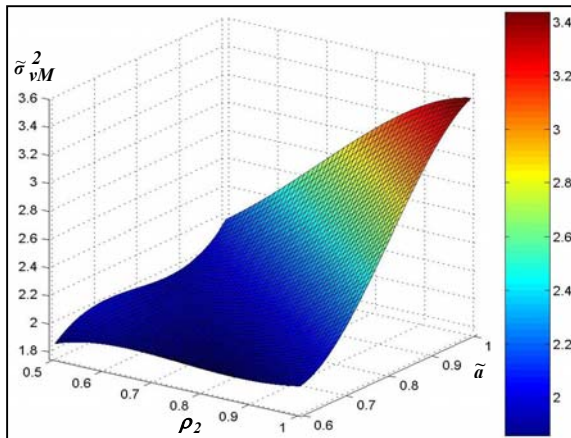
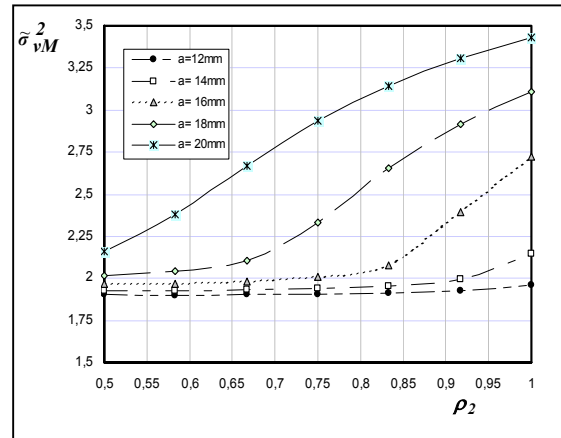
Tableau 3.13: Identification des coefficients de la fonction objective D

3.9.4.2 Exploitation des résultats à l'aide des surfaces de réponse

En s'appuyant sur l'étude précédente et en comparant les réponses des quatre cas limites de la forme géométrique, on peut plus facilement caractériser l'évolution des réponses de la pièce à une traction pour toute valeur des paramètres.

La figure 3.26 représente la distribution de la contrainte relative maximale de von Mises $\tilde{\sigma}_{vM}^2$.

La fonction croît avec le rayon ρ_2 et l'entraxe $\tilde{a}$ et elle est représentée par une surface gauche pour laquelle on observe que la contrainte maximale dans le domaine de variation des paramètres, peut dépasser trois fois la valeur de la pression appliquée. Cette situation correspond aux valeurs maximales du rayon et de l'entraxe du trou oblong. On peut l'expliquer en remarquant que pour la forme du trou oblong correspondant, il y a une forte réduction de la section de matière résistante.

Figure 3.26: Surface de réponse de contrainte $\tilde{\sigma}_{vM}^2$ en fonction du rayon ρ_2 et de l'entraxe $\tilde{a}$ Figure 3.27: Influence du rayon ρ_2 sur la contrainte $\tilde{\sigma}_{vM}^2$ pour différentes valeurs de l'entraxe a

En faisant varier l'entraxe a de sa valeur minimale jusqu'à sa valeur maximale avec un pas régulier, le dommage D évolue comme représenté sur la figure 3.28. Cette évolution est une conséquence des évolutions des contraintes et des déformations plastiques dans la pièce. L'endommagement varie rapidement avec le rayon ρ_2 jusqu'à dépasser l'endommagement critique. Il entraîne la rupture de la pièce lorsque le rayon et l'entraxe du trou oblong atteignent leurs valeurs limites.

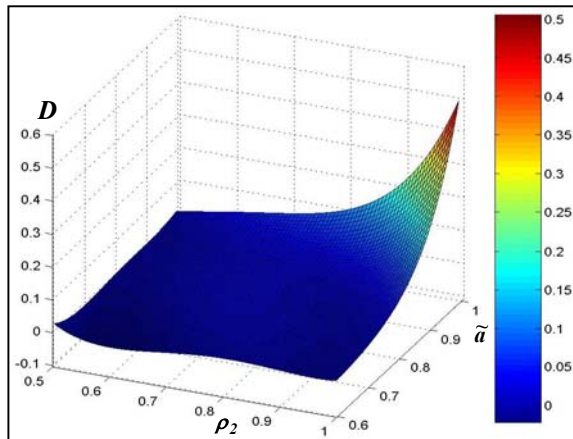


Figure 3.28: Surface de réponse du dommage D en fonction du rayon ρ_2 et de l'entraxe $\tilde{a}$

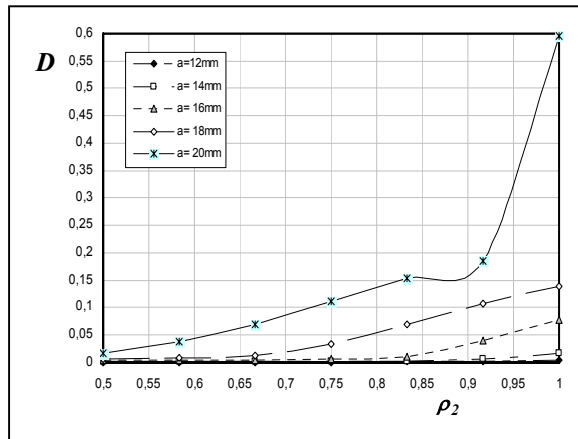


Figure 3.29: Influence du rayon ρ_2 sur le dommage D pour différentes valeurs de l'entraxe a

3.9.4.3 Conclusion

L'étude du comportement des attaches en fonction de leur forme apporte des renseignements sur la conception des ferrures d'ancrage. La méthode des plans d'expériences et des surfaces de réponse permet de déterminer assez simplement l'influence des paramètres de conception sur la réponse en traction de l'attache. Les variations automatiques des valeurs numériques des deux variables de conception définissant la forme du trou oblong, sont réalisées à l'aide de l'algorithme décrit au paragraphe 3.8.2. Il apparaît sur les figures 3.28 et 3.29 que le trou oblong devrait plutôt posséder un entraxe faible (a faible) et un rayon d'arrondi grand (ρ_2 grand) pour minimiser les contraintes et l'endommagement de la matière.

3.10 Réponse de l'attache dans le cas de pliage

3.10.1 Etude comparative entre les quatre configurations limites

Dans cette partie, nous présentons une modélisation numérique en 3 dimensions correspondant au pliage par tombé de bord de la pièce de sécurité. Cette étude doit permettre de comparer le comportement d'attaches correspondant aux quatre formes géométriques présentées sur la figure 3.20. Cette comparaison concerne leur tenue mécanique en service en tenant compte des effets de l'écrouissage et du dommage. Les paramètres géométriques considérés liés à la forme de la pièce sont le rayon r_2 et l'entraxe a du trou oblong. L'étude est faite avec les mêmes conditions de modélisation que celle définie dans le paragraphe 3.6.1.2.

3.10.2 Interprétation des résultats

L'étude comparative des réponses mécaniques des attaches pour les quatre configurations géométriques limites, a été réalisée en les soumettant à un pliage par tombé de bord. Les résultats numériques obtenus pour le dommage et les contraintes maximales de von Mises, sont présentées ci dessous dans le tableau 3.14. Les éléments concernés sont repérés sur la figure 3.30.

	Contrainte équivalente		Endommagement	
	N° élément	σ_{vMises}^{max} (MPa)	N° élément	D_{max}
1 ^{ère} cas: (a_{min} , r_{2min})	1130	1014.923	11273	0.184261
2 ^{ème} cas: (a_{min} , r_{2max})	970	1010.480	7817	0.137362
3 ^{ème} cas: (a_{max} , r_{2min})	957	1031.018	11824	0.190881
4 ^{ème} cas: (a_{max} , r_{2max})	188	1001.137	7551	0.130366

Tableau 3.14: Valeurs maximales des contraintes et du dommage dans les éléments les plus sollicités

Dans les quatre cas étudiés, les résultats des modélisations numériques de la pièce de sécurité, montrent que la contrainte maximale de von Mises se situe à l'intérieur du pli, du côté des fibres comprimées. Les valeurs du tableau 3.14, montrent qu'il y a une très faible différence entre la première et la deuxième forme géométrique en ce qui concerne les contraintes, différence un peu plus marquée entre la troisième et la quatrième configuration. Autrement dit, pour un entraxe minimal ou maximal, l'influence du rayon r_2 du trou oblong sur l'évolution de la contrainte est pratiquement négligeable.

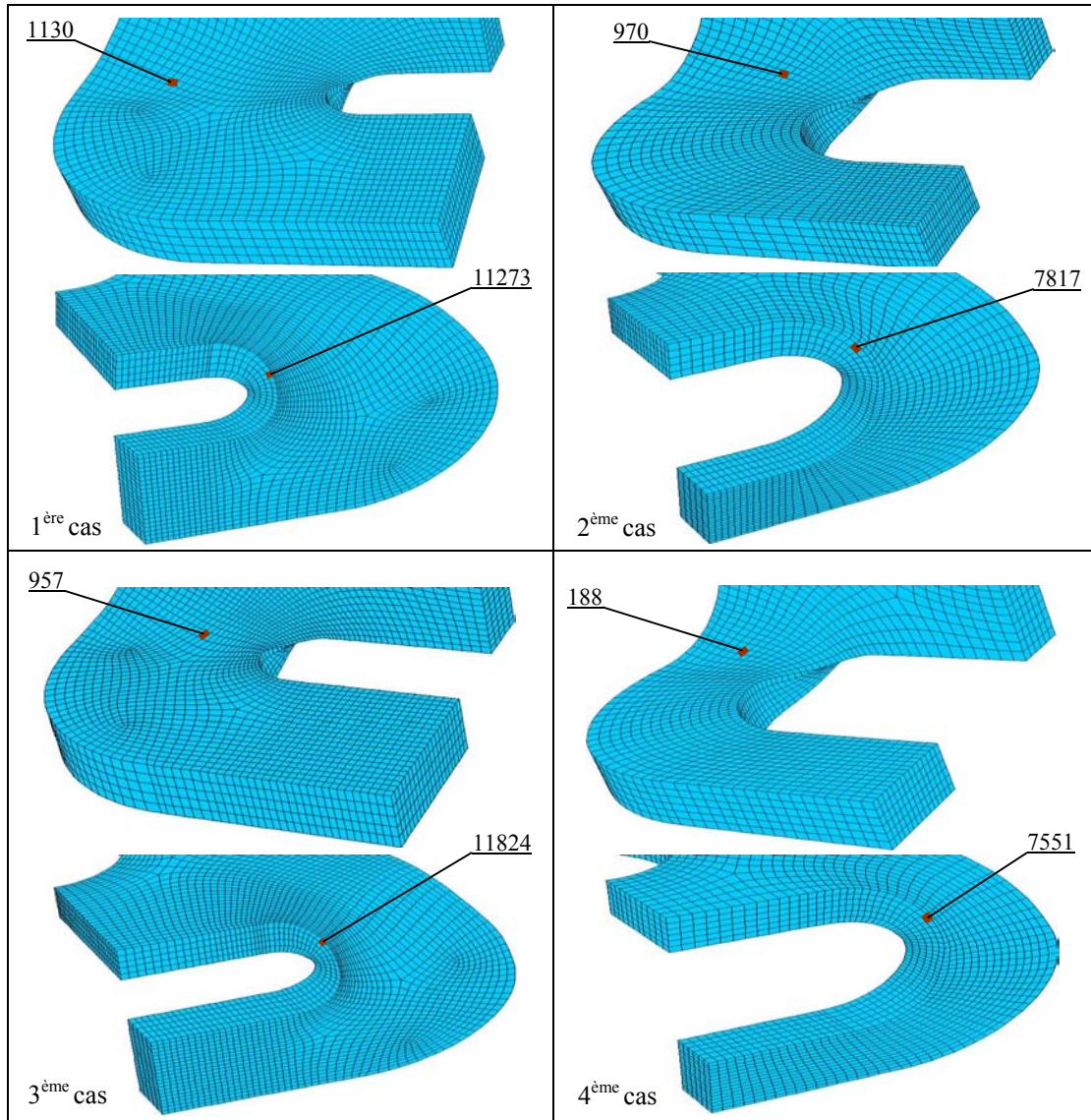


Figure 3.30: Numéros des éléments du tableau 3.14

Dans les deuxième et quatrième formes (r_{2max}), les valeurs du dommage sont inférieures à celles qui apparaissent dans la première et troisième forme (r_{2min}) ce qui montre l'influence du rayon r_2 sur l'état d'endommagement. De forts rayons d'arrondis favoriseront donc la résistance de la pièce en diminuant son endommagement.

Sur la figure 3.31, on constate que l'endommagement s'active à l'extérieur du pli. Quelle que soit la forme du trou, la valeur maximale est atteinte dans les arrondis du trou oblong. On en conclue que l'opération de pliage affecte notablement la résistance du matériau dans la zone pliée où le taux d'écrouissage cumulé est très important.

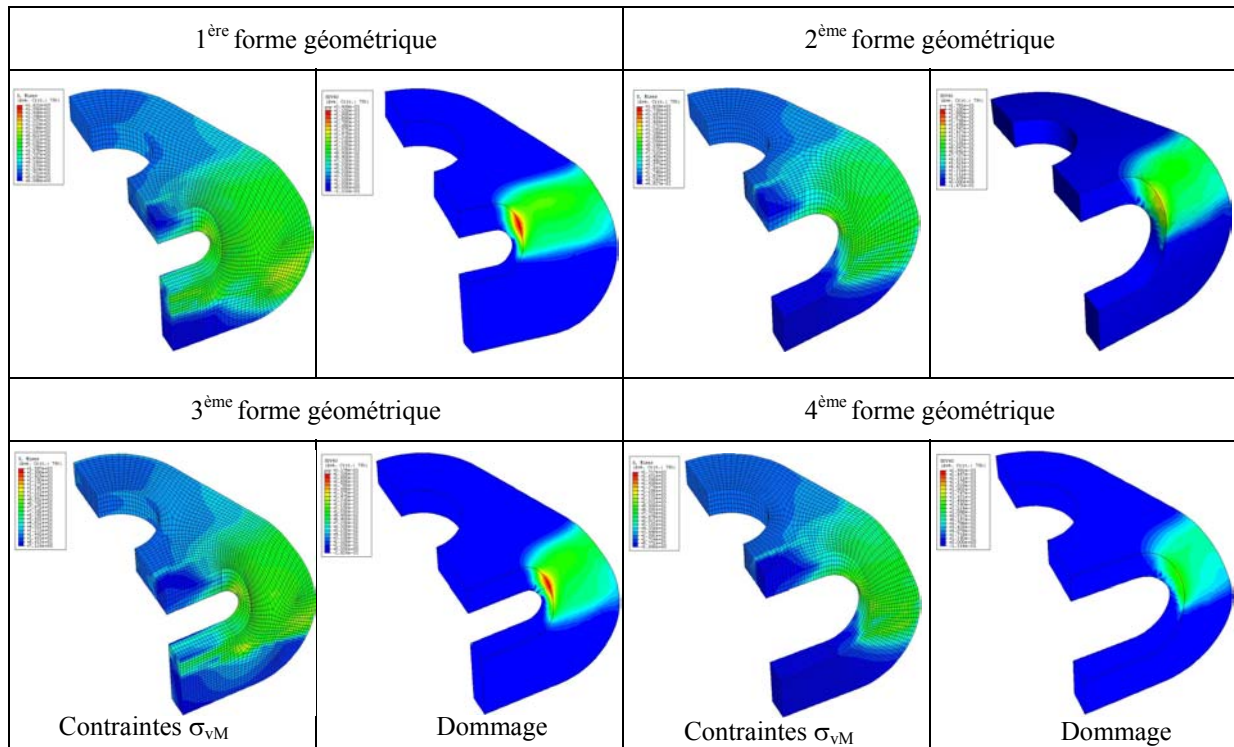


Figure 3.31: Isovaleurs de distribution des contraintes et d'endommagement pour les quatre cas limites

Les résultats présentés ne sont représentatifs que pour des formes de trou les plus extrêmes correspondant à deux valeurs d'entraxe auxquelles on associe deux valeurs d'arrondis. Pour chercher une forme optimale on va faire un balayage de tout le domaine de variation des paramètres géométriques pour mettre en place un plan d'expériences et une analyse des résultats par surfaces de réponse.

3.10.3 Construction d'un plan d'expériences

Dans ce paragraphe, nous mettons en place la méthode des plans d'expériences de Taguchi pour étudier le procédé de pliage par tombé de bord. C'est une méthode simple, pragmatique et très efficace qui a pour but d'identifier les paramètres qui influent le plus significativement sur la réponse mécanique.

Un plan à deux facteurs formant une matrice de 35 expériences (7 niveaux, 5 valeurs) est élaboré. Les variables définissant les paramètres géométriques sont toujours les mêmes: l'entraxe a et le rayon r_2 du trou oblong (figure 3.25) qui varient dans les plages de valeurs définies dans le tableau 3.15. Les réponses associées sont les valeurs maximales de l'endommagement et de la contrainte équivalente de von Mises. Le plan d'expériences est réalisé à partir d'un ensemble de simulations numériques. Un algorithme Script d'Abaqus programmé en langage Python permet de faire une incrémentation automatique des facteurs concernés [Hib-01a]. Les conditions aux limites, de contact et de chargement sont identiques à celle de l'étude précédente.

Grâce à un couplage avec l'outil mathématique Matlab [Mat-02], on représente les évolutions respectives des fonctions σ_{VM} et D . La méthode des surfaces de réponse permettra de chercher les optimum et de trouver des compromis.

Variables	a (mm)	r_2 (mm)	σ_{vMises}^{max} (Mpa)	D_{max}
1	12	3	1014.923	0.184261
2	12	3.5	1040.867	0.174362
3	12	4	1036.235	0.16476
4	12	4.5	1013.023	0.153736
5	12	5	1014.349	0.148962
6	12	5.5	1016.601	0.142966
7	12	6	1010.480	0.137362
8	14	3	1014.389	0.188325
9	14	3.5	1043.912	0.169464
10	14	4	1012.505	0.163124
11	14	4.5	1016.217	0.153571
12	14	5	1016.838	0.14746
13	14	5.5	1018.945	0.142461
14	14	6	1012.490	0.138157
15	16	3	1017.330	0.190674
16	16	3.5	1019.642	0.173635
17	16	4	1015.360	0.163082
18	16	4.5	1017.338	0.156752
19	16	5	1011.727	0.148996
20	16	5.5	1011.570	0.141185
21	16	6	1017.118	0.135357
22	18	3	1057.366	0.190504
23	18	3.5	1023.573	0.176647
24	18	4	1024.444	0.165346
25	18	4.5	1022.258	0.156864
26	18	5	1019.970	0.147703
27	18	5.5	1015.154	0.139969
28	18	6	1018.692	0.133498
29	20	3	1026.573	0.190881
30	20	3.5	1019.546	0.172964
31	20	4	1013.588	0.166755
32	20	4.5	1012.644	0.150361
33	20	5	1015.448	0.141017
34	20	5.5	1013.060	0.136208
35	20	6	1001.376	0.130366

Tableau 3.15: Matrice d'expériences du dommage et des contraintes maximales

3.10.4 Optimisation par la méthodologie des surfaces de réponse

L'objectif est de caractériser l'influence simultanée des deux facteurs géométriques décrits précédemment, sur le comportement mécanique de la pièce de sécurité lors d'un pliage par tombé de bord. Par une procédure analogue à celle développée dans l'étude précédente (traction uniaxiale), on utilise la méthodologie des surfaces de réponse. On pourra caractériser

non seulement le sens de variation et l'amplitude des effets des paramètres géométriques sur les réponses, mais elle permettra une prédiction du comportement en vue de l'optimisation de forme [Kno-87, Mart-04]. Les deux paramètres de conception sont toujours a et r_2 liés à la forme du trou oblong.

3.10.4.1 Calcul des fonctions objectives

Les valeurs maximales des contraintes de von Mises et de l'endommagement résiduels à la fin de la phase de pliage constituent les réponses étudiées. Pour chaque réponse, on choisit un modèle polynomial du 4^{ème} degré pour quantifier l'influence des variables géométriques.

Si $\tilde{Y}_3$ est la fonction étudiée, on pose:

$$\tilde{Y}_3 = \alpha_0 + \sum_{i=1}^n \alpha_i x_i + \sum_{i=1}^n \alpha_{ii} x_i^2 + \sum_{i < j} \alpha_{ij} x_i x_j + \sum_{i=1}^n \beta_{ii} x_i^3 + \sum_{i=1, i \neq j} \beta_{ij} x_i^2 x_j + \sum_{i=1}^n \gamma_{ii} x_i^4 + \sum_{i=1, i \neq j} \gamma_{ij} x_i^3 x_j + \prod_{i=1}^n \xi x_i^2 \quad (3.7)$$

α_0 est une constante, les α_i caractérisent les poids linéaires des variables x_1 et x_2 ,

Les coefficients α_{ij} , β_{ij} , γ_{ij} et ξ caractérisent les interactions (x_1/x_2) , (x_1^2/x_2) , (x_1/x_2^2) , (x_1^3/x_2) , (x_1/x_2^3) et (x_1^2/x_2^2) respectivement.

Enfin les coefficients α_{ii} , β_{ii} , γ_{ii} traduisant l'influence quadratique, cubique et du quatrième ordre de x_1 et x_2 .

Tous ces coefficients sont déterminés à l'aide d'un calcul matriciel en appliquant la méthode des moindres carrés à l'aide du logiciel Mathematica [Wol-96]. Pour éviter une trop grande influence sur les résultats d'une variable par rapport à une autre, nous avons procédé à une normalisation de tous les paramètres géométriques et mécaniques en définissant des nombres adimensionnels. La fonction objective $\tilde{\sigma}_{vM}^3$ liée à la contrainte est rapportée à la limite élastique σ_e qui est de 560MPa et les paramètres géométriques sont rapportés à leurs valeurs maximales en millimètre. On a:

$$\tilde{\sigma}_{vM}^3 = \frac{\sigma_{vM}}{\sigma_e} \quad (3.8)$$

Les différents coefficients calculés pour les deux réponses sont résumés dans les deux tableaux 3.16 et 3.17 suivants:

Coefficients	α_0	α_1	α_2	α_{11}	α_{22}	α_{12}	β_{11}	β_{22}
Valeurs	-17.062	36.205	66.235	-61.907	121.471	-21.479	38.838	110.704
Coefficients	β_{12}	β_{21}	γ_{11}	γ_{22}	γ_{12}	γ_{21}	ξ	
Valeurs	45.256	-15.595	-8.935	-38.030	-14.492	10.785	-7.266	

Tableau 3.16: Identification des coefficients de la fonction objective de contrainte $\tilde{\sigma}_{vM}^3$

Coefficients	α_0	α_1	α_2	α_{11}	α_{22}	α_{12}	β_{11}	β_{22}
Valeurs	1.145	-2.657	-2.001	3.906	2.521	1.942	-3.021	-1.124
Coefficients	β_{12}	β_{21}	γ_{11}	γ_{22}	γ_{12}	γ_{21}	ξ	
Valeurs	-0.709	-1.864	0.848	0.040	0.392	0.792	-0.081	

Tableau 3.17: Identification des coefficients de la fonction objective du dommage D

Cette procédure a servi à la construction des fonctions objectives à l'aide des surfaces de réponse, permettant d'analyser la sensibilité des réponses aux paramètres géométriques.

3.10.4.2 Analyse des résultats des surfaces de réponse

On aborde maintenant le problème d'optimisation de l'attache par application des surfaces de réponse en analysant la sensibilité des fonctions objectives aux variations des paramètres géométriques. Ceci permettra d'améliorer les propriétés du produit en examinant la tenue mécanique des pièces pliées. Les résultats concernant la contrainte maximale de von Mises et du dommage sont présentés respectivement dans les figures 3.32 et 3.34 sous la forme des surfaces de réponse. Elles caractérisent leurs évolutions en fonction du rayon relatif ρ_2 et de l'entraxe $\tilde{a}$ du trou oblong correspondant au plan d'expérience des 35 calculs numériques.

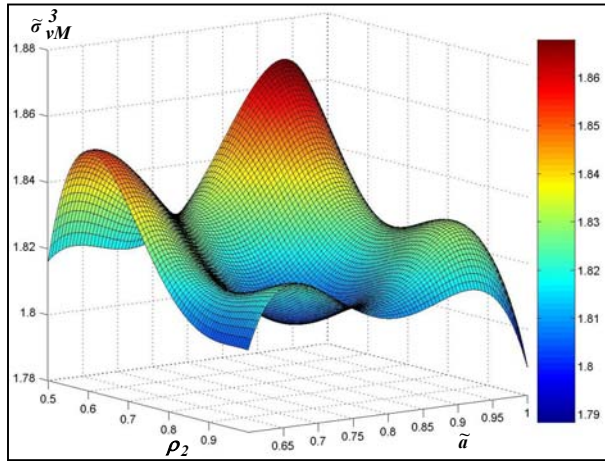


Figure 3.32: Surface de réponse de la contrainte $\tilde{\sigma}_{vM}^3$ en fonction du rayon ρ_2 et de l'entraxe $\tilde{a}$

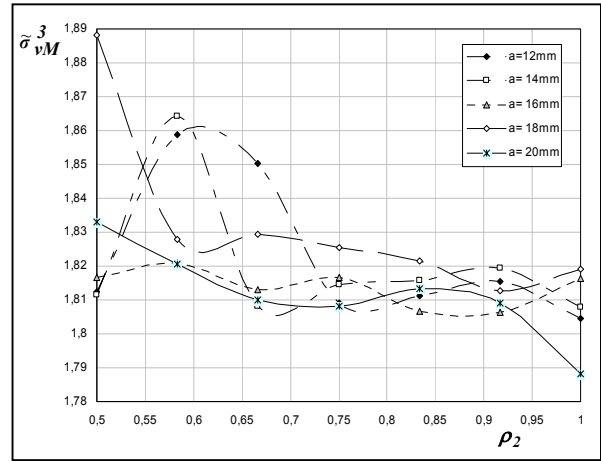


Figure 3.33: Influence du rayon ρ_2 sur la contrainte $\tilde{\sigma}_{vM}^3$ pour différentes valeurs de l'entraxe $\tilde{a}$

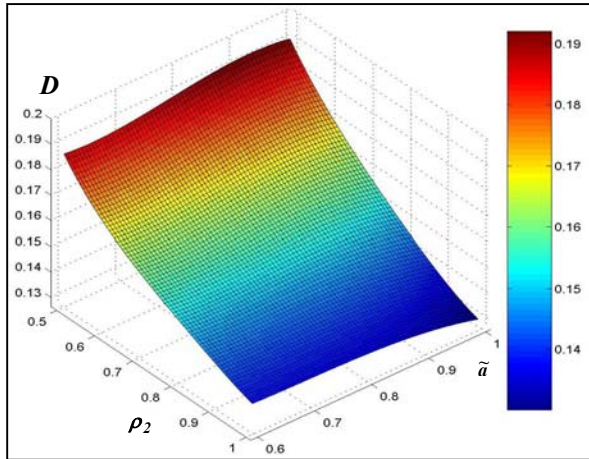


Figure 3.34: Surface de réponse du dommage en fonction du rayon ρ_2 et de l'entraxe $\tilde{a}$

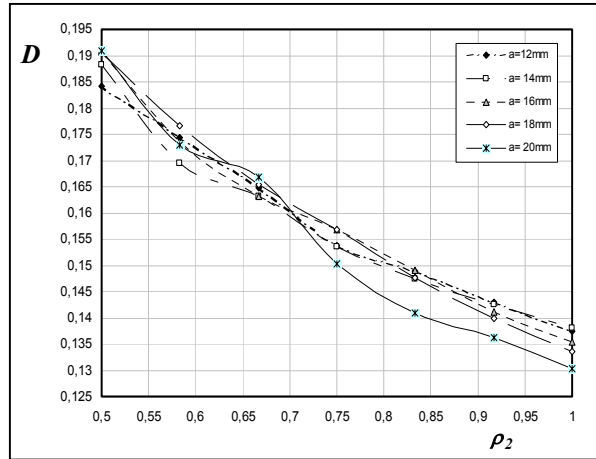


Figure 3.35: Influence du rayon ρ_2 sur le dommage pour différentes valeurs de l'entraxe $\tilde{a}$

Une légère fluctuation de la contrainte $\tilde{\sigma}_{vM}^3$ en fonction de ρ_2 peut être constatée lorsque l'entraxe est maintenu à une valeur fixe (attention à l'effet d'échelle sur la figure). Plusieurs minimums locaux peuvent y être décelés. Pour bien montrer l'allure de la réponse et la présence des optimums locaux, on a utilisé une autre représentation graphique où les courbes sont paramétrées par les valeurs de l'entraxe. Il semblerait qu'il puisse exister des formes optimales.

Les figures 3.34 et 3.35 montrent l'évolution du dommage en fonction de $\tilde{a}$ et de ρ_2 . Les résultats de cette étude montrent que les valeurs maximales d'endommagement sont très proches pour les différents entraxes. Comme on peut l'observer sur la figure 3.34, cette réponse décroît avec le rayon d'arrondi. Cette décroissance est due essentiellement à une répartition uniforme du dommage au niveau des bords du trou oblong quand le rayon des arrondis augmente.

3.10.4.3 Conclusion

Une étude paramétrique a été conduite en couplant un logiciel de C.A.O (Solidworks), et un code de calcul E.F. (Abaqus) par l'intermédiaire d'un script écrit dans le langage de développement Python. Les modifications automatiques des formes des pièces ont permis de constater qu'une modification de la forme du trou de passage de la ceinture dans l'attache lorsque celle-ci est sollicitée à la traction uniaxiale, apporte des redistributions de contrainte et d'endommagement maximum lorsque l'entraxe et l'arrondi prennent leurs valeurs maximales (surface résistante minimale).

Cette étude montre aussi bien que la conception de l'attache est tributaire de la forme du trou oblong. Il ressort que si l'entraxe a peu d'influence dans la plage de variation choisie [12, 20] mm, le rayon d'arrondi a beaucoup d'influence sur la distribution des contraintes résiduelles. La conséquence de ces concentrations de contraintes est une forte valeur d'endommagement dans les zones pliées au voisinage des arrondis, là où les contraintes sont positives. Et par conséquent la résistance finale de l'attache sera donc affectée par le choix de ces paramètres géométriques de conception. Pour les deux réponses mécaniques étudiées, l'interprétation des résultats et l'optimisation sont analysées à l'aide des surfaces de réponse qui montrent tout de même qu'il existe des formes optimales en terme de minimisation de dommage. Elles permettent de déterminer des fonctions approchées des réponses et une optimisation mathématique à l'aide de méthodes locales ou globales qui seront détaillées ultérieurement.

On peut élargir l'étude sachant que les temps de calculs en 3D sont très longs, en utilisant des réseaux de neurones pour évaluer les réponses mécaniques de l'attache avec des valeurs de paramètres quelconques. Il faudrait ensuite étudier l'influence de ces contraintes résiduelles et du dommage apporté au matériau sur le comportement au choc de la ferrure d'ancrage.

Chapitre IV

Etude expérimentale du pliage

4.1 Introduction

Les essais expérimentaux constituent une première source d'information pour aborder un problème de mise en forme. Ils sont susceptibles de fournir de précieux renseignements permettant d'établir des formulations analytiques dans le but d'optimiser le procédé et de valider des modèles numériques comme ceux développés dans le chapitre suivant. L'établissement de modèles mathématiques à partir d'un ensemble d'essais expérimentaux concernant l'effort de pliage, le retour élastique, l'effort de dépliage, la force de choc dynamique, etc. n'a apparemment pas encore atteint sa maturité dans le cas de pliage par *tombé de bord*. Pour fournir une base expérimentale fiable on proposera une caractérisation du procédé qui tiendra compte du phénomène d'endommagement du matériau.

Afin de suivre les différentes séquences de la mise en forme, nous avons établi une étude expérimentale portant sur le découpage, le pliage, le dépliage ainsi que des essais de chocs dynamiques sur éprouvettes. Le développement et la validation expérimentale des études numériques s'effectuent sur des éprouvettes considérées comme cas test industriels. Cette étude permettra:

1. De mieux comprendre l'évolution des différentes phases de l'opération de découpage en réalisant des découpes sur des pièces (avec plusieurs niveaux de pénétration du poinçon) corrélées aux courbes effort - pénétration du poinçon.
2. D'étudier l'influence du jeu entre le poinçon et la matrice ainsi que l'influence du rayon de matrice, sur le comportement de l'ensemble tôle et outillage aux cours des opérations de pliage. L'influence de ces paramètres sur les ruptures de pièces par des essais statiques (dépliage) et dynamiques sera aussi étudiée.
3. De chercher les valeurs optimales des paramètres du procédé qui permettent d'obtenir des pièces avec une précision géométrique de forme la meilleure possible et une résistance mécanique accrue. Les propriétés géométriques sont reliées au retour élastique et les propriétés mécaniques sont caractérisées par l'effort maximal de dépliage et la tenue en service des pièces soumises à des chocs.
4. De valider les modèles numériques en éléments finis que nous avons développés dans le chapitre V pour simuler l'opération de pliage. On vérifiera, la validité du modèle d'endommagement, ainsi que le critère de rupture que nous avons retenu.
5. De mieux comprendre les évolutions globales des différentes réponses mécaniques grâce à des approximations polynomiales permettant le choix optimal des paramètres du procédé.

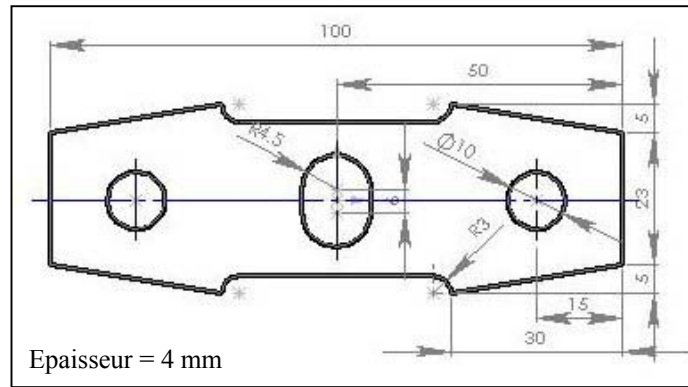


Figure 4.1: Dimensions de l'éprouvette utilisée

4.2 Etude de découpage

Initialement les tôles sont fournies sous forme de bobines. Avant toute production (découpage, pliage, etc.), la bobine est déroulée et le matériau déformé par le bobinage, subit un redressage afin d'obtenir des tôles sous forme de bandes planes comme illustré sur la figure 4.2.

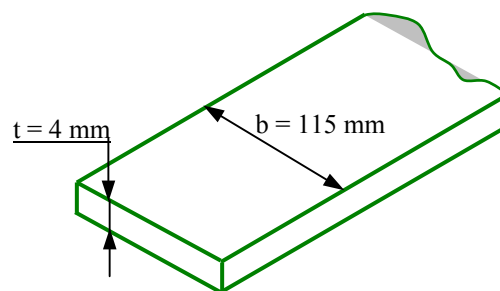


Figure 4.2: Dimensions de la bande utilisée

Dans toute la suite de l'étude, on s'intéressera à un acier normalisé particulier de type Corrus. Il est livré sous forme de bandes de tôle d'épaisseur 4 mm. Cet acier a pour désignation S500MC. Selon la norme NF A 36-203, cette désignation correspond à E490D [Cou-82] avec les symboles suivants:

- S : acier de construction.
- 500 : limite d'élasticité minimale (Mpa).
- M : laminage thermomécanique.
- C : formage à froid.

La composition chimique donnant le pourcentage de carbone et les quantités d'éléments dispersoïdes, est donnée dans le tableau 4.1 [Mka-03].

Eléments	C	Si	Mn	P	S	Al	Nb	Ti	V
(%) min	-	-	-	-	-	0.01	0.01		0.01
(%) max	0.12	0.50	1.70	0.03	0.03	0.1	0.08	0.12	0.08
(%) réel	0.09	0.058	0.91	0.014	0.002	0.044	0.056	0.001	0.043

Tableau 4.1: Composition chimique de l'acier S500MC

Cet acier a de très basse teneur en carbone et les éléments dispersoïdes (Al, Nb, Ti, V) sont aussi en très faibles quantités.

Les éprouvettes sont obtenues par découpage sur la presse **LOIRE** de **4000KN** visible sur la photo de la figure 4.3. Avec les outillages appropriés, on a découpé toutes les éprouvettes, en respectant les principales étapes d'une fabrication industrielle.



Figure 4.3: Photo de la presse utilisée (LOIRE 4000 KN)

Sur la même figure, on distingue l'outillage et toute la chaîne d'acquisition des données de type **EASYEST A6** disposée sur une console mobile. L'outil à colonne que nous avons utilisé dans cette étude expérimentale est constitué d'une partie mobile supportant le poinçon et solidaire du coulisseau de la presse, d'une partie fixe supportant la matrice. L'outillage de découpe proprement dit se compose principalement:

- a-** De deux matrices,
- b-** De deux poinçons, (voir figure 4.6)

Cet outillage est instrumenté avec:

- 1-** Un capteur de force extensométrique **FN 2242** qui permet de mesurer des efforts dont l'intensité peut aller jusqu'à 500 KN.
- 2-** Un capteur de déplacement à câble, de modèle **1850 -020 B**, dont le numéro de série est **8356-001**. Il permet de mesurer une course allant jusqu'à 500 mm.

Il existe quatre principaux paramètres qui influencent le découpage et qui sont:

- Le jeu entre poinçon et matrice
- La nature du matériau
- La vitesse de découpage
- L'usure du poinçon

Dans nos essais, pour toutes les éprouvettes on conserve le même jeu correspondant à un outillage neuf, et même s'il y a un peu d'usure d'outils son incidence ne sera pas significative. Pour une découpe optimale, il a été montré [Ham-96] qu'un jeu égal à 10% de l'épaisseur permettait une découpe optimale.

4.2.1 Identification du sens de découpe

Avant le découpage des éprouvettes, la tôle passe par beaucoup d'étapes, nécessitant l'identification de la position des éprouvettes. Dans ce but, la face correspondante à l'extérieur de la bobine est marquée par deux traits blancs qui sont visibles sur la figure 4.4.

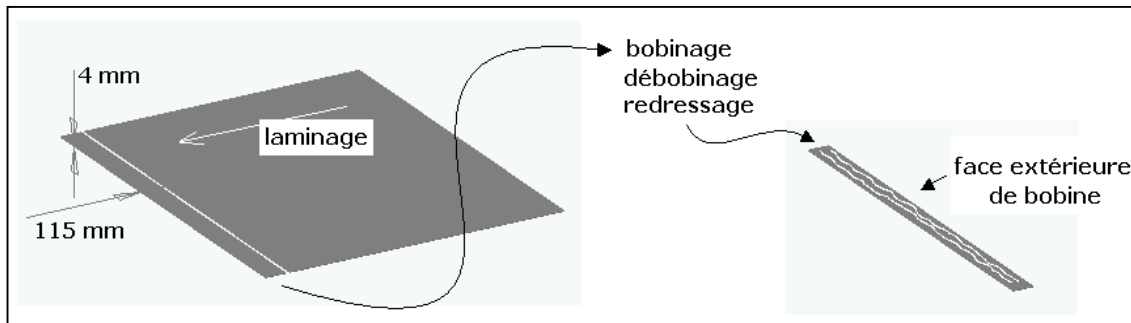


Figure 4.4: Etapes préparatoires du découpage

Le découpage de ces éprouvettes est fait en deux étapes:

- ❑ La première est le découpage de la forme extérieure directement dans la bande métallique (acier S500MC) (figure 4.5.a). Pour cela, toutes les éprouvettes sont découpées avec la face supérieure de la tôle après redressage coïncidente avec la face du contact avec le poinçon et dans le sens transverse du redressage.
- ❑ La deuxième étape est le découpage des trous de finition de l'extérieur pour arriver à la forme finale des éprouvettes (figure 4.5.b). Le découpage des trous est fait de telle manière que la surface supérieure des pièces soit en contact direct avec le poinçon, ce qui fait que la partie arrondie du bord découpé de toute l'éprouvette est du même côté (correspondant à la face supérieure de la bande de tôle après débobinage).

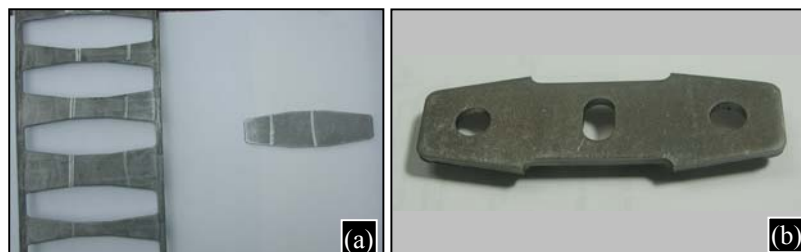


Figure 4.5: Découpage **a)** de la forme extérieure des éprouvettes **b)** des trous et finition de l'extérieur

Pour illustrer un peu plus l'opération, on a représenté sur la figure 4.6 quatre photographies de l'outillage utilisé sur la presse LOIRE montrant les différentes séquences successives de préparation des éprouvettes.

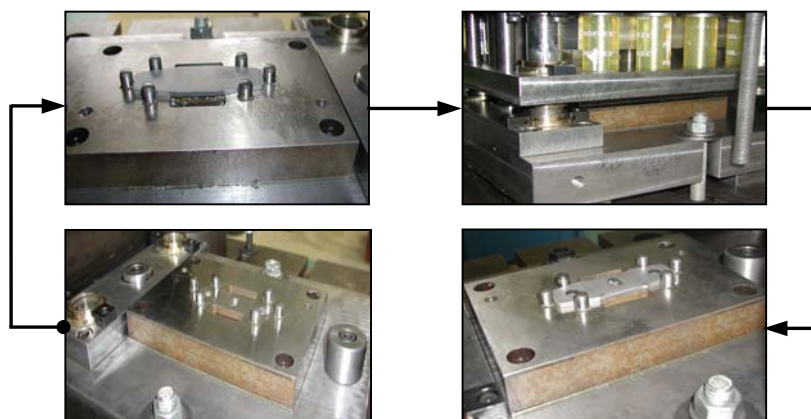


Figure 4.6: Différentes opérations de réalisation des éprouvettes

4.2.1.1 Effort de découpage

Nous avons procédé à de nombreux essais de découpage sur la presse dans les conditions précisées dans le paragraphe précédent, en enregistrant les efforts fournis par le poinçon et son déplacement en fonction du temps. Trois éprouvettes ont servi de référence. Après traitement des données, les évolutions moyennes de l'effort de découpe en fonction de la pénétration du poinçon sont présentées sur les figures 4.7 et 4.8. Elles concernent respectivement le découpage de l'extérieur des éprouvettes (figures 4.7) et le poinçonnage des trous avec la finition de la forme extérieure (figures 4.8). La force maximale de découpage relevée correspondant à la valeur moyenne pour les 3 pièces $F_{\text{moyen}} = \frac{1}{3} \sum_{i=1}^3 F_{\text{max}_i}$ est de 463 KN.

Cette valeur est atteinte pour une pénétration de poinçon de 2.18 mm, c'est à dire à 54% de l'épaisseur de la tôle. On peut alors considérer que c'est la limite de résistance du matériau après quoi la pièce peut être considérée comme découpée.

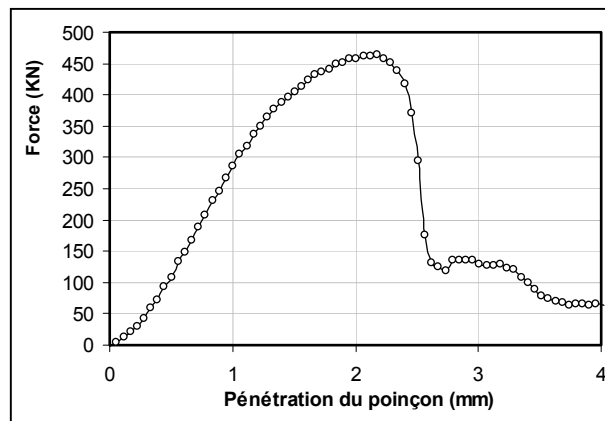


Figure 4.7: Effort de découpage de la forme extérieure

Sur la figure 4.8 l'allure de la courbe de découpage des trois trous circulaire et oblong est tout à fait analogue à celle de la figure 4.7. Ces graphes sont caractéristiques du découpage sur presse.

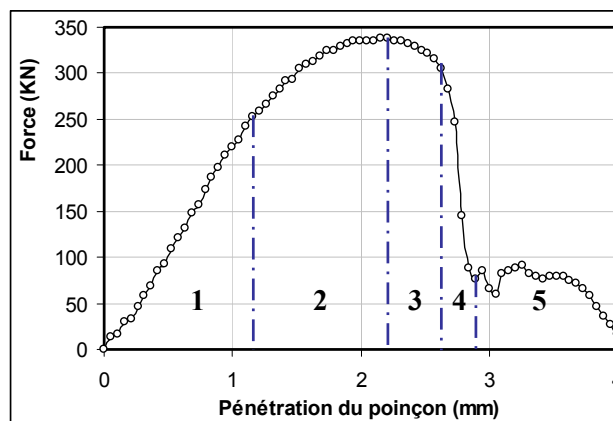


Figure 4.8: Effort de découpage des trous et finition de la forme extérieure

De manière identique, nous avons aussi relevé l'effort maximal moyen de cette opération de découpage qui est de 338 KN. Il est obtenu pour une pénétration du poinçon de 1.97 mm, soit de l'ordre de 49% de l'épaisseur de l'éprouvette, valeur qui correspond à la chute significative de raideur de la tôle due essentiellement à la localisation des zones endommagées dans le jeu.

En comparant les deux résultats, on constate que l'effort est plus grand pour le découpage de la zone extérieure que pour le découpage des trous. Ceci montre qu'avec l'augmentation du périmètre de découpe, l'effort augmente. La zone critique pour laquelle le matériau est cisailé est la même pour les deux découpes.

On peut se servir de la courbe de la figure 4.8 pour mettre en lumière les différentes phases qui composent l'opération de découpage et qui rendent compte à la fois du comportement du matériau et du degré de pénétration du poinçon dans la tôle. On y distingue les différentes étapes suivantes:

- ❑ Phase 1- C'est la phase de comportement élastique du matériau. L'effort est proportionnel au déplacement.
- ❑ Phase 2- Elle correspond au comportement élasto-plastique du matériau et l'effort augmente de façon non linéaire.
- ❑ Phase 3- C'est une phase de plastification ultime et de cisaillement de la matière entraîné par l'endommagement du matériau. Il y a initiation et croissance des fissures.
- ❑ Phase 4- Durant cette phase, il y aura propagation des fissures, avec une forte chute de l'effort.
- ❑ Phase 5- Création de bavures et expulsion de la pièce découpée avec frottement entre le poinçon et la tôle, la matrice et la pièce découpée ainsi qu'entre la pièce découpée et la tôle.

4.2.1.2 Analyse du bord découpé

L'aspect de la forme du bord découpé est représenté sur la figure 4.9. On identifie assez facilement les zones généralement obtenues sur une pièce découpée.

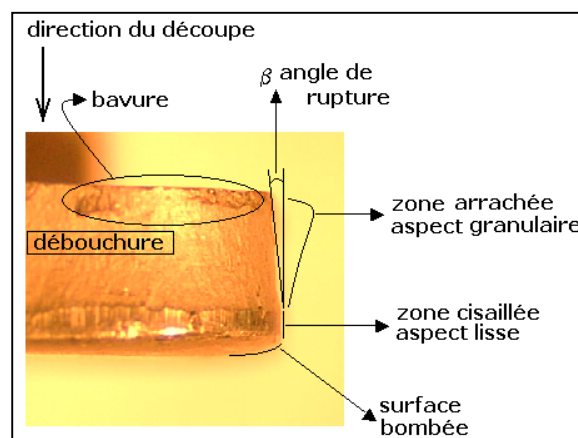


Figure 4.9: Aspect du bord découpé de l'éprouvette trouée

La géométrie du bord découpé illustrée sur la figure 4.9 peut être rattachée aux différentes phases du découpage et se traduisent par les observations suivantes décrites par L. Kurt [Kur-85] et [Ham-96].

- a-** La surface bombée liée à la flexion de la tôle correspond à la phase -1- et une partie de la phase -2-.
- b-** La zone cisailée caractérisée par un aspect lisse du bord découpé correspond à la phase -2- et une partie de la phase -3-.
- c-** La zone rompue (zone arrachée) caractérisée par un aspect granulaire du bord correspond à la phase de rupture finale avec la formation de bavure phases -3- et -4-.

Sur cette dernière figure, il est possible de vérifier que la zone arrachée n'a pas la forme en S comme celle qui est présentée figure 1.7.a chapitre I. Il s'agit d'un bord découpé qui présente un bel aspect géométrique caractérisé par une surface bien "lisse": c'est le trajet idéal de la fissure qui joint les bords tranchants de l'outillage lorsque le découpage est réalisé avec un jeu optimum. Les études montrent aussi que l'histoire thermomécanique du matériau peut influencer l'apparence de la zone découpée.

Une conséquence de la forme du bord est que les dimensions de la pièce découpée ne sont pas exactes. De plus le dommage et les altérations du bord découpé (bavures, sens de bavure, sens de découpe, etc.) vont influencer la résistance des pièces.

4.3 Etude du pliage

Cette étape est effectuée sur une presse de type **Grimar-13675** munie d'un capteur d'effort de type **FN 300TC** et de numéro de série **226** étalonné en mai 2004, d'un capteur de déplacement **DX 100** et d'une chaîne d'acquisition **EASYEST A6** pour le transfert des données. Dans notre étude on a mis en place un plan d'expériences complet à l'aide des paramètres suivants:

- Sept jeux différents entre la tôle à plier et l'outillage dont les valeurs varient de -0.6 mm à 0.6 mm avec un pas uniforme de 0.2 mm.
- Quatre matrices ayant des rayons différents de 1, 2, 4 et 6 mm.
- Toutes les éprouvettes sont lubrifiées avant pliage par une imprégnation d'huile au pinceau.

L'outil que nous avons utilisé dans cette étude est représenté figure 4.10 ci dessous.

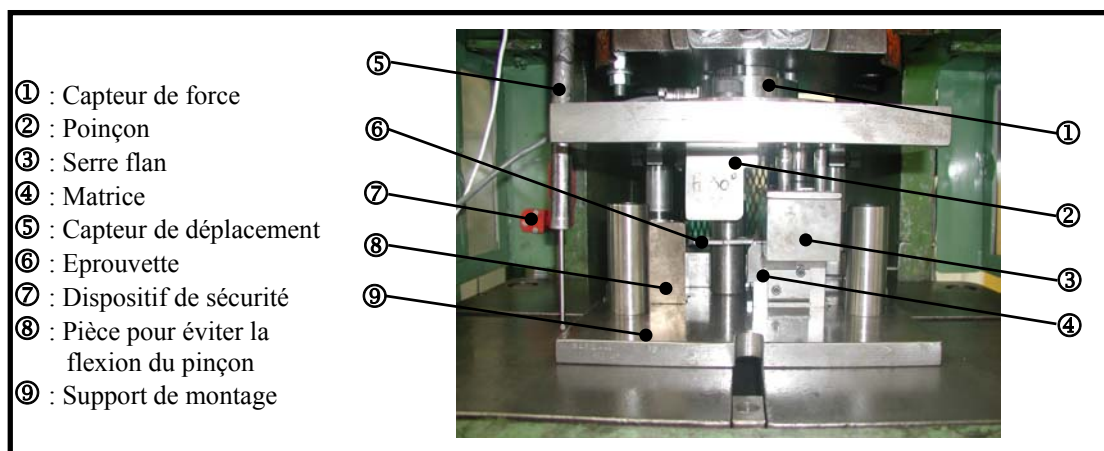


Figure 4.10: Dispositif expérimental de pliage

L'état initial et l'état final des éprouvettes après pliage sont représentés sur la figure 4.11. L'investigation expérimentale proposée sous forme d'un plan d'expériences permet de tenir compte de toutes les combinaisons possibles et des effets d'interactions entre le jeu poinçon-tôle et les rayons de matrice.

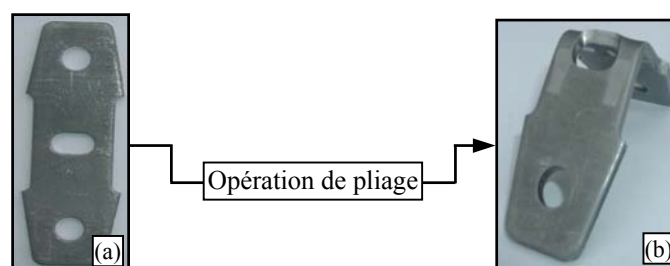


Figure 4.11: Etats initial (a) et final (b) des éprouvettes considérées

De nombreux essais expérimentaux de pliage ont été conduits sous forme d'un plan d'expériences complet en faisant varier à chaque fois le jeu et le rayon de matrice. Chaque essai a été répété 5 fois et au total plus de 140 essais de pliage ont été réalisés. Dans ce qui suit, nous avons retenu les résultats tirés des essais sur des éprouvettes d'épaisseur $t = 4\text{ mm}$ avec un rayon de poinçon et de serre flan égaux à 4 mm. Dans cette partie de l'étude, la fonction coût qui a été choisie pour constituer la réponse des éprouvettes à l'opération de pliage est la force maximale sur le poinçon. Les valeurs moyennes de cette réponse

$F_{\text{moyen}} = \frac{1}{5} \sum_{i=1}^5 F_{i_{\text{mesurées}}}$ en fonction des paramètres géométriques du procédé sont données dans le tableau 4.2.

R_m (mm)	J (mm)						
	-0.6	-0.4	-0.2	0	0.2	0.4	0.6
1	10.3	9.454	9.112	8.266	8.335	7.923	7.329
2	9.18	9.294	8.464	7.542	7.908	6.836	6.43
4	7.535	7.496	7.481	7.047	7.496	6.636	6.255
6	7.565	7.344	7.169	6.932	6.841	6.856	6.673

Tableau 4.2: Matrice d'expériences de l'effort maximal de pliage (KN): expérience

4.3.1 Evolution de l'effort de pliage

Le graphe de la figure 4.12 représente une comparaison entre deux courbes typiques de pliage, une prédite par simulation numérique (voir paragraphe 5.4.1 du chapitre V) et l'autre mesurée expérimentalement, pour un jeu nul et un rayon de matrice R_m de 4 mm. Au début du pliage, l'effort augmente d'une manière linéaire très abrupte. C'est la zone où l'effort se développe dans le domaine élastique du matériau jusqu'à atteindre une valeur qui correspond au moment de plastification de la section de la tôle sur la matrice. Ensuite la courbe s'incurve doucement, ce qui correspond au domaine élasto-plastique du matériau et à l'évolution de la longueur de tôle comprise entre la matrice et le poinçon dans le jeu. Dans les deux cas, le maximum de l'effort est atteint pour un déplacement du poinçon inférieur à la somme $R_m + R_p + t$ des rayons de matrice et poinçon et de l'épaisseur des éprouvettes. L'effort de pliage décroît ensuite jusqu'à une faible valeur presque constante avant que le poinçon n'atteigne la fin de course (qui est de 29 mm). A partir du point A, repéré sur la figure ci dessous, l'effort enregistré n'est dû qu'aux actions de frottement de la tôle avec le poinçon.

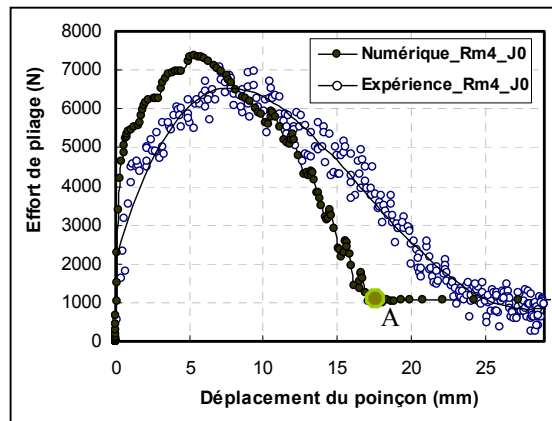


Figure 4.12: Evolution de l'effort de pliage appliqué par le poinçon en fonction de sa pénétration

Nous avons choisi de représenter sur la même figure les résultats numériques, qui seront développés plus loin, et les résultats expérimentaux. S'il y a une différence entre les résultats

des deux approches, numérique et expérimentale, comme on peut le voir sur la figure 4.12, l'erreur relative entre les valeurs maximales de la force de pliage $\left(\left(F_{\max}^{\text{exp}} - F_{\max}^{\text{num}} \right) \times 100 / F_{\max}^{\text{exp}} \right)$ n'atteint pas 10%. La précision du réglage de la presse et en particulier le bon respect du jeu dans l'outillage engendre peut être les différences constatées. De même le phénomène de contact outil-pièce est considéré comme un facteur influant sur la précision des résultats et le modèle de frottement adopté dans les simulations numériques ne suit certainement pas parfaitement la loi de Coulomb. C'est ce qui peut expliquer que les prédictions de la simulation ne correspondent pas parfaitement aux résultats expérimentaux, en particulier lors de la chute de l'effort du poinçon en fin de pliage.

Nous avons pu encore constater des oscillations sur la courbe expérimentale de l'effort qui sont vraisemblablement causées par la sensibilité aux variations de contacts poinçon/tôle, du capteur d'effort, et du capteur de déplacement. De plus les vibrations de la machine vont aussi influencer sur les enregistrements.

4.3.2 Observation des éprouvettes pliées

L'interaction entre le mode de découpage et le pliage a beaucoup d'influence sur l'aspect géométrique de la zone pliée. La figure 4.13 montre l'état des bords des éprouvettes pliées à 90°. Le pliage avec différents paramètres entraîne différents comportements des éprouvettes effectuées. Durant les essais de pliage, on a constaté que toutes les éprouvettes pliées avec un rayon de 1 mm présentent des fissurations visibles au niveau des arrondis du trou oblong où se situent les zones de concentration de contraintes. Sur la figure 4.13.a la fissure est bien visible sur la partie supérieure de la zone pliée. La variation du jeu dans le domaine positif ou négatif n'influence pas beaucoup la fissuration, par contre on peut noter une réduction de la dimension de la fissure pour les jeux positifs.

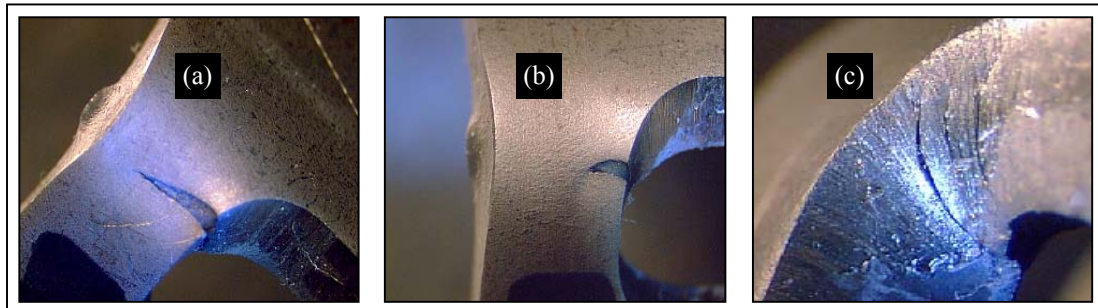


Figure 4.13: Présentation des fissurations des éprouvettes pliées pour un rayon de matrice **a)** $R_m = 1$ mm. **b)** $R_m = 2$ mm. **c)** $R_m = 2$ mm (fissures à l'intérieur du trou oblong)

La figure 4.13.b montre la fissuration d'une éprouvette pliée avec un rayon de 2 mm. On a constaté:

- 1) qu'avec un rayon de 2 mm, la fissuration apparaît d'une façon un peu aléatoire
- 2) que les dimensions de fissures sont plus petites avec un rayon de 2 mm qu'avec un rayon de 1 mm.
- 3) qu'il n'y a pas de fissuration apparente sur les éprouvettes pliées avec les rayons de matrice 4 et 6 mm.

Avec un rayon de matrice de 2 mm certaines éprouvettes pliées présentent des fissurations à l'intérieur du trou comme montré figure 4.13.c dans le cas d'un jeu négatif. Ce type de fissuration peut être créé par un phénomène de cisaillement et peut être engendré par un découpage déficient. Dans ce cas il est normal que l'effet de cisaillement se fasse sentir.

Sachant que les bavures de découpage se trouvent à l'intérieur du pli, celles-ci peuvent être la cause d'initiation des fissures.

4.3.3 Evolution globale de l'effort de pliage

Des développements théoriques basés sur la réalisation de plans d'expériences expérimentaux permettent de déterminer des fonctions analytiques représentant globalement la force maximale de pliage. En vue d'identifier les valeurs optimales des paramètres du procédé qui sont le jeu poinçon/pièce et le rayon de matrice, on a représenté sur la figure 4.14 l'évolution des efforts maximaux de pliage correspondant à une approximation polynomiale (voir chapitre II Méthodes d'optimisation).

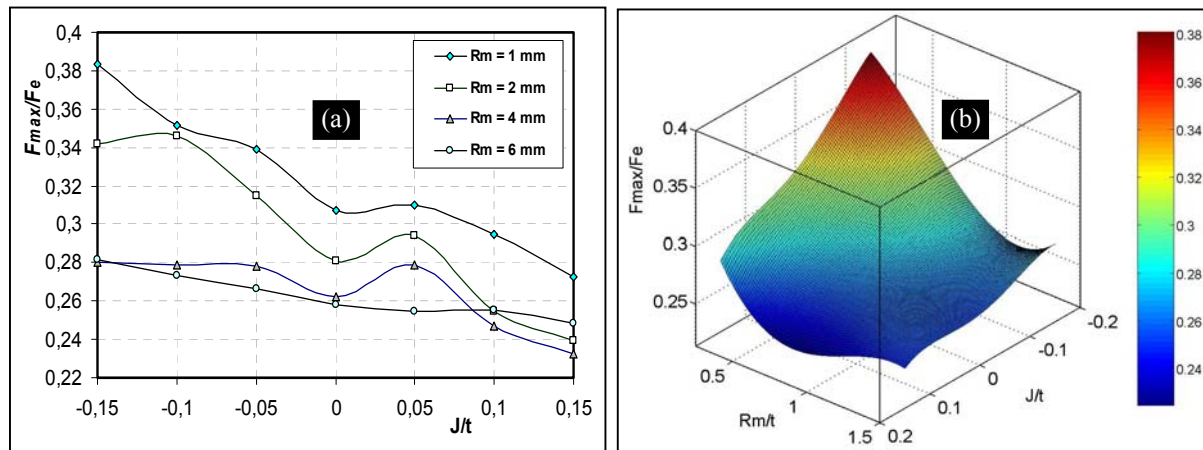


Figure 4.14: Evolution des efforts maximaux de pliage en fonction des valeurs relatives du jeu et du rayon de matrice. **a)** Courbes paramétriques. **b)** Surface de réponse

La figure 4.14.a représente les variations de la force relative de pliage normalisée par rapport à la force élastique identifiée par essais de traction sur les éprouvettes. Les variations de force sont présentées sous forme de courbes paramétrées en rayons de matrice. On y constate une décroissance de la force du poinçon plus ou moins linéaire en fonction du jeu. Il peut être encore noté que l'effort maximal de pliage diminue lorsque le rayon de matrice augmente. Les faibles valeurs correspondent à de grands rayons de matrice et des jeux positifs.

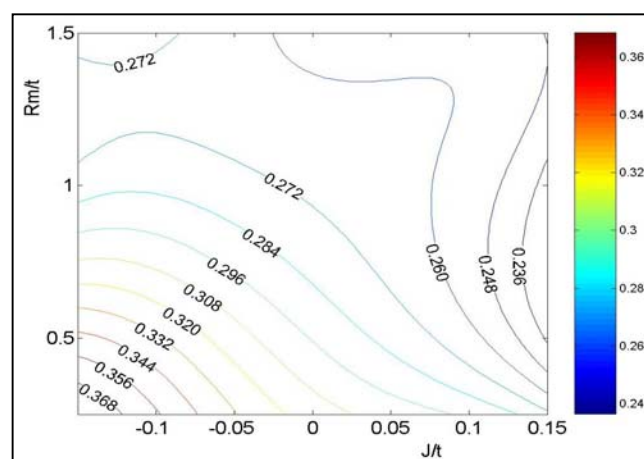


Figure 4.15: Représentation de l'effort de pliage par des courbes de niveau

La surface de réponse correspondant à l'effort est illustrée par la figure 4.14.b dans le cas d'une approximation polynomiale du quatrième ordre. Toutes les interactions entre les deux paramètres du procédé sont ainsi prises en compte. On constate que la courbure de la surface

de réponse dépend plus fortement du rayon de matrice que du jeu ce qui montre que R_m est le paramètre qui apporte le plus de sensibilité à la mise en forme. Les valeurs maximales de l'effort de pliage sont obtenues pour les conditions les plus sévères obtenues pour des jeux négatifs et des petits rayons de matrice. Ceci s'explique essentiellement par la plastification du matériau dans la section pliée et l'augmentation du degré d'écroutissage. Les courbes de niveaux de la surface de réponse données par la figure 4.15 permettent de mieux cerner la zone optimale où la force maxi est la plus faible.

Le tableau 4.3 récapitule les résultats de la minimisation de l'effort de pliage à l'aide d'une technique d'optimisation globale. La recherche du minimum global (figure 4.15) est faite en évaluant la fonction coût en chaque point d'un maillage du domaine.

Valeurs optimales	$(J/t)_{opt}$	$(R_m/t)_{opt}$	$(F_{max}/Fe)_{opt}$
Expérience	0.15	0.7375	0.2243

Tableau 4.3: Optimisation globale de l'effort de pliage

4.4 Etude expérimentale du retour élastique

Compte tenu de son influence sur la géométrie des pièces formées, le retour élastique est l'un des phénomènes les plus étudiés dans les procédés de mise en forme. Il est essentiellement dû à la redistribution des contraintes dans le matériau lors du recul des outils. La forte dépendance de ce phénomène à de nombreux paramètres rend sa maîtrise difficile.

On peut distinguer 4 familles de paramètres qui agissent sur la qualité géométrique et la forme finale des pièces fabriquées. Ce sont:

- Les dimensions du flan initial et la géométrie finale de la pièce
- La géométrie des outillages (et en particulier le rapport R_m/t)
- Les paramètres de réglage de la presse (le jeu, la course, etc.)
- Les propriétés du matériau (Le module d'Young, la formabilité de la tôle, etc.)

Après pliage, le retour élastique d'une des éprouvettes testées est visible sur la figure 4.16.c.

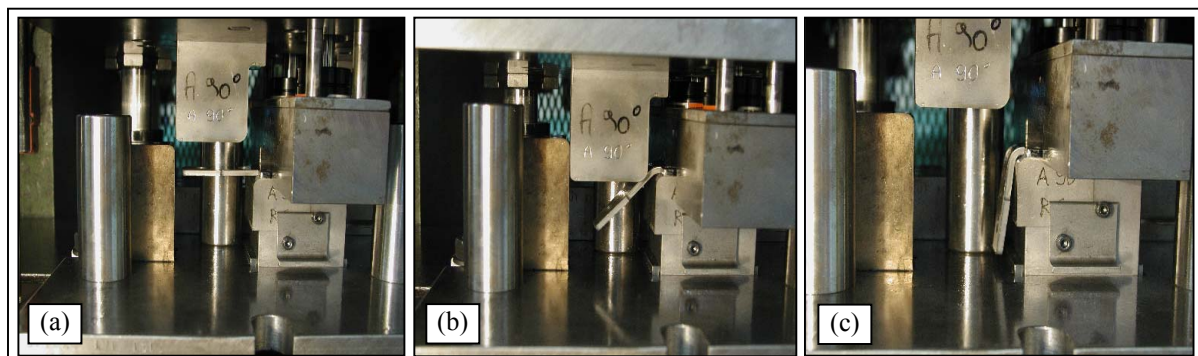


Figure 4.16: Succession des positions de l'outillage de pliage: **a)** Position initiale du poinçon. **b)** Phase d'attaque. **c)** Recul des outillages et production du retour élastique

Une campagne d'essais réalisée par un plan factoriel complet d'expériences avec deux facteurs: rayon de matrice et jeu, rendra compte de l'influence des paramètres du procédé. Dans tous les cas, l'angle de pliage cherché est de 90° , les bavures de découpe seront situées vers l'intérieur du pli afin de refermer d'éventuelles microfissures.

Les éprouvettes sont pliées dans le sens travers du laminage comme cela se passe dans la fabrication des pièces de sécurité étudiées. Elles ont permis de caractériser l'influence de l'orientation du pli sur le retour élastique après recul du poinçon. Après avoir plié toutes les éprouvettes, des observations visuelles et des mesures de la géométrie ont été réalisées sur un projecteur de profil (Marque **SAGEM-P500-67N°524**) pour quantifier la valeur du retour élastique (illustration sur la figure 4.17 ci-dessous).



Figure 4.17: Projecteur du profil pour mesure du retour élastique. Modèle P500_67N°524

Cette opération permet de connaître l'angle de pliage réel de la pièce, dont la déviation par rapport à 90° est l'angle de retour élastique $\theta_{\text{élas}}$.

Un plan d'expériences est construit pour étudier l'effet de la variation et l'interaction des paramètres géométriques des outillages sur le retour élastique. En vue d'optimiser le procédé le plan d'expériences comporte deux facteurs: un à 4 niveaux et l'autre à 7 niveaux. 28 essais correspondant aux variations des paramètres de conception sont ainsi réalisés. Les valeurs moyennes pour chaque combinaison du rayon et du jeu sont reportées dans le tableau 4.4 sachant que chaque essai est répété cinq fois ce qui correspond à un total de 140 mesures. La valeur moyenne est calculée par $\theta_{\text{moyen}}^{\text{élas}} = \frac{1}{5} \sum_{i=1}^5 \theta_i^{\text{élas}}$.

R_m (mm)	J (mm)						
	-0.6	-0.4	-0.2	0	0.2	0.4	0.6
1	2.5	2.666	2.783	3	3.633	4.016	4.466
2	2.966	2.95	3	3.25	3.866	4.366	4.833
4	3.033	3.13	3.2	3.566	4.416	5.116	6.05
6	3.2	3.216	3.216	3.916	4.8	5.8	6.65

Tableau 4.4: Valeurs du retour élastique en ($^\circ$) pour différents jeux et rayons de matrice

4.4.1 Influence du rayon de matrice sur le retour élastique

La figure 4.18 montre l'effet d'une variation du rayon de matrice sur l'évolution du retour élastique. De nombreuses expériences ont été réalisées sur des éprouvettes découpées dans le sens travers, avec un jeu nul entre le poinçon et la matrice. Le traitement des résultats expérimentaux conduit à une meilleure compréhension du comportement mécanique et de la qualité géométrique des éprouvettes après pliage. On constate sur la figure 4.18 qu'un grand rayon de matrice favorise une augmentation de l'angle final de pliage par rapport à l'angle désiré. Les sollicitations que la tôle subit au niveau du pli affectent fortement ses propriétés géométriques car plus le rayon de pliage est grand plus le comportement élastique prend le pas sur la déformation plastique.

A partir des résultats on a pu quantifier les variations relatives du retour élastique par rapport à l'expérience sous la forme: $\Delta_{\theta}^{\text{élas}} (\%) = [(\theta_{\text{exp}} - 90^\circ)/90^\circ] \times 100$. Elles sont de 3.33% et de 4.35% respectivement pour des rayons de matrice de 1 mm et 6 mm.

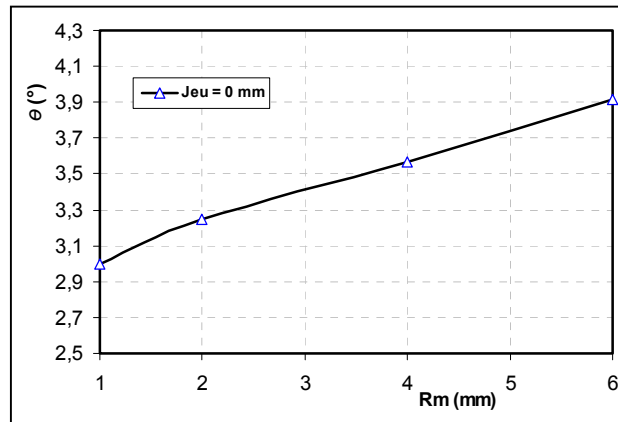


Figure 4.18: Influence du rayon de matrice sur le retour élastique
Acier S500MC

Dans le cas d'un rayon de matrice de 1 mm, le retour élastique n'a plus de signification car il y a une rupture presque totale des éprouvettes par fissuration comme il est montré sur la figure 4.19. La quantité de matière qui résiste est très diminuée, ce qui explique la réduction du retour élastique. De ces études on conclut que plus le rayon de la matrice est petit, plus le retour élastique est faible.

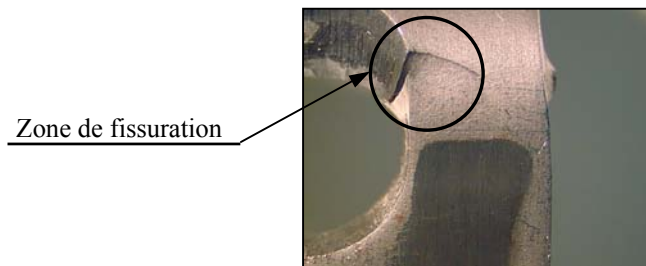


Figure 4.19: Fissuration d'une éprouvette pliée
pour un rayon de pliage de 1 mm

On pourra retenir que dans le cas de cet acier une régression linéaire entre 2 et 6 mm fournit une formule simple d'évaluation du retour élastique:

$$\theta = f(R_m) = 0.166R_m + 2.911 \quad (4.1)$$

4.4.2 Influence du jeu poinçon/pièce sur le retour élastique

Les éprouvettes sont pliées en gardant le même sens par rapport au découpage. Dans les mêmes conditions de lubrification, on a conduit un plan complet d'expériences. Cette fois c'est le jeu entre la tôle et le poinçon qu'on a fait varier dans l'intervalle $[-0.6, 0.6]$ mm avec un pas de 0.2 mm. La répétitivité d'essai est de 5 et au total 35 essais ont été réalisés par le même manipulateur. Il est facile de constater sur la figure 4.20 que pour le même rayon de matrice, la diminution du jeu entraîne une diminution du retour élastique et que cette diminution est d'autant plus grande que le jeu est négatif.

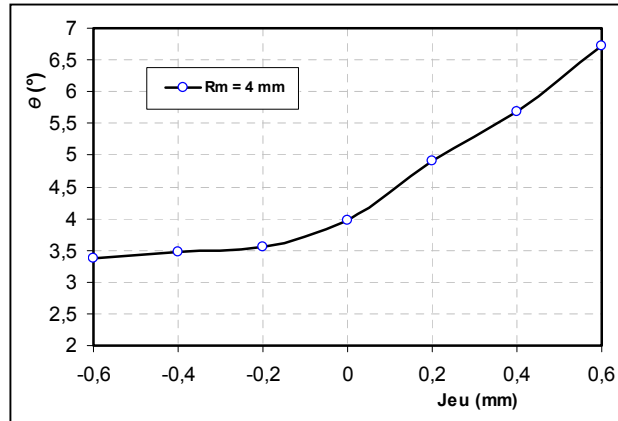


Figure 4.20: Influence du jeu sur le retour élastique

L'allure de la courbe expérimentale montre une faible variation du retour élastique pour des jeux négatifs compris entre -0.6 mm et -0.2 mm pour lesquels les conditions de frottement entre le poinçon et la tôle sont assez sévères. Et on peut même dire que le retour élastique n'est pas influencé par des jeux relatifs J/t inférieurs à -5%. Pour des jeux négatifs ou nuls le frottement va être une des causes de l'augmentation des efforts.

Pour cet acier une régression quadratique sur les jeux relatifs entre -0.15 et 0.15 fournit une bonne approximation du retour élastique sous la forme:

$$\theta = f(J) = 2.745J^2 + 2.825J + 4.086 \quad (4.2)$$

La figure 4.21 montre l'aspect d'une éprouvette pliée soumise au frottement du poinçon pour un rayon de matrice de 1 mm. L'image "a" est celle d'un jeu de 0.6 mm et la deuxième "b" est celle d'un jeu de -0.6 mm. La carte de dommage calculée par la simulation numérique (voir paragraphe 5.5.2.1 du chapitre V) a été rajoutée aux figures pour illustrer le propos.

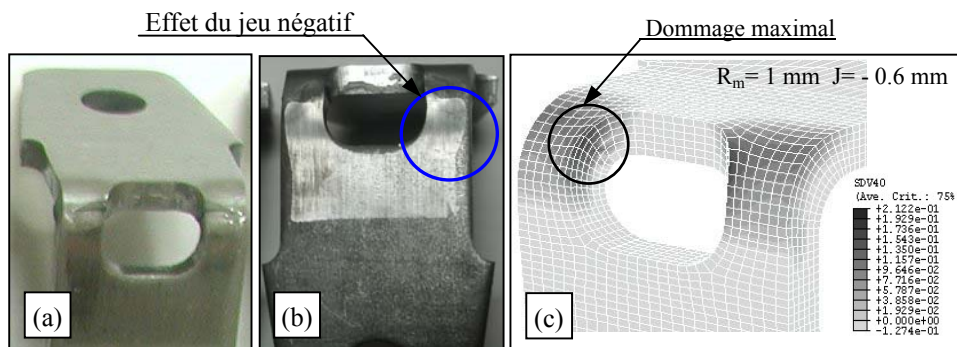


Figure 4.21: Vues des traces de frottement et formation des fissures sur la pièce pour $R_m = 1$ mm
a) Jeu positif ($J = 0.6$ mm). **b)** Jeu négatif ($J = -0.6$ mm). **c)** Carte de dommage

On a observé le même phénomène avec d'autres rayons, mais avec une différence plus faible. Sur la zone marquée il va même y avoir une réduction significative de l'épaisseur de l'éprouvette, conséquence du jeu inférieur à l'épaisseur qui entraîne une sorte de laminage de la tôle.

4.4.3 Analyse des résultats par surfaces de réponse

Pour une meilleure compréhension de l'évolution du retour élastique en fonction de plusieurs paramètres, nous avons choisi comme fonction objective la variation relative de l'angle de

pliage par rapport à l'angle réel $\bar{\theta}_{\text{élas}}(\%) = [(\theta_{\text{élas}} - 90^\circ)/90^\circ] \times 100$. Les deux paramètres jeu et rayon de matrice sont normalisés par rapport à l'épaisseur t de la tôle sous la forme $\bar{J} = J/t$ et $\bar{R}_m = R_m/t$. La fonction d'interpolation polynomiale du quatrième degré adoptée tient compte de toutes les interactions entre les deux variables de conception. Cette approximation est suffisante pour bien représenter le retour élastique en fonction des valeurs relatives du jeu et du rayon de matrice dans les domaines de variation $\bar{J} \in [-0.15, 0.15]$ et $\bar{R}_m \in [0.25, 1.5]$.

La représentation graphique est celle de la figure 4.22.a. On peut constater que le maximum du retour élastique est atteint pour des grandes valeurs du jeu et du rayon de matrice. La valeur maximale est de l'ordre de 7.41% de l'angle de pliage et elle est atteinte pour $\bar{J} = 0.15$ et $\bar{R}_m = 1.5$. La valeur minimale est obtenue pour les conditions opératoires les plus sévères qui correspondent à de faibles rayons de matrice et des jeux négatifs. Dans ce cas un phénomène de cisaillement de matériau important devient inévitable, qui mène à une diminution de la résistance du matériau et à une petite valeur relative du retour élastique. Dans le domaine négatif des jeux, la variation du retour élastique ne paraît pas être très sensible à la variation du rayon de la matrice. Par contre l'erreur angulaire augmente plus rapidement lorsque le jeu relatif J/t devient positif.

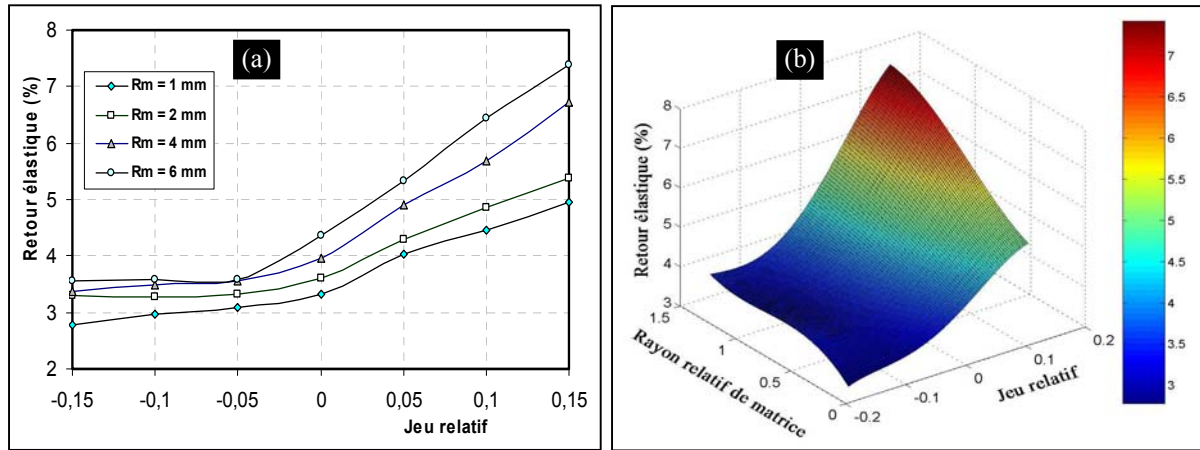


Figure 4.22: Evolution du retour élastique en fonction du jeu et de rayon relatif de la matrice donné sous la forme de: **a)** Courbes paramétriques. **b)** Surface de réponse

La figure 4.22.b est une représentation tridimensionnelle par surface de réponse de la variation relative du retour élastique mesuré. Le résultat montre que le retour élastique évolue de façon non linéaire avec les deux paramètres considérés et qu'il est plus sensible au jeu qu'au rayon de matrice. La pente de variation en fonction du rayon de matrice croît avec l'augmentation du jeu comme l'a montré pour un rayon donné, la régression non linéaire qui a été faite dans l'équation (4.2). D'un point de vue pratique, il convient de noter qu'une forme géométrique précise des pièces ne peut pas être obtenue facilement pour des jeux positifs et il est recommandé de plier des pièces en adoptant des faibles rayons de matrice.

Les courbes de niveaux montrées sur la figure 4.23 permettent de situer les régions qui correspondent au minimum du retour élastique. Celui ci est minimum pour la région inférieure gauche (amplitude $\leq 3.13\%$).

Il faudrait cependant limiter la zone utile à $\bar{R}_m = 0.5$ valeur en dessous de laquelle des fissures irrémédiables apparaissent (trait pointillé sur la figure 4.23). Dans cette recommandation le retour élastique est atteint aux bornes $\bar{R}_m = 0.5$ et $\bar{J} = -0.15$ et sa valeur

est de 2.952° .

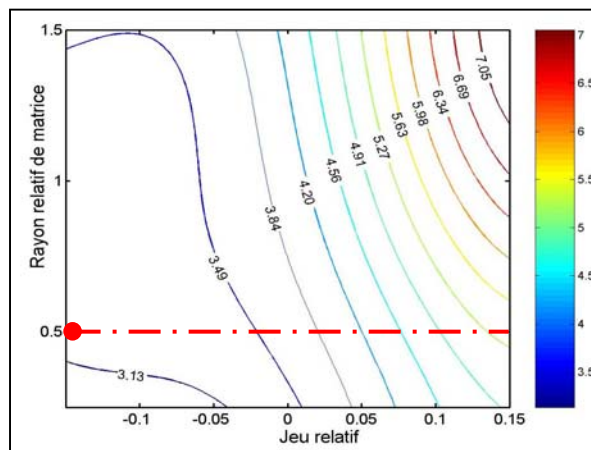


Figure 4.23: Evolution du retour élastique dans le domaine de conception

Les résultats fournis par une optimisation globale du procédé sont reportés dans le tableau 4.5.

Valeurs optimales	$(J/t)_{\text{opt}}$	$(Rm/t)_{\text{opt}}$	$\bar{\theta}_{\text{élas}}(\%) = [(\theta_{\text{élas}} - 90^\circ)/90^\circ] \times 100$
Expérience	-0.15	0.25	2.7772

Tableau 4.5: Optimisation globale du retour élastique

4.5 Etude expérimentale du dépliage

Nous avons choisi de caractériser la résistance au choc des pièces pliées par des essais de dépliage quasi-statiques sur des éprouvettes trouées. Une série d'expériences a été réalisée sur une machine de traction de type **ZWICK-50KN**. Les tirs consistent en un dépliage puis en un étirement des éprouvettes à une vitesse lente et constante. Un système d'acquisition de données permet d'enregistrer l'effort de traction appliqué par un vérin en fonction du déplacement de traverse. Ces essais doivent permettre la prédiction du comportement des attaches de sécurité et leur tenue mécanique en service avec la prise en compte du dommage et des effets de l'écrouissage qui peuvent s'introduire pendant l'opération de pliage. Le dispositif avec joints de Cardan permettant un alignement continu des têtes d'ancrage a été développé en 1999 au laboratoire (figure 4.24).

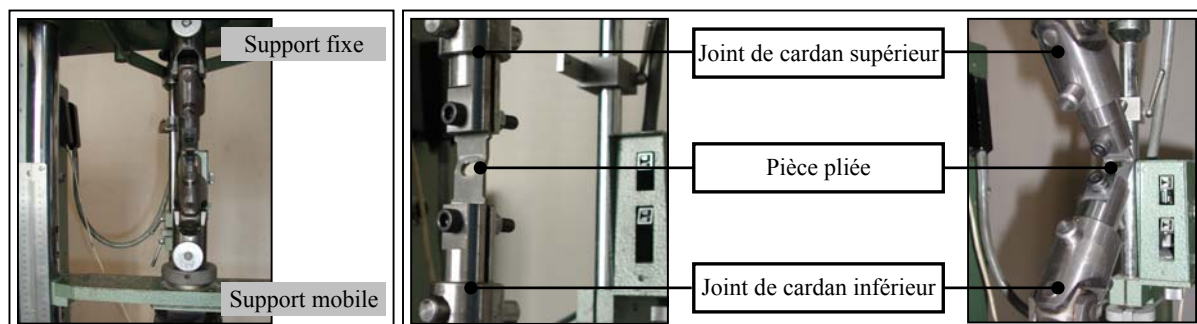


Figure 4.24: Machine de traction ZWICK-50KN

Plusieurs éprouvettes pliées avec différents rayons de matrice et jeux rendront compte de l'influence des paramètres du procédé sur l'état de la pièce. Seules les tôles en acier H.L.E S500MC de 4 mm d'épaisseur ont été utilisées. Dans cette partie, on a déplié 2 éprouvettes pour chaque valeur des paramètres et pendant ces opérations de dépliage nous avons relevé

les efforts maximaux mesurés. Les valeurs moyennes sont résumées dans le tableau 4.6 suivant:

R_m (mm)	J (mm)						
	-0.6	-0.4	-0.2	0	0.2	0.4	0.6
1	1.6	0.75	2.5	2.25	1.75	3.1	2.55
2	9.6	17.3	15.25	21.5	23.9	24.25	24.875
4	24.3	27.85	27.75	27.25	30.05	29.875	29.5
6	28.25	29.5	29	28.95	30.375	31.625	31.95

Tableau 4.6: Résultats expérimentaux des efforts maximaux de dépliage (KN)

4.5.1 Observation des éprouvettes dépliées

Durant les essais de dépliage quelques observations concernant la rupture des éprouvettes ont été faites. On a pu constater que toutes les pièces pliées avec un rayon de 1 mm sont cassées au pli, indépendamment du jeu de pliage. Les efforts de dépliage pour ces éprouvettes sont très faibles puisqu'elles sont grandement fissurées et la section résistante est grandement diminuée.

Les éprouvettes pliées avec un rayon de 2 mm, sont aussi presque toutes cassées au niveau de pli (voir figure 4.25). Elles présentent une courbure inversée très visible, l'initiation des fissures s'effectuant dans la zone interne du pli après dépliage. Les orientations de grains dans cette partie, les bavures causées par le découpage ainsi que l'endommagement introduit par le pliage sont à l'origine de ces initiations de fissures.

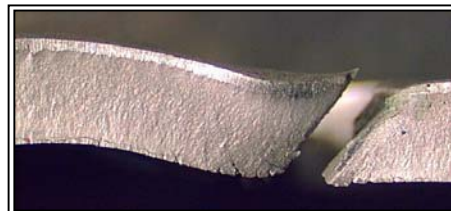


Figure 4.25: Orientation de la fissure d'une éprouvette pliée avec un rayon de 2 mm

Le dépliage d'éprouvettes pliées avec des rayons de 4 et 6 mm engendre des efforts aux valeurs très proches sans qu'on observe le *contre-pli* qui existe dans le cas d'un rayon de 2 mm. La fissuration à l'intérieur du pli est faible quand le rayon augmente. Pour les rayons de pliage de 4 et 6 mm, les efforts de dépliage sont presque équivalents aux efforts de traction d'une éprouvette non pliée. La figure 4.26 montre les fissurations sur deux éprouvettes différentes, une pliée avec un rayon de 6 mm et un jeu -0.4 mm qui présente une grande fissure, et l'autre pliée avec un rayon de 2 mm et un jeu nul pour laquelle la fissure est très ouverte. La différence constatée peut être attribuée aux effets du contre-pli. Au moment de dépliage des éprouvettes pliées avec des rayons de 4 et 6 mm et juste avant la phase de rupture, des fissures apparaissent dans la zone du pli, au point qui va subir le plus fort allongement.

Dans tous les cas, on peut affirmer que lors d'un choc le mécanisme d'endommagement et de fissuration des pièces réelles gouvernera la résistance des pièces et qu'il vaut mieux les plier avec le plus grand rayon de matrice admissible avec la conception du produit.

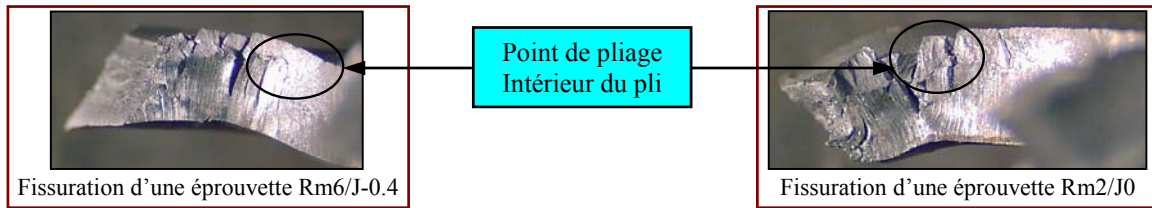


Figure 4.26: Fissurations observées au cours de l'opération de dépliage

4.5.2 Courbe effort de dépliage - déplacement de la traverse

Les résultats sont donnés sur la figure 4.27. Ils représentent l'évolution de la courbe de la force de dépliage en fonction du déplacement de la traverse.

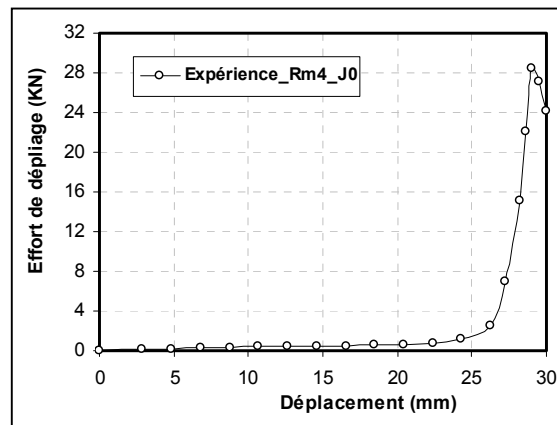


Figure 4.27: Courbe caractéristique effort de dépliage-déplacement

Dans la partie initiale qui est un dépliage à proprement parler, l'opération nécessite un grand déplacement (jusqu'à 25 mm) de la traverse pour arriver à une forme proche de l'éprouvette rectiligne avant pliage. En ce point l'effort reste modeste. Il augmente ensuite rapidement et le déplacement nécessaire à l'obtention de la force maximale de rupture est faible car l'éprouvette est presque plate ce qui correspond à un simple essai de traction. La différence va être la déformation plastique après redressage qui sera faible.

Dans le pli, les effets s'inversent. Les zones tendues par le pliage sont comprimées et inversement les zones comprimées sont tendues. Dans l'hypothèse d'un endommagement uniquement provoqué par des contraintes positives, la partie tendue lors de pliage (extérieur du pli) se comprime et le dommage ne doit pas évoluer alors qu'à l'intérieur un endommagement va se développer. On peut penser que tout le pli sera alors endommagé lors du redressage et que les efforts de traction de l'éprouvette après dépliage complet dépendent de l'évolution ultérieure du dommage.

4.5.3 Influence du rayon de matrice

C'est sur la figure 4.28 que nous avons représenté la variation de la force maximale de dépliage en fonction du rayon de matrice pour un jeu nul entre le poinçon et l'éprouvette. Les essais effectués avec un rayon de matrice variable montrent qu'il y a apparition de fissures dans la surface externe de la zone pliée. Elles sont plus précisément situées au niveau des arrondis de la partie trouée de l'éprouvette et elles sont d'autant plus apparentes que les rayons de matrice sont petits. Leur incidence sur l'effort de dépliage est observable sur la courbe de la figure 4.28. On s'aperçoit que l'effort de dépliage est d'autant plus important que le rayon de matrice est grand. Pour un rayon de 1 mm la valeur maximale de l'effort de dépliage est très faible, compte tenu de l'existence de fissuration de toutes les éprouvettes.

Les éprouvettes pliées avec un rayon de 2 mm qui ont subi un grand endommagement au pli ne nécessitent que de relativement faibles valeurs de la force de dépliage.

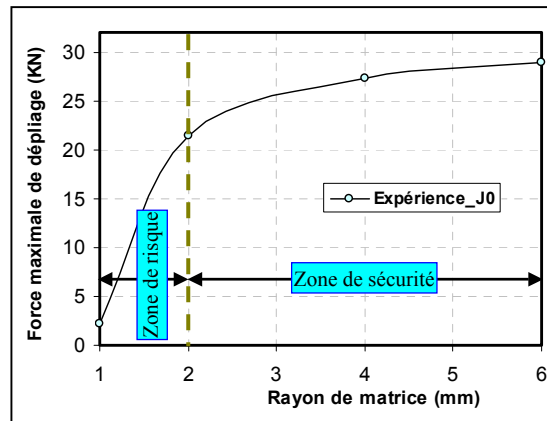


Figure 4.28: Variation de la force de dépliage en fonction du rayon de la matrice

Il sera donc possible de définir des intervalles de rayons de pliage pour une épaisseur donnée dont les bornes sont associées à l'apparition d'amorce de rupture dans la zone pliée. En reconsidérant la courbe de la figure 4.28, deux régions différentes peuvent être distinguées:

a- ZONE DE RISQUE

C'est la zone associée aux valeurs du rayon de pliage inférieures à 2 mm où l'apparition des fissures est très prononcée. Kalpakjian [Kal-91] qui s'est intéressé au rayon minimal de pliage a montré que celui-ci est généralement fonction de l'épaisseur t . Et sa valeur minimale à utiliser sans que des fissures apparaissent, varie entre $0.5t$ pour des conditions normales de pliage (lubrification, jeu positif ou nul, etc...) et $4t$ pour des conditions défavorables de pliage. Pour l'étude faite sur notre matériau, la valeur minimale du rayon trouvée est de $0.5t$, soit 2 mm correspondant à un jeu nul, une lubrification au pinceau et des rayons de poinçon et de serre flan égaux à 4 mm.

b- ZONE DE SECURITE

C'est la zone où le dommage introduit par le pliage reste inférieur à sa valeur critique obtenue par traction et dans laquelle les déformations engendrées ne conduisent pas à l'apparition des micro ou macro fissures. Pour une épaisseur de 4 mm, le pliage devrait être effectué qu'avec un rayon de matrice $R_m > 2$ mm.

4.5.4 Surface de réponse de l'effort de dépliage

La figure 4.29.a donne les valeurs mesurées de l'effort maximal relatif de dépliage

$F_{drmax} = \frac{F_{max}}{S\sigma_e}$. On notera que la force maximale de dépliage augmente constamment en

fonction du rayon de la matrice mais que par contre elle croit moins vite avec le jeu relatif. La figure 4.29.b correspond à une surface de réponse obtenue avec une approximation cubique. On voit d'après la courbure de la surface que le dépliage est plus sensible au rayon de pliage qu'au jeu. Lorsqu'on cherche à obtenir des pièces avec des propriétés mécaniques améliorées et une meilleure tenue en service, il faudra donc choisir un rayon de pli le plus grand possible et un jeu positif, ce qui paraissait être une évidence.

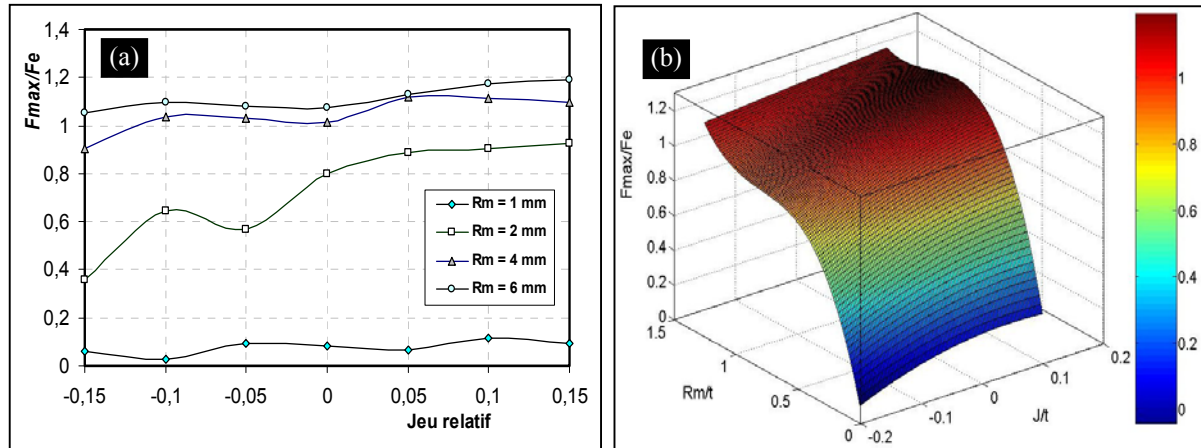


Figure 4.29: Evolution de la force maximale relative de dépliage en fonction des valeurs relatives des paramètres du procédé. **a)** Courbes paramétriques. **b)** Surface de réponse obtenue par une interpolation cubique

Les lignes de niveau figure 4.30 permettent de juger de la sensibilité de l'effort de dépliage aux variations des paramètres de conception et on peut observer que le rayon relatif de matrice influence grandement la réponse. Les valeurs minimales de la force maximale relative de dépliage sont situées dans la partie du domaine de conception correspondant aux valeurs faibles des paramètres du procédé (point optimal ●).

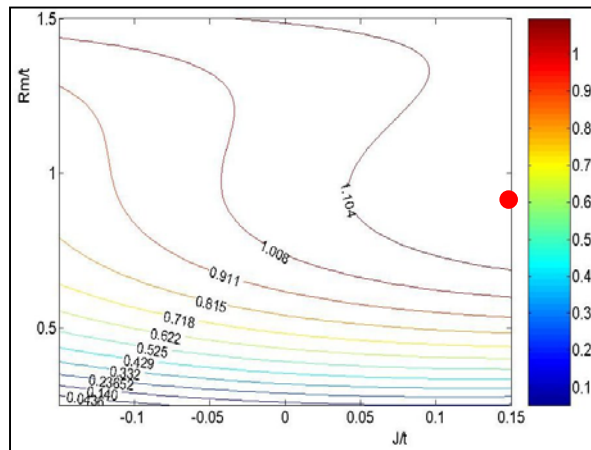


Figure 4.30: Représentation de l'effort maximal de dépliage par des courbes de niveau

Une optimisation globale conduit aux résultats présentés dans le tableau 4.7.

Valeurs optimales	$(J/t)_{opt}$	$(R_m/t)_{opt}$	$(F_{max}/Fe)_{opt}$
Expérience	0.15	0.937	1.2008

Tableau 4.7: Solution optimale d'optimisation globale de la force de dépliage

4.6 Etude expérimentale du choc dynamique

Les essais d'impact dynamique sur l'éprouvette pliée ont été réalisés sur une machine de type pendule de choc (mouton de Charpy) figure 4.31 dans les locaux de la Société Devillé SA à Baugé. Un montage permettant de placer l'éprouvette correctement par rapport à la direction de la force appliquée a été utilisé pour faire les tests de rupture en dynamique.

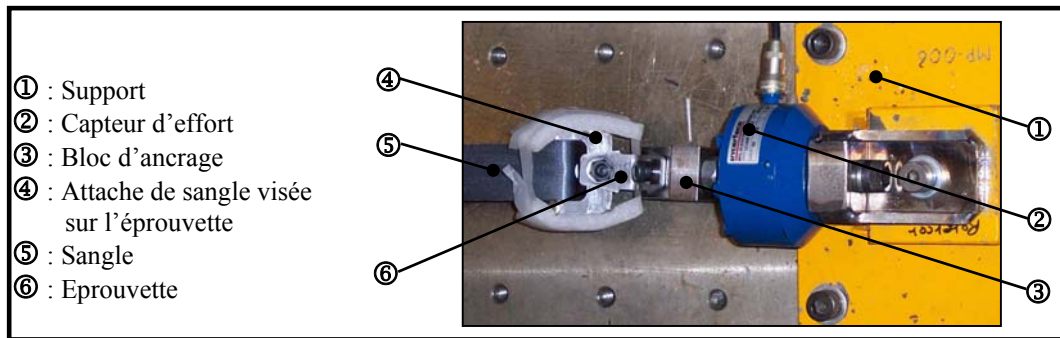


Figure 4.31: Montage de tirs dynamiques. Modèle 1210AF-(50 KN)

Comme indiqué sur la figure 4.31 l'éprouvette est assemblée d'un côté à un bloc d'ancrage (3) relié directement à un capteur de force (2) et de l'autre coté elle est liée à l'attache de sangle (4) par l'intermédiaire d'un système vis et écrou. La sangle (2) a été enroulée autour d'un axe rigide sur l'attache et son autre extrémité est attachée à un chariot monobloc guidé en translation horizontale sur deux glissières. La longueur de guidage est de 500 mm après le point de choc. Une chape de diamètre 26 mm assure l'interface avec l'outillage de traction de la ceinture de sécurité. Un amortisseur hydraulique de fin de course non représenté ici empêche le choc du chariot contre la structure.

Plan d'expériences

Le dimensionnement de ces pièces, susceptibles d'être exposées à des sollicitations dynamiques, se révèle difficile en raison du grand nombre de facteurs à intégrer dans les modèles. On peut contourner cette difficulté en réalisant un plan d'expériences fournissant un nuage de points expérimentaux. Une représentation polynomiale fournira une approximation de la réponse étudiée dans le domaine exploré.

Les variables retenues dans l'étude sont: le rayon de pliage et le jeu entre le poinçon et la pièce à plier. On s'intéresse à l'évolution de la valeur maximale de l'effort atteinte au cours du choc. Les résultats des expériences sont listés en fonction des deux paramètres du procédé dans le tableau 4.8. Ils représentent la moyenne arithmétique sur 3 essais de l'effort maximal de choc.

R_m (mm)	J (mm)						
	-0.6	-0.4	-0.2	0	0.2	0.4	0.6
2	12.12	12.57	10.96	12.27	12.9	15.36	13.5
4	25.27	26.22	26.16	28.51	28.06	28.03	27.39
6	30.66	29.36	31.26	31.22	32.56	31.77	31.72

Tableau 4.8: Matrice d'expérience de l'effort maximal dynamique (KN) par approche expérimentale

4.6.1 Réponses dynamiques après pliage

4.6.1.1 Influence du jeu tôle-poinçon

Au cours des essais, on a enregistré les courbes d'évolution de la force en fonction du temps qui sont illustrées sur la figure 4.32. La première constatation concerne la différence qui existe dans les temps de rupture de la pièce correspondant à des jeux négatifs et des jeux positifs. Le laminage de la tôle pour des jeux négatifs qui conduit à une réduction d'épaisseur de la tôle diminue la résistance de la pièce au choc. Il s'ensuit que le temps permettant d'atteindre la rupture de l'éprouvette devient plus court. Pour des raisons opposées la force maximale atteinte pour les jeux positifs est supérieure à celle obtenue pour les jeux négatifs et ceci pour l'ensemble des essais.

La différence entre les temps de réponse est de l'ordre de 15ms environ, c'est à dire que les temps de rupture varient quasiment du simple au double. D'après nos résultats, les courbes représentatives ne semblent pas s'échelonner d'une façon régulière avec la variation du jeu (courbes $J = 0$ et $J = 0.6$ sont confondues sur la figure). Ce phénomène peut être attribué aux erreurs introduites par les conditions de pliage, à une mauvaise répétitivité des essais de choc due à la résistance de la sangle utilisée et à l'écart type qui peut y avoir sur ses caractéristiques mécaniques. Signalons en plus que les effets de frottement ne sont pas forcément linéaires et qu'il suit la même loi quand la limite de cisaillement aux interfaces est largement dépassée.

Ces résultats ne sont pas inattendus au regard des études statiques précédentes où on a montré que les jeux négatifs doivent être évités si on veut améliorer la résistance de la pièce.

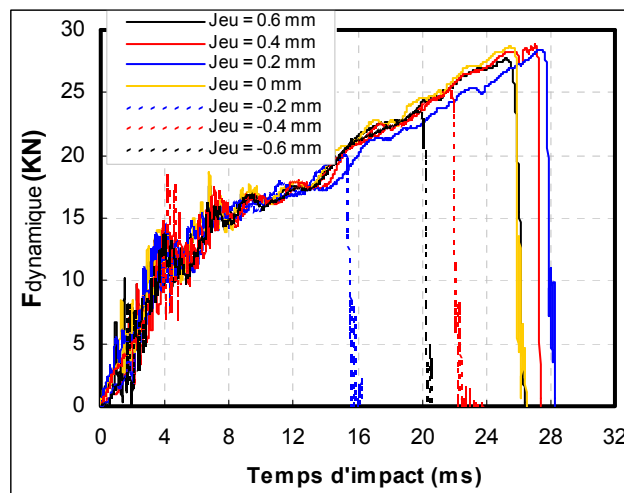


Figure 4.32: Evolution de la force en fonction du temps au cours du choc pour $R_m = 4\text{mm}$

4.6.1.2 Influence du rayon de matrice

Les essais avec un jeu nul, montrent que la résistance au choc du matériau est d'autant plus réduite que le rayon de pliage est faible comme on le constate sur la figure 4.33.

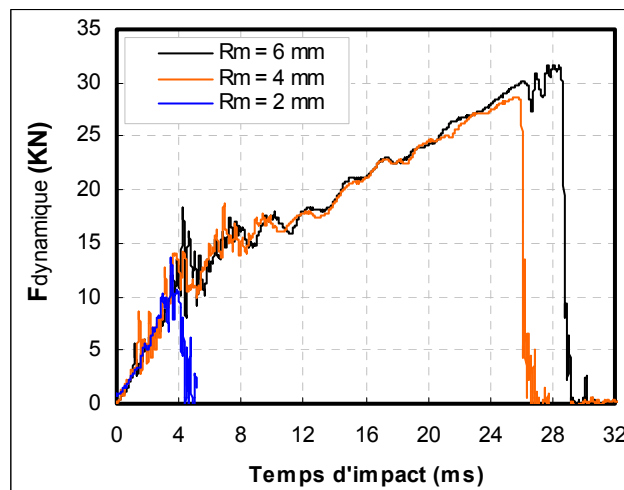


Figure 4.33: Courbes force-temps obtenues par essais dynamiques pour $J = 0\text{mm}$

Comme déjà signalé, l'explication réside dans le fait que les rayons faibles engendrent des écrouissages importants et un fort endommagement local à la fin du pliage. Ceci n'agit pas uniquement sur la valeur de la résistance maximale au choc mais aussi sur le temps de

réponse de matériau. Comme pour les jeux négatifs, les pliages avec faibles rayons diminuent la résistance des pièces ainsi que le temps d'impact.

On peut donc déconseiller de produire des pièces en pliant avec des matrices dont le rayon R_m est inférieur à $\frac{t}{2}$ comme cela a déjà été montré [Mka-03, Bou-82,...etc.]. Il faut noter que les temps de rupture en essais dynamiques ne sont pas proportionnels au rayon comme on peut le constater sur la figure 4.33: il est respectivement de 4 ms, 26 ms et 29 ms pour des rayons de 2, 4 et 6 mm. On note que quand le rayon augmente, les rapports R_m/t_s et $F_{\max}/t_s$ diminuent considérablement, où t_s représente le temps de rupture.

4.6.2 Comparaison entre dépliage quasi-statique et choc dynamique

Les essais de chocs étant coûteux, il s'agit de savoir si une prédiction quasi-statique par simulation numérique peut apporter des réponses fiables au problème. Auparavant nous nous intéresserons à une comparaison entre les résultats expérimentaux tirés d'essais de dépliage sur machine de traction conventionnelle et les résultats d'essais de choc précédents. Nous étudierons successivement l'influence du jeu puis du rayon de matrices sur les différences entre les résultats.

4.6.2.1 Influence du jeu poinçon/pièce sur la force maximale

La comparaison des résultats issus des essais statiques de dépliage et ceux déduits des essais de choc dynamiques montre une concordance qui laisse dire que la vitesse de sollicitation des pièces au dépliage a très peu d'effet sur le comportement des éprouvettes.

D'après la figure 4.34 ci-dessous, on remarque que les essais dynamiques donnent dans la plupart des cas des valeurs légèrement moins importantes que les essais de dépliage. La variation maximale de la force dynamique qui est de l'ordre de 0.93 fois la force de dépliage quasi-statique est obtenue pour un jeu de 0.6 mm.

En moyenne, la réponse dynamique peut être obtenue par un simple coefficient multiplicatif à partir de la valeur déduite de l'essai de dépliage quasi-statique comme nous proposons ci-après:

$$F_{\text{dynamique}} = 0.97 \times F_{\text{quasi-statique}} \quad (4.3)$$

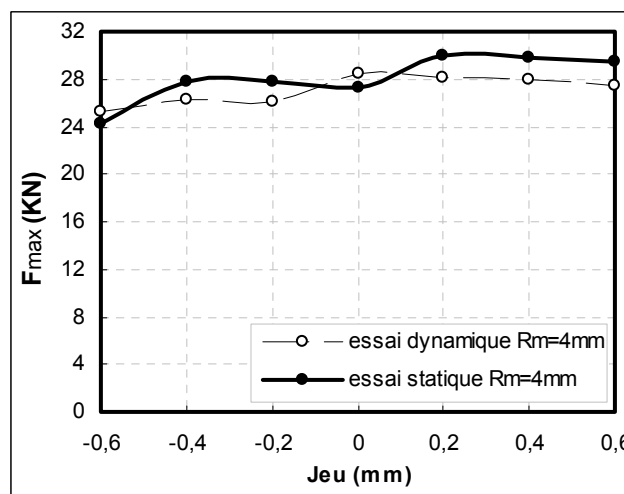


Figure 4.34: Force maximale en fonction du jeu obtenue par essais statique et dynamique

D'un point de vue pratique, un essai de dépliage quasi-statique est plus aisé à conduire qu'un essai de choc car ce dernier demande presque trois fois plus de temps dû au dispositif de montage et aux précautions de sécurité impératives qui sont à prendre en compte pendant la réalisation de ce genre d'essai.

Vu la bonne répétitivité des 2 types d'essais, il est possible de prédire le comportement dynamique des pièces à partir d'un simple essai quasi-statique de dépliage avec une erreur " $\left|F_{\text{dynamique}} - F_{\text{quasi-statique}}\right| \times 100 / F_{\text{quasi-statique}}$ " qui ne dépasse pas 7%.

4.6.2.2 Influence du rayon de matrice sur la force maximale

La variation du rayon de matrice influe aussi sur le comportement du matériau en dynamique comme en statique comme le prouve la figure 4.35. Dans les deux cas, la force maximale est d'autant plus grande que le rayon de matrice est important. Certainement aux conclusions précédentes sur l'influence du jeu, ici c'est la valeur de l'essai dynamique qui est la plus grande, les deux courbes étant sensiblement parallèles. Les courbes représentatives des 2 essais ont la même allure générale, l'écart relatif moyen reste inférieur à 13% avec un maximum de 20% pour le plus petit rayon de 2 mm.

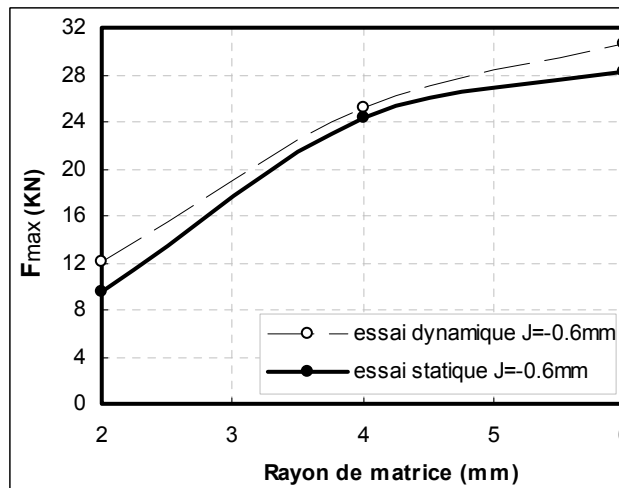


Figure 4.35: Force maximale en fonction du rayon de matrice obtenue par essais statique et dynamique

4.6.3 Evolution globale de la force de rupture dynamique

L'objectif est de mettre en lumière l'interaction entre les paramètres du procédé et leur influence sur l'effort dynamique lorsque les paramètres varient simultanément. Plusieurs méthodes ont été développées dans la littérature [Bah-04, Bah-04a] dont le principal objectif est d'évaluer la sensibilité des réponses mécaniques aux conditions de production telle que la géométrie des outils, la vitesse du poinçon, les conditions d'interfaces et de lubrification, les jeux etc...

On se propose ici d'analyser l'effet de la variation des deux paramètres géométriques liés au procédé: le rayon de pliage R_m et le jeu J entre le poinçon et la tôle. Pour cela on adopte la méthode des surfaces de réponse afin d'examiner la qualité mécanique du produit. Les figures 4.36a et 4.36b illustrent les courbes paramétriques obtenues par un plan d'expériences complet et la surface de réponse correspondante. Elles représentent les évolutions de la charge maximale à rupture par choc dynamique.

De cette analyse, on peut dégager les points suivants:

□ *Concernant le jeu*

En se référant à la figure 4.36.a, les résultats expérimentaux de l'effort de choc dynamique présentent une dispersion avec la variation du jeu. En faisant la moyenne des valeurs obtenues par 3 essais pour chaque jeu, on peut constater que l'effet de ce paramètre paraît très peu significatif. Les valeurs relatives de la force restent presque constantes pour tout niveau de rayon de pliage.

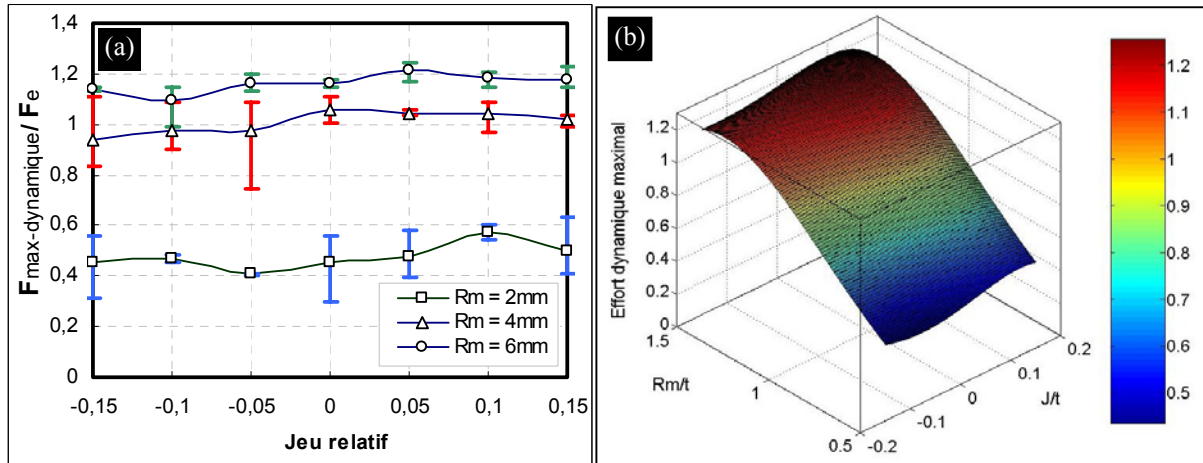


Figure 4.36: Force maximale de choc dynamique en fonction du jeu relatif et de rayon de matrice.
a) Représentation paramétrique. b) Surface de réponse correspondante

□ *Concernant le rayon de matrice*

Comme pour le cas du dépliage, le rayon de matrice apparaît être le paramètre le plus important dans l'opération de pliage vue que la variation de force dynamique y est très sensible (figure 4.36.b).

Dans le domaine de faisabilité des paramètres réduits R_m/t et J/t on donne figure 4.37 une représentation par lignes de niveau de la charge maximale relative de rupture par choc. On peut constater une évolution strictement croissante de la force en fonction des deux paramètres du procédé. La solution optimale correspondant au maximum global peut être facilement localisée dans le domaine de faisabilité correspondant respectivement aux intervalles $\bar{J} = [0.05, 0.15]$ et $\bar{R}_m = [1, 1.5]$ (point ●). Dans ces conditions de fabrication, les pièces garantissent une meilleure résistance.

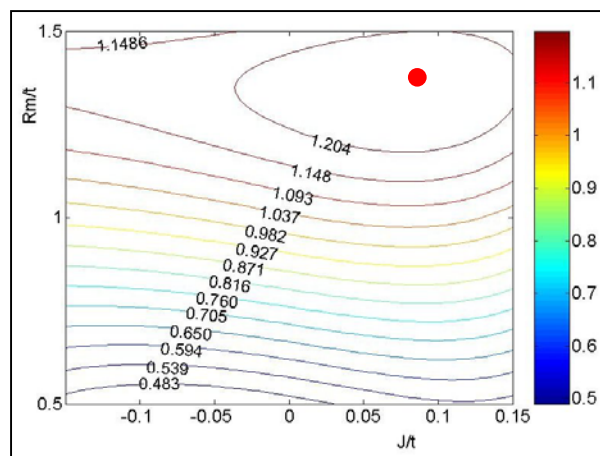


Figure 4.37: Représentation de l'effort de rupture dynamique sous forme des lignes de contour

Valeurs optimales	$(J/t)_{\text{opt}}$	$(Rm/t)_{\text{opt}}$	$(F_{\text{max}}/Fe)_{\text{opt}}$
Expérience	0.084	1.35	1.2594

Tableau 4.9: Résultats d'optimisation globale de l'effort dynamique

4.7 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté une étude expérimentale du pliage en tombé de bord des tôles H.L.E. Comme pour toute mise en forme par déformations plastiques, ce type de procédé entraîne des modifications du comportement du matériau et l'apparition d'un retour élastique des tôles. Ce dernier est l'un des facteurs influant sur la qualité géométrique des pièces après pliage.

Cette étude a permis principalement de suivre l'évolution des différentes réponses mécaniques liées aux sollicitations appliquées par le poinçon au moment du découpage et du pliage en fonction des paramètres du procédé.

Dans un premier temps, des essais de découpage et de pliage des éprouvettes ont été réalisés sur des presses instrumentées. Nous avons montré grâce aux graphes des figures 4.7 et 4.8 une description des différentes phases de l'opération de découpage et établi une correspondance entre les évolutions de ces phases et celle de la courbe effort-pénétration du poinçon. Dans la deuxième campagne d'essais, nous avons fait une série d'essais de pliage sous forme d'un plan d'expériences en faisant varier le jeu poinçon/tôle et le rayon de matrice. Il a été montré que le comportement mécanique des pièces et l'évolution de la force maximale de pliage sont plus sensibles aux rayons de matrice qu'aux jeux.

Le retour élastique des éprouvettes après pliage, a montré que l'erreur géométrique dépend fortement des paramètres du procédé. Elle est d'autant plus grande que le rayon de matrice est grand. De même le jeu résiduel entre la tôle et l'outillage joue un rôle important sur la valeur du retour élastique. Les jeux négatifs correspondant à un serrage de la tôle entre le poinçon et la matrice semblent plus favorables à l'obtention d'une bonne géométrie finale que les jeux positifs. En contre partie, le comportement des pièces va être modifié et le matériau subissant plus d'écrouissage et d'endommagement, les pièces verront leur résistance diminuer.

On a réalisé des essais de rupture quasi-statique et dynamique, et on a déduit des évolutions des efforts, une prédiction de la tenue en service des pièces. Nous avons présenté deux études de caractérisation de la résistance des éprouvettes à travers (i) une campagne d'essais quasi-statique de dépliage et (ii) des essais de choc dynamiques. Ceci a permis d'établir une comparaison entre ces deux types de sollicitations en vue de valider les résultats numériques du chapitre V. L'optimisation du procédé est effectuée par une méthode de Surface de Réponse construite sur un nombre limité d'évaluations de la fonction objectif.

Pendant ces essais, une comparaison entre les valeurs maximales de l'effort a été faite. Si les essais statiques de dépliage sur machine de traction sont éloignés du cas pratique d'un choc sur les ferrures d'ancrage, ils nous renseignent cependant sur l'influence des paramètres du procédé. De petites valeurs du rayon de matrice entraînent de faibles valeurs des efforts maximaux de dépliage et de choc dynamique. Le jeu a aussi une influence sur le comportement statique et dynamique, celle-ci restant toujours faible par rapport à celle du rayon de matrice.

Chapitre V

Simulation numérique et optimisation du procédé de pliage en tombé de bord

5.1 Introduction

La fabrication des pièces à partir de tôles est généralement réalisée sur des presses à l'aide d'un poinçon et d'une matrice. Les critères de qualité du produit étant de plus en plus sévères en terme de précision géométrique et de performances mécaniques, l'optimisation du procédé de mise en forme est très souvent rendue nécessaire.

Selon Parniere [Par-75], la réussite d'un produit fabriqué par emboutissage, estampage ou plus particulièrement par pliage, dépend essentiellement de trois facteurs qui sont: (a) les caractéristiques physiques de la tôle, (b) la géométrie des outils (c) la lubrification des outillages. Ces trois facteurs ne sont pas indépendants et une bonne conception des pièces alliée à une bonne géométrie des outils permet dans certains cas de pallier des propriétés mécaniques médiocres du matériau utilisé.

Dans l'étude qui suit, on s'intéresse à une pièce en tôle destinée à caractériser le comportement mécanique de pièces de sécurité automobile (ferrures d'ancrage) mise en forme par pliage.

Trois aspects de cette opération sont abordés qui sont relatifs pour le premier au procédé (pliage par tombé de bord), pour le second à la pièce (champ de contraintes et d'endommagement) et le troisième à l'effort de dépliage. Le premier aspect concerne l'outillage et plus particulièrement l'évolution de l'effort maximal de pliage en fonction de certains paramètres du procédé. Le second aspect concerne la distribution des contraintes maximales et du dommage dans la partie centrale de la pièce au voisinage de l'arrondi de pliage, qui est la zone la plus sollicitée par la mise en forme. Et le troisième aspect traite le comportement mécanique de l'éprouvette lors de son dépliage.

La méthode choisie pour une optimisation du procédé est la méthode des Surfaces de Réponse (M.S.R.) s'appuyant sur un plan d'expériences obtenu par des simulations numériques. Celles-ci découlent du développement d'un modèle de calcul par élément finis sur le code Abaqus Standard [Hib-01c] prenant en compte le couplage élastoplasticité et dommage [Ham-96].

L'optimisation du procédé et ses conséquences sur les propriétés mécaniques des pièces est faite sous forme paramétrique à l'aide d'une boucle algorithmique en langage Script d'Abaqus. L'évolution de la force du poinçon nécessaire au pliage et la distribution des contraintes dans les zones les plus sollicitées, ont pu ainsi être prédites afin d'identifier les valeurs optimales des principaux paramètres du procédé.

5.2 Objectifs de l'étude

L'étude numérique du pliage et de dépliage des éprouvettes trouées fait suite à l'étude expérimentale et à sa confrontation à quelques résultats tirés des modèles éléments finis. Si les essais de pliage rendent compte de la réalité, certaines études sont hors de portée d'une expérience. Ainsi, la distribution des contraintes à l'intérieur de la pièce ou l'endommagement

du matériau ne peuvent être relevés lors d'un essai de mise en forme. Alors, pourvu qu'il soit validé dans quelques situations expérimentales, le modèle numérique prend toute son importance pour une prédiction approfondie du comportement des pièces et (ou) pour optimiser le procédé.

Compte-tenu de ce qui précède, les objectifs poursuivis dans cette étude sont de trois ordres:

1- Minimisation des sollicitations engendrées dans les outillages tel que l'effort maximal de pliage appliqué par le poinçon sur la pièce.

2- Maximisation de la résistance de la pièce en service, obtenue en minimisant les champs de contraintes résiduelles apportés par le pliage.

3- Maximisation de l'effort de dépliage assurant une meilleure résistance au choc des pièces après pliage.

A ces problèmes d'optimisation sont associées des contraintes technologiques et mécaniques telles que la précision des formes, l'apparition de fissures et le plissement de la tôle dans les parties arrondies. La précision des prédictions numériques de ces phénomènes reste cependant à valider par une approche expérimentale.

Les paramètres de l'étude portent sur:

- Le matériau: Les variables associées sont principalement le module d'élasticité, le coefficient de Poisson, le module d'écrouissage et la loi d'endommagement.
- La géométrie des outillages: Les variables associées sont relatives au poinçon et à la matrice. Ce sont les rayons d'outils, le jeu poinçon/matrice, l'angle de pliage qui dépend de la forme caractéristique de la matrice.
- Les paramètres du procédé: de mise en forme qui sont: la lubrification et ses effets sur le frottement pièce/outillage et la course du poinçon.

Les objectifs que nous venons de définir sont maintenant poursuivis dans le cadre du *pliage par tombé de bord*, encore appelé *pliage en L* ou *pliage à 90°*.

5.3 Pliage d'éprouvettes trouées. Modélisation numérique

Dans cette étude nous considérons l'opération de pliage par tombé de bord des éprouvettes trouées, à l'aide d'une simulation numérique 3D. Le principe de cette opération consiste à déformer une tôle maintenue fixe entre la matrice et le serre flan sous l'action d'un poinçon afin d'obtenir un angle de pliage qui ne peut en aucun cas dépasser une valeur de 90°. Les valeurs numériques des paramètres de la simulation sont reportées dans le tableau 5.1. Afin de se rapprocher de la réalité expérimentale où les contacts entre le poinçon, la matrice, le serre flan et la tôle sont lubrifiés par imprégnation au pinceau, on choisira un coefficient de frottement côté poinçon μ_p relativement faible [Mag-02]. Le coefficient de frottement côté matrice μ_m et serre-flan est plus élevé car voisin d'un frottement sec. La course optimale imposée au poinçon est de 29 mm. Elle a été identifiée expérimentalement dans des travaux précédents [Mka-03] pour correspondre à un retour élastique minimal.

Puisque son influence sur le comportement du matériau est certaine, le dommage est pris en compte dans la simulation tridimensionnelle de l'opération. Dans le cadre d'un endommagement isotrope, on a choisi la formulation du dommage selon Lemaître [Hamm-00] où apparaissent les paramètres physiques ε_D , ε_R , D_c et D_R . Ils correspondent respectivement

aux déformations plastiques au début de l'endommagement (ϵ_D) et à la rupture (ϵ_R), au dommage critique entraînant la rupture (D_c) et à la valeur adoptée dans la simulation (D_R) pour annuler la raideur des éléments finis totalement endommagés.

Matériau					Modèle de Lemaître				Frottement	
E(MPa)	ν	σ_e (MPa)	K(MPa)	n	ϵ_D	ϵ_R	D_c	D_R	μ_p	μ_m
2.10E5	0.28	560	800	0.745	0	0.36	0.21	0.99	0.09	0.15

Tableau 5.1: Paramètres physiques utilisés pour le matériau et le procédé

La maquette numérique correspondant à l'éprouvette est représentée sur la figure 5.1 en position initiale dans l'outillage. Dans cette étude, les outils sont modélisés par des corps analytiques rigides. Des éléments quadratiques à huit nœuds de type C3D8 (briques à 8 nœuds et 8 points de Gauss) ont été utilisés pour le maillage. Une attention particulière a été consacrée aux zones adjacentes au trou oblong, car à ce niveau la pièce sera pliée et par conséquent les déformations et les niveaux de contraintes y seront importants.

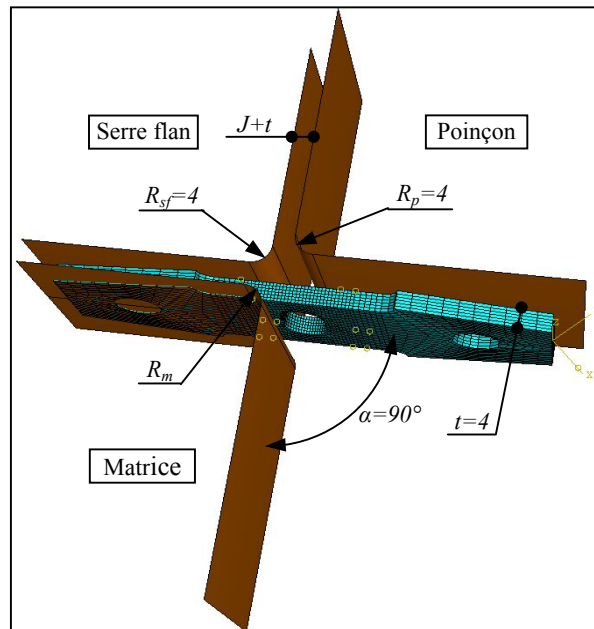


Figure 5.1: Maquette numérique du pliage des éprouvettes

C'est cette maquette numérique, incluant le couplage à l'endommagement, qui est mise en œuvre pour la simulation et la prédiction du comportement des éprouvettes. Le maillage de la figure 5.2, montre un raffinement aux abords du trou alors qu'il est plus grossier dans les zones d'attache.

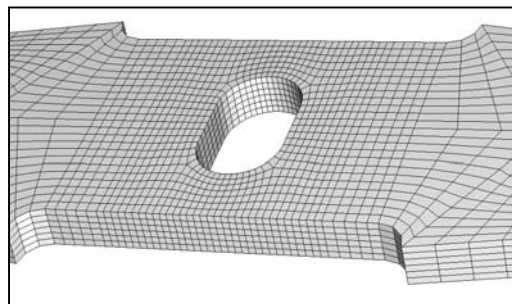


Figure 5.2: Maillage E.F dans la zone pliée

Les deux états initial et final des éprouvettes durant l'opération de pliage sont montrés par la

figure 5.3. L'investigation numérique proposée de ce procédé de mise en forme doit tenir compte de l'étude de toutes les combinaisons possibles et les effets d'interactions entre le jeu poinçon-tôle variant dans l'intervalle $[-0.6, 0.6]$ mm avec un pas uniforme de 0.2 mm et le rayon de matrice ayant des valeurs de 1, 2, 4 et 6 mm.

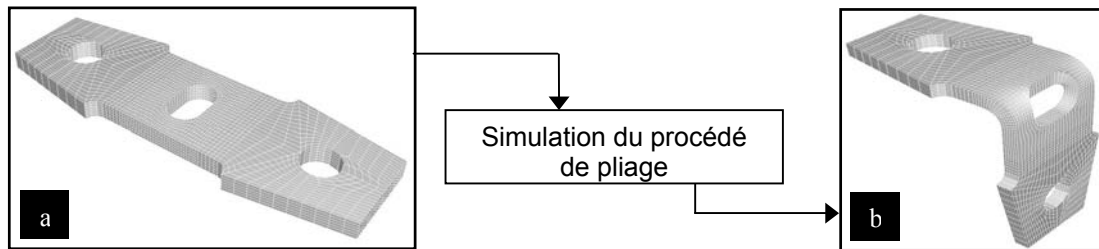


Figure 5.3: Configuration initiale (a) et finale (b) de l'éprouvette durant sa mise en forme

Sachant que la qualité finale de la pièce pliée dépend fortement des paramètres de pliage, de nombreux calculs ont été effectués afin de quantifier leurs effets sur l'écrouissage et l'endommagement du matériau qui sont fonction de la déformation plastique engendrée au pli. Avec un ordinateur muni d'un processeur à 2.40 GHz et une mémoire vive de 2096 Méga-octets, chaque calcul prend en moyenne 24 heures.

5.4 Etude de pliage

5.4.1 Effort de pliage

Les calculs ont été menés par des simulations numériques jusqu'à 100% de la course du poinçon. Différents jeux positifs ($Jeu = 0, 0.2, 0.4$ et 0.6 mm) ont été associés à différents rayons de matrice ($R_m = 1, 2, 4$ et 6 mm) pour balayer l'espace de recherche.

Les figures 5.4 et 5.5 montrent les évolutions de la force de pliage relevée sur le poinçon en fonction de sa pénétration. Pour un déplacement très faible, la force fournie par le poinçon augmente très rapidement jusqu'à atteindre à peu près 50% de sa valeur maximale. Ceci correspond essentiellement à l'accroissement des contraintes nécessaires à la plastification de la section d'éprouvette située au voisinage du rayon de la matrice. Ensuite au fur et à mesure que le poinçon se déplace, il y a un phénomène *d'enroulement* de la pièce sur la matrice et la distance entre les points de contact de la tôle avec d'une part le poinçon et d'autre part la matrice diminue.

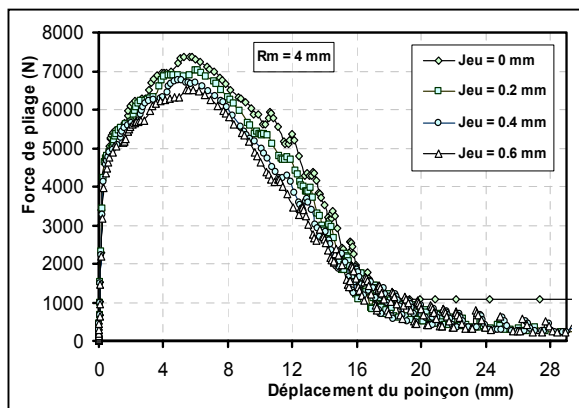


Figure 5.4: Courbes force de pliage-déplacement paramétrées en jeu pour $R_m = 4$ mm

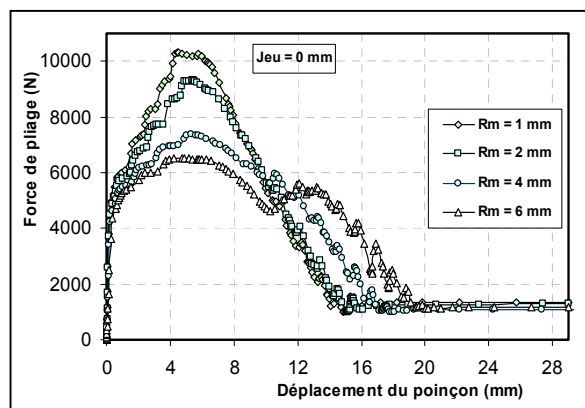


Figure 5.5: Courbes force de pliage-déplacement paramétrées en R_m pour un $Jeu = 0$ mm

En conséquence, pour un même moment plastique l'effort augmente. On constate aussi qu'il existe à peu près un rapport de 2 entre l'effort nécessaire à la première plastification et l'effort maximum.

Comme on le voit sur les figures 5.4 et 5.5, l'effort est maximal pour un déplacement d'environ 6 mm correspondant à environ 20% du déplacement total du poinçon. Ensuite, il décroît puisque la pièce est en principe pliée à 90°. En effet, il n'est plus nécessaire de fournir un effort de plastification mais le poinçon doit continuer à empêcher le retour élastique et vaincre ses forces de frottement avec la tôle. Comme il s'éloigne de plus en plus de la dernière section pliée, l'effort qu'il doit fournir décroîtra d'où cette allure décroissante, sensiblement linéaire. Dans tous les cas, la chute régulière de l'effort conduit en fin de course à une valeur minimale stabilisée qui correspond au frottement entre le poinçon et la tôle.

5.4.1.1 Remarque sur la course du poinçon

En théorie pour un jeu nul, la course λ_p du poinçon nécessaire au pliage à 90° devrait être égale à:

$$\lambda_p = R_m + R_p + t \quad (5.1)$$

et pour cette valeur on devrait avoir la force maximale. Or il apparaît sur les figures 5.4 et 5.5 que cela n'est pas correctement prédit. La force maximale devrait se situer à $\lambda_p = 12$ mm pour les applications représentées sur la figure 5.5 alors qu'elle est prévue à 6 mm.

Pour un rayon de matrice de 4 mm correspondant au pliage industriel d'une attache de ceinture de sécurité, le jeu entre la tôle et l'outillage a une influence qui ne dépasse pas 15% environ sur les valeurs extrêmes $J = 0$ mm et $J = 0.6$ mm.

Les courbes de la figure 5.5 sont assez différentes suivant qu'on plie avec un rayon R_m plus ou moins grand. Comme on pouvait s'y attendre, les efforts maximaux de pliage décroissent notablement lorsque le rayon de matrice croît. Cette diminution de l'effort nécessaire au pliage s'explique par une plastification moins importante des sections pliées avec de grands rayons de matrice. On constate aussi que la valeur λ_p croît légèrement avec R_m ce qui est la conséquence de la relation (5.1).

L'observation des courbes des figures 5.4 et 5.5 permet de conclure que les paramètres du procédé influent sur la prédiction des efforts pendant l'opération de pliage, cette influence étant plus marquée lorsqu'on change les rayons de matrice.

5.4.2 Influence du rayon de matrice et du jeu sur la force maximale de pliage $F_{\max}$

5.4.2.1 Influence du rayon de matrice

On a plus particulièrement étudié l'influence du rayon de matrice R_m sur la force maximale de pliage $F_{\max}$ dans le cas où le jeu serait nul. Les résultats des simulations précédentes ont été repris dans ce but et ils conduisent au graphe de la figure 5.6. Ils montrent que la force maximale nécessaire au pliage est plus élevée quand le rayon de la matrice décroît et ceci malgré un endommagement plus grand du matériau. On justifie ces fortes valeurs par le fait que la sollicitation du matériau est sévère (faibles rayons de matrice), engendrant une déformation plus importante et un durcissement par écrouissage très prononcé. Le matériau devient en quelque sorte plus résistant et nécessite des efforts plus grands pour le plier.

La différence qui existe entre les valeurs prédites des efforts correspondant aux rayons limites de matrice (1 et 6 mm), laisse présager un dommage plus grand pour les pliages avec de faibles valeurs du rayon de matrice qui nécessitent des efforts de poinçon élevés.

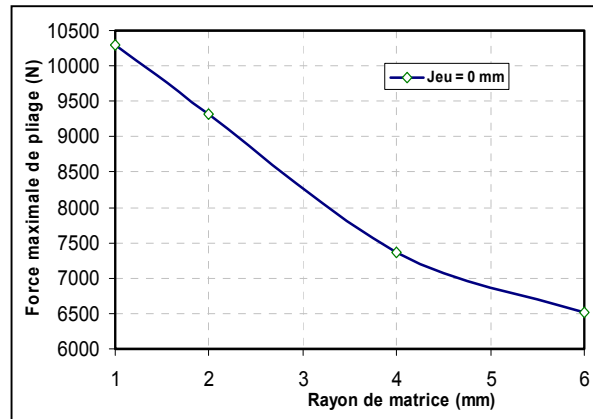


Figure 5.6: Variation de la force maximale du pliage $F_{\max}$ en fonction du rayon de la matrice

5.4.2.2 Influence du jeu

C'est sur la figure 5.7 que nous avons représenté l'évolution de la force maximale obtenue pendant la phase de pliage, en fonction du jeu entre l'outillage et la tôle. Les autres paramètres du procédé conservent des valeurs fixes.

Les jeux négatifs sont obtenus lorsqu'on plie des tôles dans un espace poinçon/matrice inférieur à l'épaisseur. Ces jeux sont assez souvent utilisés par les industriels qui cherchent à réduire le retour élastique des pièces pliées.

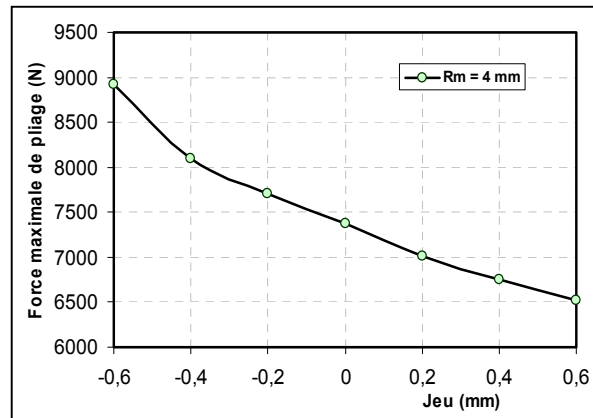


Figure 5.7: Variation de la force maximale du pliage en fonction du jeu poinçon/matrice

Nous avons pu constater que la valeur de $F_{\max}$ est d'autant plus importante que le jeu est faible, ce qui semble logique et peut s'expliquer par les effets importants des frottements entre le poinçon et la tôle durant cette phase.

Pour des jeux négatifs, on constate d'après le modèle qu'il existe une sorte de bourrelet métallique sur l'arrondi du poinçon qui de ce fait semble 'entraîner' la partie de tôle en contact. Ce phénomène visible sur la figure 5.8, apparaît un peu avant que l'angle n'atteigne 90° et se poursuit tout au long de la fin de course. Cette résistance à l'avancement du poinçon se traduit donc par une augmentation de force nécessaire au pliage.

Si on cherche à réduire les sollicitations appliquées sur l'outillage à travers le choix optimal du jeu, la figure 5.7 suggère d'installer un jeu de 0.6 mm. Malheureusement, ce jeu induira un

retour élastique $\theta_{\max}$ plus important et l'optimum sera un compromis à trouver entre $F_{\max}$ et $\theta_{\max}$.

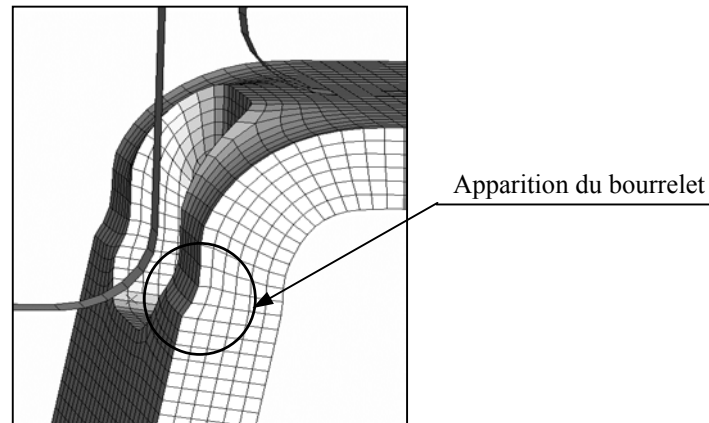


Figure 5.8: Bourrelet apparaissant sur la tôle, en avant du poinçon

5.4.3 Optimisation du procédé

L'étude de la géométrie des attaches et l'optimisation de leur forme en vue de mieux utiliser la matière a déjà été présentée. On désire maintenant aborder le problème sous son aspect plus industriel, celui concernant le procédé de pliage par tombé de bord. L'étude purement numérique dans ce contexte doit permettre de déterminer les paramètres optimaux du procédé appliqué à la mise en forme de ces éprouvettes en vue de minimiser les forces sur l'outillage. Les éprouvettes trouées sont à la base de l'étude.

5.4.3.1 Plan d'expériences

Nous avons évoqué à maintes reprises que la mise en forme des métaux est un procédé qui met en oeuvre de multiples paramètres. Ici, nous avons restreint l'étude à l'essentiel en ne considérant que l'influence respective des paramètres géométriques les plus significatifs du procédé de pliage qui sont le rayon de matrice R_m et le jeu J entre la tôle et le poinçon. Dans toute la suite de cette étude, la tôle a une épaisseur de 4 mm et le poinçon un rayon de 4 mm.

L'utilisation des plans d'expériences [Ham-03, Bah-05g] possède l'avantage de structurer les campagnes numérique et expérimentale afin de minimiser le nombre d'essais à réaliser. Nous avons choisi cette technique car dans notre étude il est très difficile d'établir des relations analytiques pour modéliser les différentes réponses mécaniques des pièces au pliage, incluant les paramètres évoqués.

La fonction caractéristique qui a été choisie pour constituer la réponse des pièces aux sollicitations de pliage, est l'effort maximal. Cette fonction est la fonction objective du problème d'optimisation que nous étudierons plus loin. L'effort maximal $F_{\max}^{\text{pliage}}$ est celui qui est prédit par la simulation numérique pendant la phase de pliage. Un plan factoriel complet de deux facteurs est utilisé en faisant varier les paramètres de conception et en analysant les réponses.

Le tableau 5.2 récapitule les résultats du plan d'expériences obtenu avec les intervalles de variation des paramètres R_m et J déjà présentés.

R _m (mm)	J (mm)						
	-0.6	-0.4	-0.2	0	0.2	0.4	0.6
1	11.831	11.650	11.081	10.303	9.954	9.373	8.828
2	11.044	10.515	9.745	9.313	8.908	8.265	7.898
4	8.927	8.099	7.711	7.366	7.015	6.758	6.523
6	7.239	7.035	6.843	6.514	6.422	6.523	5.989

Tableau 5.2: Matrice d'expériences de la force maximale de pliage (KN)

5.4.3.2 Surfaces de réponse

Dans la confection des matrices d'expériences, les variables physiques sont normalisées, c'est à dire représentées par des valeurs adimensionnelles, de façon à comparer leurs influences respectives sur les réponses, et pouvoir généraliser la méthode à tout type de variables.

Pour cela la force maximale de pliage $F_{\max}^{\text{pliage}}$ est rapportée à la valeur de l'effort élastique F_e ($F_e = \mathcal{A}\sigma_e$, $\mathcal{A}$ est l'aire de la section résistante initiale).

On pose:

$$\bar{F} = F_{\max}^{\text{pliage}} / F_e \quad (5.2)$$

Les deux variables retenues pour cette étude, R_m et J , sont rapportées à l'épaisseur t de la tôle de sorte que les variables réduites $\bar{J}$ et $\bar{R}_m$ sont définies par:

$$\bar{J} = J/t \text{ et } \bar{R}_m = R_m/t \quad (5.3)$$

□ CHOIX D'UNE FORME DE SOLUTION

La méthode des surfaces de réponse [Bah-04, Oha-03] est mise en oeuvre afin d'obtenir une approximation de la fonction $\bar{F}$ et à l'aide des variables réduites $\bar{J}$ et $\bar{R}_m$ utilisées. En règle générale on écrit la fonction approchée comme suit:

$$f = F(x_1, x_2, x_3, \dots, x_n) + \varepsilon \quad (5.4)$$

expression dans laquelle f représente la réponse en fonction des variables x_i ($i=1, \dots, n$) (paramètres de l'opération) et ε est un terme représentant l'erreur par rapport à la solution exacte. Pour cette étude, on choisit un polynôme d'ordre quatre avec une interaction entre les variables, ce qui donne:

$$f = \alpha_0 + \sum_{i=1}^n \alpha_i x_i + \sum_{i=1}^n \alpha_{ii} x_i^2 + \sum_{i < j}^n \alpha_{ij} x_i x_j + \sum_{i=1}^n \beta_{ii} x_i^3 + \sum_{i=1, j \neq i}^n \beta_{ij} x_i^2 x_j + \sum_{i=1}^n \gamma_{ii} x_i^4 + \sum_{i=1, j \neq i}^n \gamma_{ij} x_i^3 x_j + \prod_{i=1}^n \xi_i x_i^2 \quad (5.5)$$

□ OPTIMISATION

L'optimisation est effectuée en vue de rechercher les valeurs optimales des paramètres géométriques du procédé, garantissant une minimisation de l'effort de pliage $F_{\max}^{\text{pliage}}$. Le problème se pose comme suit:

$$\text{Minimiser } F_{\max}^{\text{pliage}} = f(R_m, J) \quad (5.6)$$

Avec les contraintes géométriques:

$$R_{m\min} \leq R_m \leq R_{m\max} \quad (5.7a)$$

$$J_{\min} \leq J \leq J_{\max} \quad (5.7b)$$

Les coefficients du polynôme représentant la fonction approchée f , sont déterminés en minimisant l'erreur quadratique définie par:

$$\varepsilon_{rr} = \sqrt{\sum_{i=1}^{n_{\exp}} (f - f_i)^2} \quad (5.8)$$

Expression dans laquelle les f_i sont les $n_{\exp}$ valeurs expérimentales que la fonction f devra approcher au mieux. Dans le cas présent, la méthode conduit à résoudre un système linéaire en α , β , γ , et ξ (relation 5.5) pour la fonction $\bar{F}$.

Le tableau 5.3 ci dessous résume les constantes trouvées de la fonction objectif traitée.

Coefficients	α_0	α_1	α_2	α_{11}	α_{22}	α_{12}	β_{11}	β_{22}
Valeurs	0.431	-0.161	-0.375	-0.045	-0.369	-0.333	0.047	2.883
Coefficients	β_{12}	β_{21}	γ_{11}	γ_{22}	γ_{12}	γ_{21}	ξ	
Valeurs	0.649	3.297	0.00016	-22.628	-0.194	-4.421	-1.767	

Tableau 5.3: Détermination des coefficients de la fonction objective de l'effort relatif de pliage

5.4.3.3 Résultats et analyse

La fonction polynomiale déterminée dans le paragraphe précédent, permet de calculer les valeurs des réponses en n'importe quel point du domaine faisable grâce à une campagne d'essais numériques donnant les valeurs des f_i . Les résultats déduits de la simulation sont ensuite comparés aux expériences. Les évolutions des efforts maximaux $\bar{F}$ au cours du pliage pour les deux approches, sont reportés sur la figure 5.9. Elles permettent de juger des effets d'une variation des paramètres géométriques du procédé sur la valeur de la charge maximale appliquée par le poinçon pour plier la tôle. Le maximum de ces effets est obtenu pour les faibles valeurs de jeu et de rayon de matrice. La solution correspondant au maximum global de la force $F_{\max}^{\text{pliage}}$ est obtenue pour $R_m = 1$ mm et un jeu égal à -15% de l'épaisseur de l'éprouvette. Dans le cas numérique, la valeur de la fonction objective $F_{\max}^{\text{pliage}}$ atteint 44.21% de la force élastique du matériau. Sur les figures 5.9.a₁ et 5.9.b₁, on observe une chute de la force maximale de pliage avec le jeu tôle/poinçon J d'autant plus forte que le rayon de matrice R_m est petit. A jeu égal, on constate aussi que $F_{\max}^{\text{pliage}}$ décroît lorsque R_m croît, ce que nous avons constaté en figure 5.6.

En examinant les allures des deux surfaces de réponse données par les figures 5.9.a₂ et 5.9.b₂, on voit qu'il est important d'augmenter le rayon de pliage dans la conception des pièces de sécurité si on désire réduire les efforts engendrés par les outillages. Les gradients $\frac{\partial F_{\max}^{\text{pliage}}}{\partial R_m}$ sont visiblement les plus grands et c'est donc une variation de ce paramètre qui conduira à la plus forte variation de la charge requise au poinçon pour déformer la tôle.

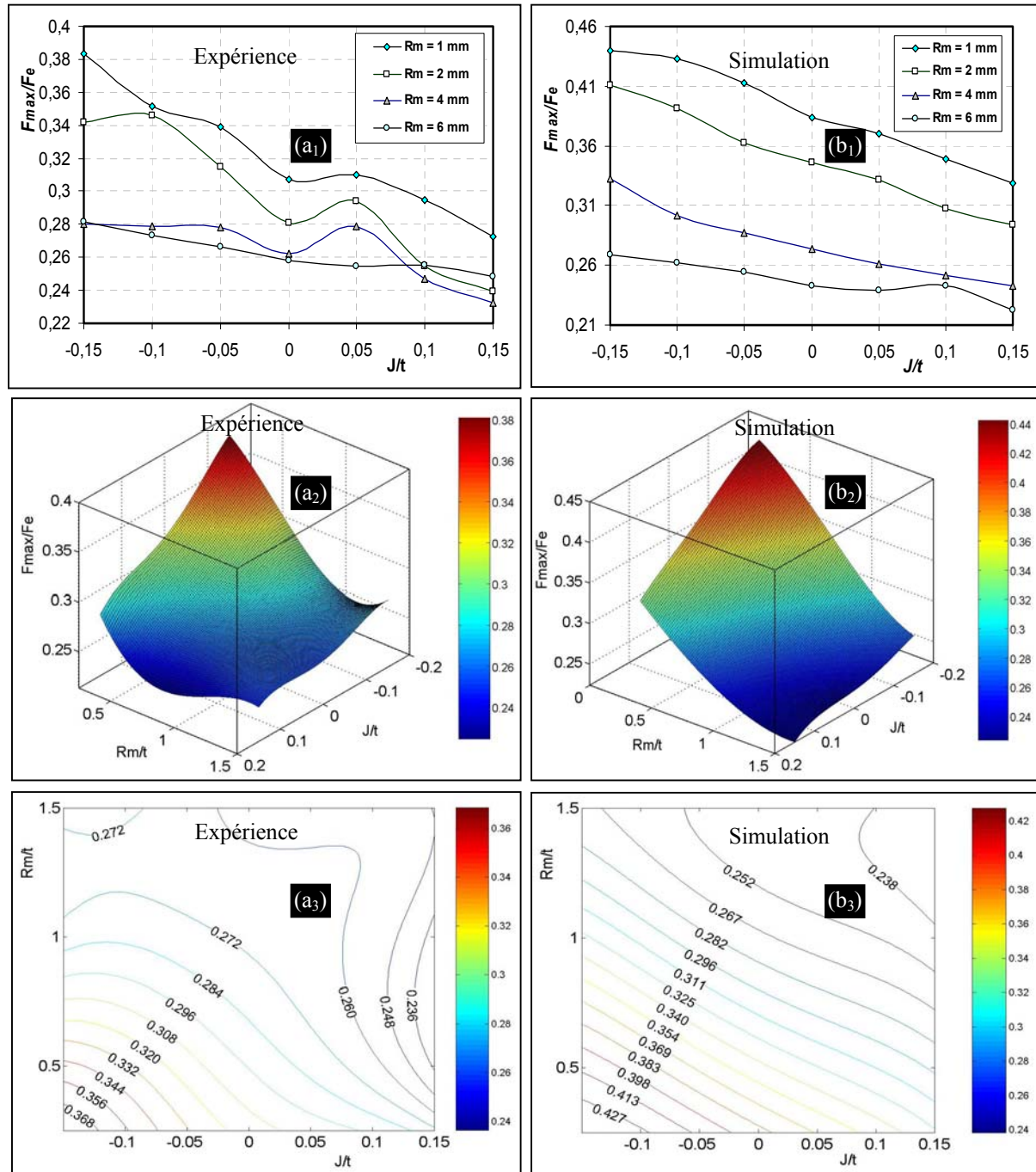


Figure 5.9: Evolution des efforts maximaux de pliage avec les valeurs relatives du jeu et de rayon de matrice.
a_i) Expérience. b_i) Simulation

Les figures 5.9.a₃ et 5.9.b₃ illustrent les variations de la force relative maximale de pliage dans les domaines de conception numérique et expérimental sous la forme de courbes de niveaux. On remarque que la prédiction numérique conduit globalement à une surestimation des valeurs de la réponse par rapport au résultat expérimental de la figure 5.9.a₃. Cette constatation est attribuée aux erreurs probables de la caractérisation du matériau et de l'identification des paramètres du dommage dont les valeurs sont utilisées dans le modèle numérique. Elle pourrait encore être expliquée par les effets de contact aux interfaces entre les outils et la pièce qui a été modélisé par la loi de Coulomb.

Les résultats de minimisation de l'effort de pliage sont récapitulés dans le tableau 5.4. Ils sont

déterminés par une méthode de recherche globale qui fournit les minima globaux des deux fonctions objectives expérimentale et numérique. La comparaison entre les deux valeurs optimales de l'effort conduit à une erreur relative par rapport à l'expérience inférieure à 1%.

Valeurs optimales	$(J/t)_{opt}$	$(R_m/t)_{opt}$	$(F_{max}/Fe)_{opt}$
Expérience	0.15	0.7375	0.2243
Simulation	0.15	1.46	0.2239

Tableau 5.4: Optimisation globale de l'effort de pliage

5.4.3.4 Conclusion

La mise en forme par pliage de pièces trouées a été modélisée en utilisant des éprouvettes représentatives de ferrures d'ancrage comportant un trou oblong. Le procédé est étudié en vue d'optimiser les paramètres d'une opération de pliage par "*tombé de bord*" pour minimiser les efforts de pliage appliqués par le poinçon. Deux paramètres liés au procédé ont été retenus sous forme adimensionnelle: le rayon réduit R_m/t et le jeu réduit J/t . On a montré que c'est principalement le rayon de matrice qui est le paramètre prépondérant pour limiter les niveaux d'efforts. Des jeux négatifs augmentent les valeurs des réponses. Pour réaliser ces analyses, un plan d'expériences par une approche numérique a été développé par une modélisation éléments finis. Les résultats de ces études ont permis d'optimiser le procédé grâce à la mise en place de surfaces de réponse à deux paramètres. Cette technique d'approximation est bien adaptée aux problèmes de mise en forme qui ne peuvent être formalisés analytiquement.

5.5 Etude du retour élastique

5.5.1 Modèle numérique pour la prédiction du retour élastique

L'influence de la prédiction du retour élastique sur le comportement des tôles et la qualité géométrique finale des pièces est un aspect important de la modélisation. Elle sera mise en lumière par une comparaison entre les résultats expérimentaux et ceux déterminés par un calcul numérique. Pour cela, un modèle numérique tridimensionnel de pliage en tombé de bord des éprouvettes est réalisé permettant une représentation fidèle de la réalité pour la prédiction du retour élastique. La simulation numérique de l'opération prend en compte le dommage apporté au matériau. Elle concerne le pliage *virtuel* des éprouvettes trouées dont on a conservé les dimensions réelles, en lieu et la place des attaches de sécurité.

Les configurations géométriques successives de la pièce au cours de pliage, les outils rigides ainsi que la discrétisation du maillage sont fournis sur la figure 5.10. Le maillage est constitué par des éléments cubiques à huit nœuds et huit points d'intégrations de type C3D8. Les effets de vitesse sont négligés. L'objectif visé dans cette application est de montrer l'aptitude du modèle à prédire le retour élastique et sa sensibilité aux variations de certains paramètres géométriques liés au procédé. On pourra déduire dans quel sens et sur quels paramètres technologiques il faut agir pour réduire le retour élastique.

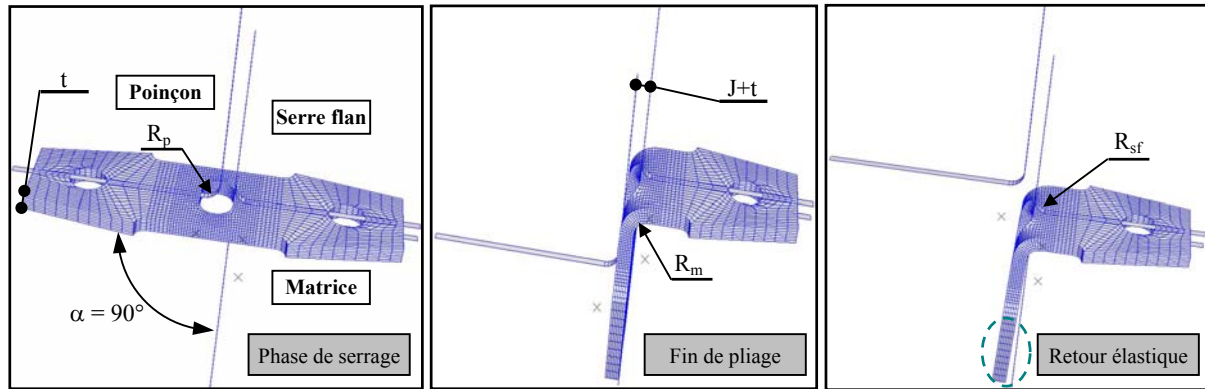


Figure 5.10: Approche numérique: Différentes séquences de simulation de pliage en tombé de bord et apparition du phénomène du retour élastique

Pour les différents cas de calcul, la simulation 3D conduit aux mêmes constatations du début à la fin de l'opération de formage. Sous l'effet du déplacement du poinçon, la tôle se déforme contre la matrice qui l'oblige à prendre la forme requise. En fin de pliage, deux phénomènes bien connus sont observés:

- Le retour élastique qui dépend fortement des propriétés mécaniques du matériau, des paramètres du procédé et éventuellement du dommage.
- Le foisonnement qui est plutôt fonction de la formabilité, de la géométrie des outils et du taux d'anisotropie du matériau.

Pour cette approche, les résultats des calculs de la variation de l'angle de pliage par rapport à l'angle désiré en fonction des paramètres du procédé sont listés dans le tableau 5.5.

R_m (mm)	J (mm)						
	-0.6	-0.4	-0.2	0	0.2	0.4	0.6
1	2.3	2.45	2.504	2.73	3.142	3.446	3.732
2	2.539	2.655	2.731	3.138	3.061	3.789	4.249
4	2.786	2.892	2.965	3.119	3.886	4.453	5.149
6	2.721	2.954	2.843	3.517	4.203	5.046	5.799

Tableau 5.5: Valeurs du retour élastique en ($^{\circ}$) déterminées numériquement pour différents jeux et rayons de matrice

5.5.1.1 Influence du rayon de matrice

De nombreuses expériences sur presse et simulations numériques ont été conduites en faisant varier les paramètres du procédé. L'objectif poursuivi concerne la maîtrise des retours élastiques pour obtenir une géométrie du produit aussi proche que possible de celle escomptée. La technique utilisée est fondée sur des études paramétriques. Les deux courbes présentées sur la figure 5.11 traduisent la variation du retour élastique en fonction du rayon de matrice pour une valeur constante du jeu.

Nous constatons que les valeurs du retour élastique mesurées expérimentalement et prédites par simulations numériques sont d'autant plus grandes que le rayon de matrice augmente. Les valeurs les plus faibles du retour élastique ont été obtenues pour le plus petit rayon de matrice (1mm), mais ce cas n'est pas significatif car l'éprouvette soumise à des sollicitations très sévères qui affectent les propriétés mécaniques du matériau, se fissure.

Les résultats obtenus par les deux approches permettent de donner la variation relative du retour élastique par rapport à l'expérience exprimée par : $\Delta_{\theta}(\%) = [(\theta_{\text{exp}} - \theta_{\text{num}}) / \theta_{\text{exp}}] \times 100$.

Elles sont de 9% et de 10.25% respectivement pour des rayons de matrice de 1 mm et 6 mm. Ce qui permet de dire que l'évolution du retour élastique déterminée par approche numérique est en bon accord avec l'expérience.

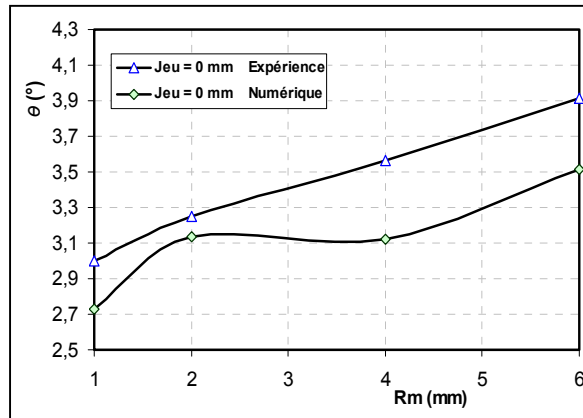


Figure 5.11: Influence du rayon de matrice sur le retour élastique

5.5.1.2 Influence du jeu sur la valeur du retour élastique

Nous avons étudié également l'influence du jeu entre la tôle et le poinçon sur le retour élastique. D'après la figure 5.12 qui montre l'évolution de l'angle du retour élastique avec le jeu, nous constatons une bonne concordance entre les résultats numériques et expérimentaux. Dans les deux cas les courbes obtenues sont sensiblement parallèles pour les jeux négatifs, puis s'écartent pour les jeux positifs. Une augmentation du jeu favorise une augmentation du retour élastique d'autant plus grande que le jeu est grand. Nous avons encore pu observer que le pliage des éprouvettes avec des jeux négatifs n'a pas d'influence sur le retour élastique. Dans ce cas la tôle sera comprimée par l'effet de la pression appliquée par le poinçon qui engendre de grandes forces de frottement. La pièce subit alors un laminage plus ou moins important en fonction du jeu. Les écarts relatifs du retour élastique par rapport à l'expérience sont de 17% et 22% respectivement pour la plus petite et la plus grande valeur du jeu. On constate ici que la prédiction n'est pas très bonne et que le modèle devrait être affiné surtout en ce qui concerne les contacts aux interfaces glissants.

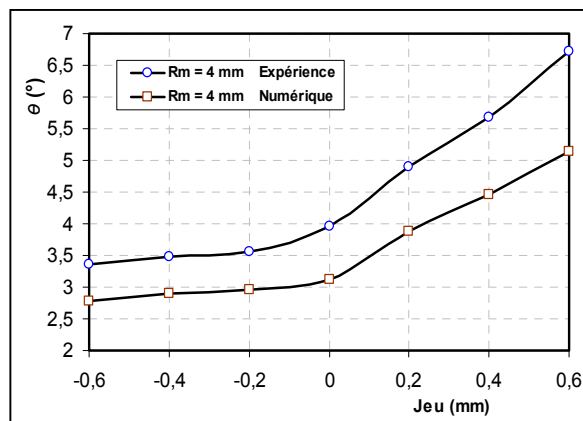


Figure 5.12: Influence du jeu sur le retour élastique

5.5.1.3 Evolution globale du retour élastique par surfaces de réponse

Nous avons choisi de représenter les évolutions du retour élastique déterminées par les deux approches numérique et expérimentale à l'aide de représentations paramétriques et de surfaces de réponse. Nous avons pu démontrer à travers une étude préliminaire qu'une fonction d'interpolation cubique est insuffisante de bien représenter les résultats numériques et

expérimentaux. Nous avons donc décidé d'adopter une fonction d'interpolation du quatrième ordre. La variation de l'angle géométrique est rapportée à l'angle réel de pliage ($\bar{\theta} = (\frac{\theta}{90}) \times 100$) et les paramètres géométriques du procédé sont normalisés par rapport à l'épaisseur t de la pièce. Pour valider la procédure numérique nous avons comparé les résultats fournis par les simulations aux relevés expérimentaux du retour élastique.

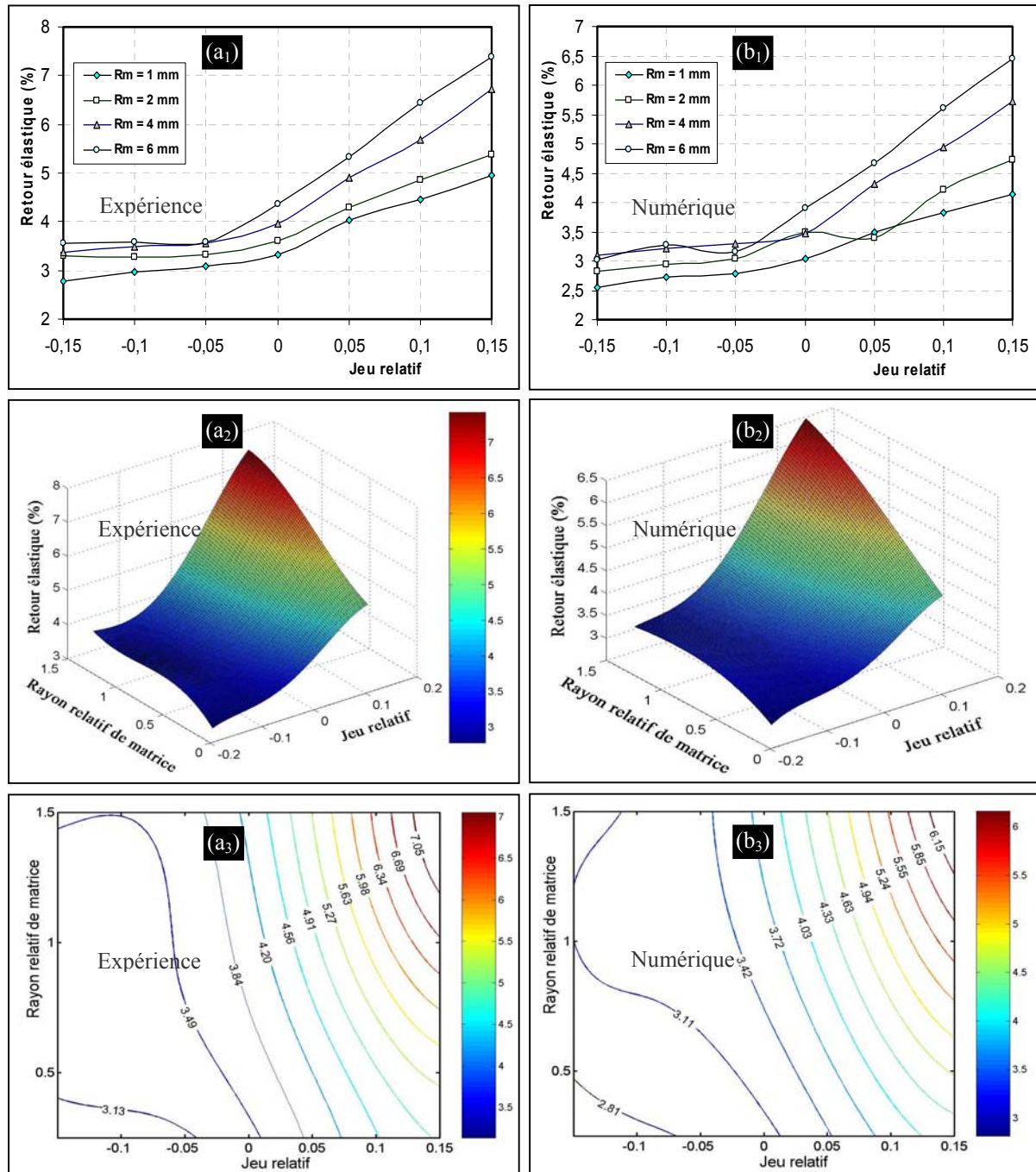


Figure 5.13: Evolution du retour élastique en fonction du jeu et de rayon relatif de la matrice donné sous la forme des courbes paramétriques, des surfaces de réponse et des courbes de niveau: **a_i**) Expérience. **b_i**) Numérique

Sur les figures 5.13.a₁ et 5.13.b₁, nous pouvons voir sous forme de courbes paramétrées en rayon de matrice la variation du retour élastique. On peut noter que la réponse prédite par simulation numérique donne des valeurs légèrement inférieures à celles mesurées au cours des

essais de pliage pour toutes les combinaisons des jeux et des rayons de matrices considérées. Globalement, l'erreur moyenne entre les valeurs déterminées par les deux approches varie dans l'intervalle [8%, 16%] pour un rayon $R_m = 1$ mm et dans l'intervalle [12%, 14%] pour le rayon $R_m = 6$ mm. L'erreur maximale du modèle proposé est alors acceptable pour obtenir des résultats proche de la réalité. Expérimentalement, nous avons remarqué que la valeur maximale du retour élastique est atteinte pour les valeurs les plus grandes des paramètres du procédé. Les mêmes observations sont faites pour les résultats déduits avec les simulations numériques: la valeur maximale obtenue pour $\bar{R}_m = 1.5$ et $\bar{J} = 0.15$ est de 6.46% de 90° . Par contre le minimum du retour élastique correspond aux conditions de pliage les plus sévères obtenues pour les valeurs faibles du jeu et du rayon de matrice. Le phénomène de laminage du matériau entre le poinçon et la matrice diminue la résistance du matériau et entraîne une petite valeur relative du retour élastique.

Les évolutions globales de la variation relative de l'angle du retour élastique sont illustrées par les surfaces de réponse des figures 5.13.a₂ et 5.13.b₂. L'analyse des deux surfaces permet de constater qu'elles ont la même tendance et que globalement, la surface de réponse numérique est cohérente avec celle de l'expérience. En comparant les figures 5.13.a₁ et 5.13.b₁ on peut dire que l'ordre de la fonction d'interpolation est satisfaisant pour représenter l'évolution du retour élastique en fonction des paramètres du procédé. Les résultats montrent une variation non linéaire du retour élastique en fonction des deux paramètres du procédé. Cette réponse évolue plus rapidement avec le jeu qu'avec le rayon de matrice.

La variation relative du retour élastique dans le domaine faisable est présentée sous forme des courbes de niveau des figures 5.13.a₃ et 5.13.b₃ qui montrent que les résultats numériques sont en bon accord avec l'expérience. Les régions qui correspondent au minimum du retour élastique sont trouvées pour des petites valeurs du jeu et de rayon de matrice. Elles ont été limitées par des amplitudes de 3.13% et 2.81% respectivement pour l'approche expérimentale et numérique. L'erreur commise entre la simulation et l'expérience peut être imputée aux effets du contact dont la formulation des conditions de contact devient compliquée. Il n'est pas facile de faire un modèle qui tienne compte de tous les phénomènes et paramètres environnementaux tel que la température à l'interface, l'effet de la vitesse, les caractéristiques du lubrifiant, l'aire de contact, la rugosité etc...

Les résultats fournis par l'une ou l'autre des approches, conduisent à une optimisation globale du retour élastique. Les valeurs minimales obtenues et les paramètres correspondants sont reportés dans le tableau 5.6.

Valeurs optimales	$(J/t)_{opt}$	$(R_m/t)_{opt}$	$((\theta_{elas}/90) \times 100)_{opt}$
Expérience	-0.15	0.25	2.7772
Simulation	-0.15	0.25	2.5102

Tableau 5.6: Optimisation globale du retour élastique

On peut remarquer que les optimums globaux sont atteints pour les mêmes valeurs du jeu et du rayon de matrice pour les deux fonctions objectives numérique et expérimentale. La comparaison des deux valeurs optimales aboutit à une erreur relative par rapport à l'expérience inférieure à 9%.

5.6 Evolution des contraintes et du dommage

5.6.1 Simulation numérique du procédé

Un des problèmes à résoudre dans les procédés de mise en forme des tôles minces, est la prise en compte des effets des choix des paramètres technologiques du procédé afin que la pièce obtenue possède la qualité mécanique souhaitée. Les méthodes empiriques basées uniquement sur la pratique expérimentale ne sont plus suffisantes car elles sont longues et coûteuses. Le développement des techniques numériques permet de tirer profit des possibilités prédictives offertes par les méthodes de calcul, comme celle des éléments finis, afin de déterminer les paramètres de fabrication optimaux.

Dans ce travail, on a développé une procédure numérique permettant de définir les valeurs optimales des paramètres du procédé de pliage en tombé de bord, qui minimisent les contraintes résiduelles et le dommage à la fin de la phase de pliage. Ces paramètres peuvent être géométriques comme le rayon de la matrice R_m et le jeu poinçon/matrice J . Leur influence sur le comportement mécanique des pièces est analysée par la mise en œuvre de méthodes basées sur des plans d'expériences et des surfaces de réponses [Red-02a, Red-02b].

Dans ce qui suit, le procédé de pliage sera simulé en mettant en place un modèle numérique tridimensionnel, dans lequel les mêmes modèles de contact (frottement) aux interfaces outillage/pièce et de loi de comportement que l'étude précédente sont adoptées afin de mieux rendre compte de l'état de la pièce après pliage et de déceler les paramètres technologiques importants dans cette opération. En simulant le pliage d'éprouvettes trouées, nous avons cherché à caractériser l'état de la tôle après pliage et à évaluer les propriétés mécaniques du matériau reliées au champ de contraintes, au taux d'écrouissage et à l'endommagement engendré à la fin de l'opération juste avant le retour élastique qui apparaît lorsqu'on retire la pièce de l'outillage. Les rayons de matrice, de poinçon et de serre flan ont été fixés à 4 mm. Le jeu entre poinçon et matrice est égal à l'épaisseur de la tôle ($J = 0$). Des éléments quadratiques à huit nœuds de type C3D8 ont été utilisés pour le maillage. La figure 5.14 illustre la simulation par éléments finis des différentes étapes de l'opération de pliage obtenues pour différentes courses du poinçon.

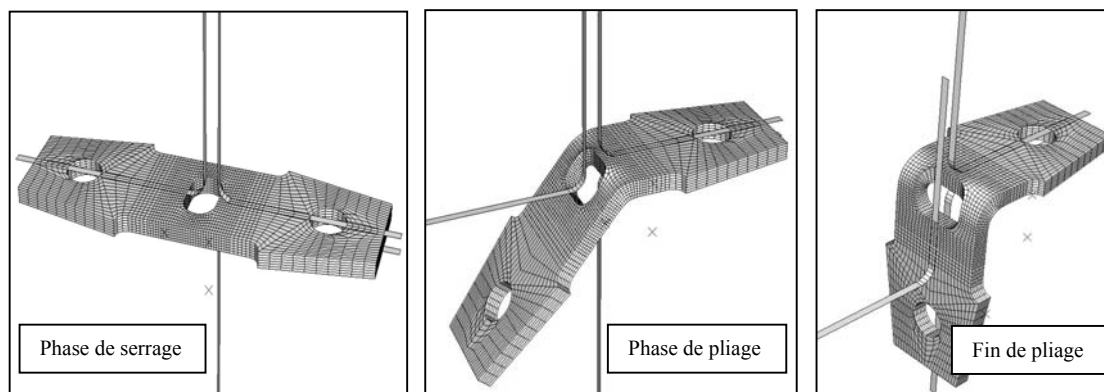


Figure 5.14: Déformation de l'éprouvette sous différentes pénétrations du poinçon

5.6.2 Résultats de la simulation

Sachant que le comportement ultérieur des pièces pliées est une conséquence de leur mise en forme, dans le cas des pièces de sécurité il doit être précisément connu. Pour ce faire, on commence par analyser les états de contraintes et d'endommagement qui conditionneront leur résistance finale.

5.6.2.1 Etude de la contrainte équivalente et du dommage

Nous avons représenté sur la figure 5.15.a l'évolution de la contrainte de von Mises extrapolée au centre des éléments en vue d'examiner l'état mécanique des éprouvettes à la fin de l'opération de pliage. Le jeu résiduel J entre la tôle et l'outillage est nul.

On observe une concentration de cette contrainte au niveau de la zone pliée où les déformations plastiques équivalentes $\bar{\epsilon}_{eq}^{Pl}$ sont très importantes puisqu'elles peuvent atteindre 49%. La valeur maximale de la contrainte de von Mises qui a été obtenue est de 840 MPa, valeur bien inférieure à la contrainte à la rupture. Cette contrainte équivalente maximale apparaît à l'intérieur du pli, du côté des fibres comprimées et sur le bord du trou oblong.

Pour affiner les investigations, on a reporté sur la figure 5.15.b les iso valeurs du dommage en fin de pliage. Cette visualisation permet de localiser l'endommagement dans tout le domaine du pli et l'analyse des résultats conduit à identifier les zones de risque de fissuration.

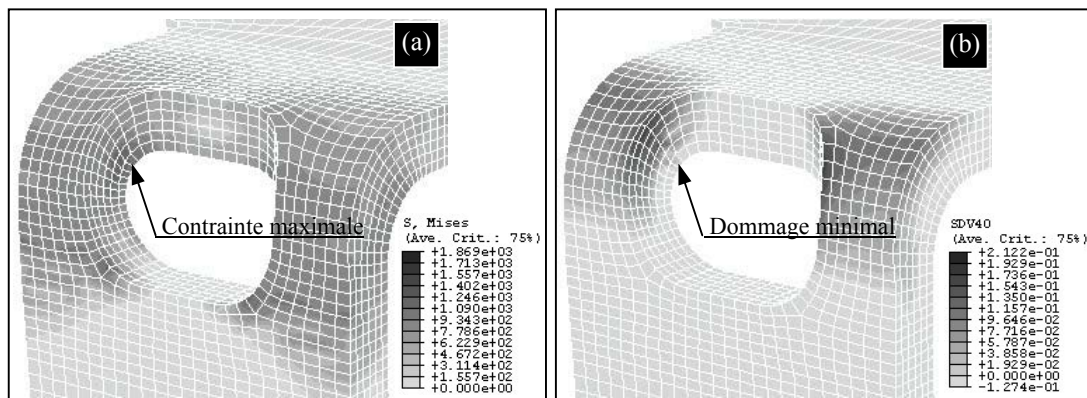


Figure 5.15: Distribution de **a)** la contrainte de von Mises et **b)** du dommage pour un jeu $J = 0$ et un rayon de matrice de 4 mm

Sur cette figure nous constatons que le dommage prédit est pratiquement nul dans la zone comprimée. Il commence à croître à partir de la fibre neutre située sensiblement à mi-épaisseur. Sa valeur maximale est de 0.147, inférieure à la valeur critique, ce qui ne doit pas occasionner de fissuration. Elle apparaît dans les éléments situés aux arrondis du trou oblong. Ce résultat est dû au fait que le dommage n'est activé qu'en traction car on suppose que l'amorce et la propagation des fissures résultent des contraintes locales de traction.

INFLUENCE DU RAYON DE MATRICE

Le pliage est caractérisé par le rayon de courbure appelé «rayon de pliage» tributaire de la matière pliée et des paramètres du procédé. L'écroutissage et l'endommagement du matériau qui sont fonction de la déformation plastique engendrée au pli dépendent évidemment de l'intensité des contraintes. La tôle subit une compression dans la partie intérieure concave de la pliure et une tension du côté extérieur, les valeurs étant d'autant plus intenses que l'épaisseur de la pièce pliée est grande. On peut donc s'attendre à ce que la valeur du rayon de matrice R_m joue un rôle important sur l'état final de l'éprouvette pliée. Cet état dépendant beaucoup des paramètres du procédé, nous avons effectué des simulations numériques sous forme paramétrique en faisant varier le rayon de la matrice de 1 à 6 mm. Les résultats de calcul permettent de caractériser les réponses mécaniques qui sont associées aux états de contraintes et d'endommagement de la pièce après pliage. Les figures 5.16.a et 5.16.b montrent l'effet du rayon de matrice respectivement sur la variation de la contrainte équivalente de von Mises et sur la valeur maximale du dommage.

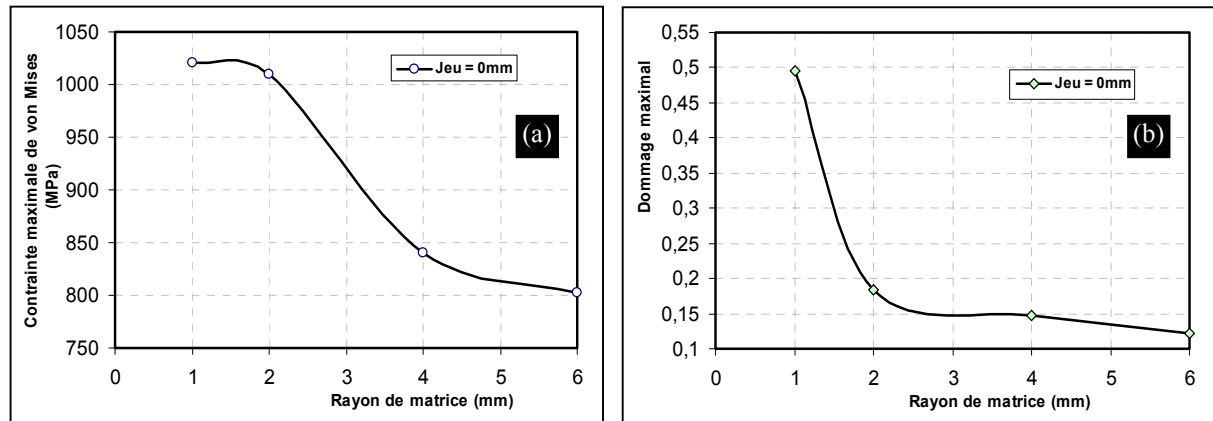


Figure 5.16: Variation de **a)** la contrainte de von Mises et **b)** du dommage en fonction du rayon de la matrice pour un jeu $J = 0$

L'effet de l'endommagement apparaît dans la différence des valeurs du dommage correspondant aux rayons minimal et maximal de la matrice, valeurs qui sont respectivement de 0.49 et 0.12. Il faut noter que si la valeur 0.49 est supérieure à celle du dommage critique qui vaut 0.21, ceci est dû au choix que nous avons fait de calculer au centre de l'élément fini, la moyenne, des valeurs calculées aux points d'intégration. C'est donc un état moyen d'endommagement qui caractérise le comportement du matériau.

Comme on peut le voir sur la figure 5.16.a, l'augmentation du rayon de la matrice entraîne une diminution notable de la contrainte qui peut s'expliquer par la réduction des concentrations de contrainte dans la zone pliée et au bord du trou.

Ces constatations permettent de tirer une conclusion intéressante et assez évidente pour un concepteur: après pliage, le meilleur comportement mécanique de la pièce est obtenu pour le plus grand rayon de matrice. Il faut aussitôt nuancer cette remarque par une constatation expérimentale: le retour élastique minimal est obtenu pour les plus petits rayons de pliage donc pour les plus petits rayons de matrice.

5.6.2.2 Variation des contraintes σ_{11}

a- EVOLUTION DANS L'ÉPAISSEUR (SURFACE EXTERNE DU TROU OBLONG)

Des études antérieures [Mka-03] sur le pliage d'éprouvettes *pleines* avaient montré que les contraintes dans la zone pliée se distribuaient en suivant des lignes à peu près parallèles au contour circulaire de l'arrondi. La recherche des contraintes σ_{11} dans ces directions peut donc être une aide précieuse afin de mieux comprendre le comportement du matériau engendré par l'écoulement plastique.

Pour des jeux variant dans l'intervalle $[-0.6, +0.6]$ mm avec un pas uniforme de 0.2 mm on a étudié la distribution des contraintes σ_{11} . Deux cas limites sont envisagés pour les rayons de matrice: 1 et 6 mm. Pour affiner nos investigations, les valeurs de ces contraintes sont reportées en fin de pliage et avant l'apparition du retour élastique. Elles sont représentées en fonction de la position des éléments situés dans l'épaisseur et suivant une rangée où le dommage est maximal (voir figure 5.17). Les relevés des valeurs sont faits dans un repère local lié aux éléments qui vont se déformer.

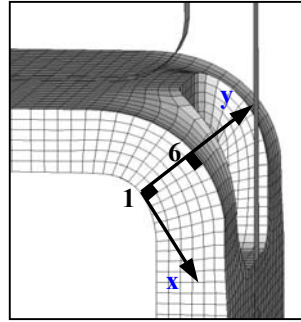


Figure 5.17: Géométrie de la zone pliée à l'extérieur du trou oblong

Sur les figures 5.18.a et 5.18.b, les variations des contraintes sur le bord extérieur de la pièce sont tracées en fonction du numéro d'élément respectivement pour les valeurs des rayons de matrice 1 mm et 6 mm. Dans tous les cas de la figure 5.18.a ($R_m = 1$ mm), on constate que le premier élément est sollicité en compression puis au fur et à mesure que les deux paramètres du procédé augmentent, les contraintes deviennent positives et les courbes tendent à se confondre. Cette tendance est confirmée sur la figure 5.18.b ($R_m = 6$ mm) mais il semble que la valeur plus grande du rayon amène une redistribution des contraintes négatives dans les deux premiers éléments. En même temps le niveau des valeurs maximales est un peu plus bas. La matière est de ce fait un peu mieux utilisée.

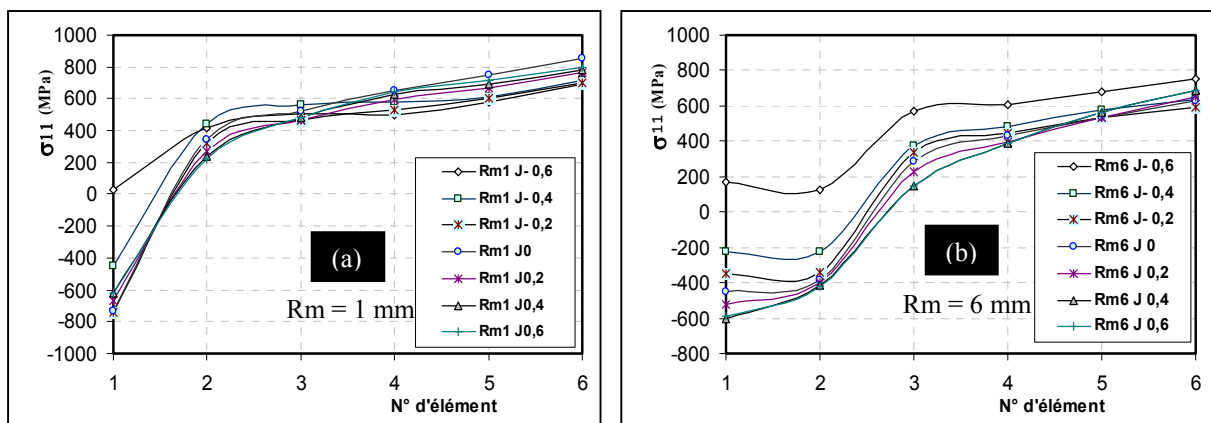


Figure 5.18: Evolution de la contrainte σ_{11} suivant les éléments dans l'épaisseur de la tôle.
Face externe du trou

b- EVOLUTION DANS L'ÉPAISSEUR (SURFACE INTERNE DU TROU OBLONG)

Dans la continuité de cette étude on a relevé les valeurs des contraintes sur la face interne du trou oblong où la géométrie joue un grand rôle sur la distribution des contraintes. La figure 5.19 montre la zone étudiée et précise les points de relevé des valeurs.

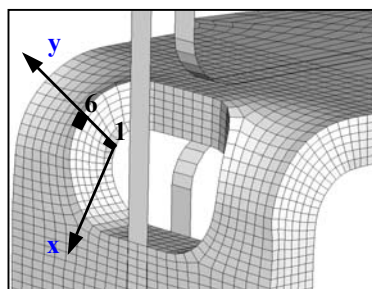


Figure 5.19: Zone d'étude de la pièce pliée

Les résultats obtenus montrent que:

- ❑ La contrainte a une plus faible valeur que précédemment dans la zone de compression du matériau pour toutes valeurs du jeu tôle-poinçon. Pour des valeurs négatives du jeu ($J \leq -0.4$ mm) et de petits rayons de matrice ($R_m = 1$ mm, figure 5.20.a), la zone pliée est entièrement en traction. Comme du côté extérieur, une partie en compression apparaît pour des valeurs de J supérieures à -0.4 mm.
- ❑ Le passage du rayon 1 mm au rayon 6 mm n'affecte que les résultats des jeux $J \leq -0.4$ mm mais n'influe pas beaucoup sur le comportement du matériau dans la zone au-dessus de la fibre centrale (élément 3) où les valeurs s'étalent entre 600 et 800 MPa. Pour la zone intérieure (E.F. N°1 et 2), les négatifs induisent toujours une compression contrairement à ce qui se passe pour $R_m = 1$ mm.
- ❑ Pour un rayon de matrice de 1 mm, les zones critiques où la contrainte a une valeur importante sont celles situées à environ 1.3 mm de l'intérieur du pli pour la compression, et à l'extérieur (E.F. N°6) pour la traction. Quand le rayon est de 6 mm la zone critique comprimée est à 0.5 mm. Ceci est essentiellement dû à la dépendance de la position de la fibre neutre par rapport au rayon de pliage.
- ❑ La variation du jeu semble modifier aussi la réponse mécanique du matériau et il est intéressant de noter que l'effet du jeu tôle-poinçon est plus prononcé quand le rayon de matrice augmente.
- ❑ Compte-tenu des remarques précédentes, si on désire limiter les contraintes en pliage il est conseillé de retenir des valeurs de jeux positives.

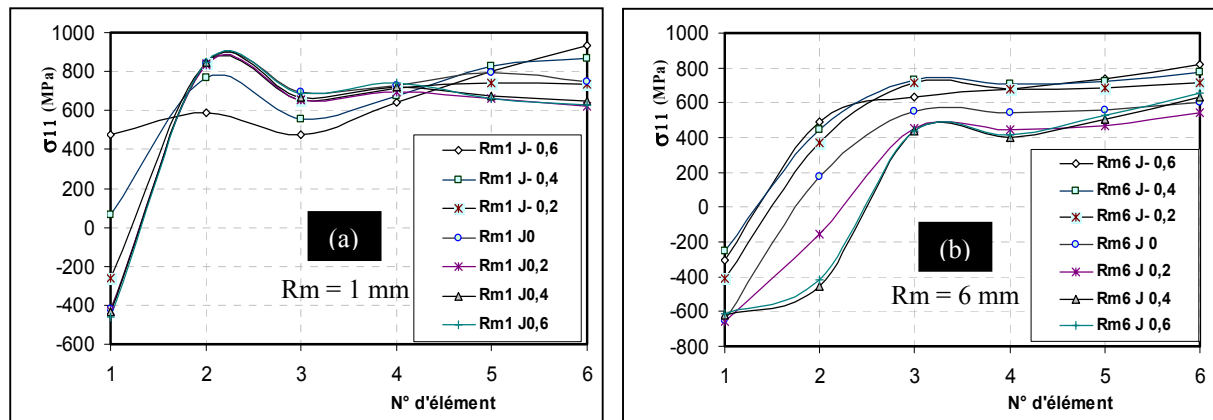


Figure 520: Evolution de la contrainte σ_{11} suivant les éléments dans l'épaisseur de la tôle.
Face interne du trou

5.6.3 Méthode des surfaces de réponse

5.6.3.1 Plan d'expériences

La simulation numérique est un complément d'analyse indispensable à l'interprétation des études expérimentales. Elle permet de déterminer des caractéristiques difficilement mesurables, d'affiner l'intervalle de variation des paramètres géométriques pour l'analyse expérimentale et de faire des prévisions. L'opération de pliage de pièces en tombé de bord est un problème dans lequel interviennent de multiples paramètres. Ces paramètres sont liés d'une part à la forme de la pièce et d'autre part au procédé de fabrication.

Dans le cadre du pliage, nous n'étudierons que l'influence du jeu J entre la tôle et l'outillage et du rayon de matrice R_m , variant chacun dans des domaines bien délimités. Les autres paramètres du procédé, principalement les rayons de poinçon et de serre-flan et le frottement pièce/outils, conserveront des valeurs fixes correspondant à des conditions industrielles.

Compte-tenu des grands déplacements et des grandes déformations engendrées par le procédé, il est très difficile d'établir des relations analytiques incluant tous ces paramètres pour représenter les évolutions des différentes réponses mécaniques (reliées aux valeurs maximales de la contrainte équivalente de von Mises et du dommage dans l'éprouvette) et les contraintes σ_{11} dans les zones les plus sollicitées. Ces dernières sont calculées dans les éléments 1 et 6 de la surface interne du trou (figure 5.19).

Une solution consiste alors à utiliser la technique des matrices d'expériences (ou plans d'expériences) [Gui-00] qui permet de modéliser les réponses d'un système à l'aide d'un polynôme postulé a priori. Cette technique possède également l'avantage de structurer la campagne d'essai afin de minimiser le nombre de simulations numériques.

Le principe adopté ici est schématisé sur la figure 5.21.

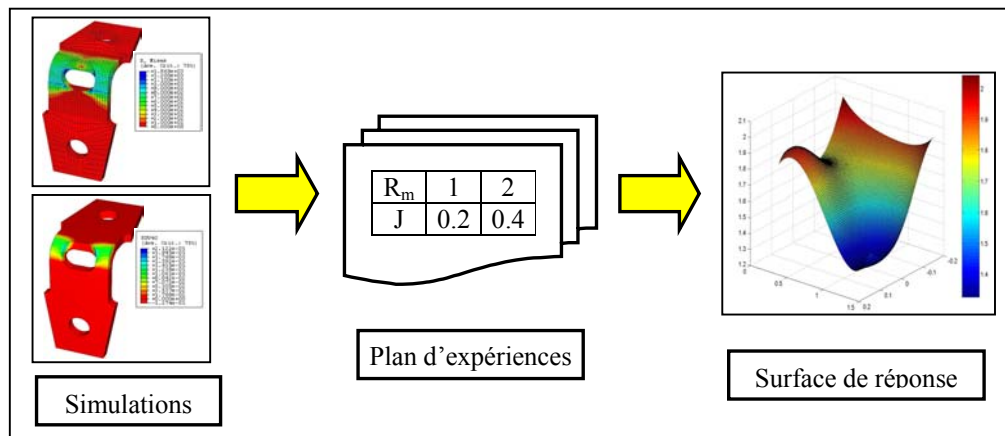


Figure 5.21: Schéma de principe de la méthode

Partant des simulations, un plan factoriel formé de toutes les combinaisons possibles des deux facteurs est mis en place. Les résultats des différents calculs sont présentés sous forme de tableaux ou d'analyse de données comme représenté dans les tableaux 5.7, 5.8, 5.9 et 5.10 ci-dessous. Parmi d'autres choses, ils permettent de déterminer la sensibilité du procédé de mise en forme aux variations des paramètres dans une optique d'optimisation et d'amélioration de la qualité du produit.

R_m (mm)	J (mm)						
	-0.6	-0.4	-0.2	0	0.2	0.4	0.6
1	1150.09	1026.43	945.935	1020.57	1022.8	1023.01	1043.45
2	1092.76	1034.48	940.052	1010.17	1059.19	1061.66	1053.75
4	1017	1054.5	944.678	840.661	852.236	847.4	843.354
6	1118.07	1018.4	965.471	803.038	813.916	801.129	810.442

Tableau 5.7: Table d'expériences des contraintes équivalentes maximales (MPa)

R_m (mm)	J (mm)						
	-0.6	-0.4	-0.2	0	0.2	0.4	0.6
1	0.99	0.7927	0.5886	0.4959	0.7927	0.7942	0.8924

2	0.5938	0.1863	0.1745	0.1837	0.1878	0.3894	0.3905
4	0.1354	0.1408	0.1417	0.1471	0.1473	0.1505	0.1508
6	0.1132	0.1162	0.1183	0.1209	0.1232	0.1251	0.1318

Tableau 5.8: Table d'expériences du dommage maximal

R_m (mm)	J (mm)						
	-0.6	-0.4	-0.2	0	0.2	0.4	0.6
1	476.59	60.75	-263.94	-421.96	-424.5	-431.42	-463.15
2	-22.96	-59.44	-303.65	-559.43	-548.51	-576.39	-586.89
4	-85.43	-77.36	-417.87	-648.54	-658.79	-656.81	-657.05
6	-302.99	-255.88	-411.23	-652.79	-660.63	-623.5	-611.15

Tableau 5.9: Matrice d'expériences de la contrainte σ_{11} (MPa) dans l'élément 1
Surface interne du trou.

R_m (mm)	J (mm)						
	-0.6	-0.4	-0.2	0	0.2	0.4	0.6
1	930.41	868.36	737.71	749.17	624.32	649.62	625.99
2	852.63	847.61	773.01	772.87	709.14	723.83	742.40
4	862.41	873.17	779.70	693.01	627.98	648.13	670.76
6	821.89	774.62	717.60	605.20	542.48	634.56	657.64

Tableau 5.10: Matrice d'expériences de la contrainte σ_{11} (MPa) dans l'élément 6
Surface interne du trou.

5.6.3.2 Surfaces de réponse

Le problème d'optimisation consiste à minimiser l'état de contrainte et l'état d'endommagement de la pièce à la fin de la mise en forme. Les fonctions objectives sont:

- la valeur maximale de la contrainte de von Mises σ_{vMises} dans toute la pièce
- la valeur de la variable scalaire d'endommagement D
- la valeur de la contrainte σ_{11} localisée dans la zone la plus endommagée de l'éprouvette

Deux variables sont retenues pour cette étude:

- le jeu résiduel entre la tôle et l'outillage après pliage
- le rayon de matrice R_m

Elles sont ramenées à des valeurs adimensionnelles de façon à pouvoir généraliser la méthode à tout type de variables et à comparer leur influence respective sur les réponses étudiées.

Le jeu et le rayon relatifs sont définis par le rapport à l'épaisseur t exprimés par la relation 5.3.

La contrainte équivalente maximale et la contrainte σ_{11} sont normalisées par rapport à la limite élastique σ_e du matériau lors d'un essai de traction uni-axiale.

$$g = \sigma_{vMises}^{\max} / \sigma_e \quad (5.9)$$

$$\bar{\sigma} = \sigma_{11} / \sigma_e \quad (5.10)$$

Le problème d'optimisation se pose comme suit:

Minimiser $\sigma_{vMises}^{max} = f(R_p, R_m, J)$

Minimiser $D = f(R_p, R_m, J)$

Minimiser $\sigma_{11} = f(R_p, R_m, J)$

Sous les contraintes:

$$\begin{cases} 1\text{mm} \leq R_m \leq 6\text{mm} \\ -0.6\text{mm} \leq J \leq 0.6\text{mm} \\ R_p = 4\text{mm} \end{cases}$$

Pour la mise en œuvre de la méthode, on a retenu une approximation f des fonctions objectives sous forme d'un polynôme d'ordre 4, avec toutes les interactions entre les variables. Elle est définie précédemment par l'équation 5.5.

Les coefficients $\{\alpha, \beta, \gamma, \xi\}$ sont des constantes à estimer. Elles sont déterminées numériquement par une méthode de moindres carrés [Tod-04]. En fait, deux fonctions $\bar{\sigma}$ correspondent aux valeurs prises sur le bord du trou oblong dans les éléments 1 et 6, à savoir $\bar{\sigma}_1$ et $\bar{\sigma}_6$ illustrés sur la figure 5.19.

Les coefficients des fonctions objectives g , D et $\bar{\sigma}$ qu'on obtient ainsi sont présentés respectivement dans les tableaux 5.11, 5.12, 5.13 et 5.14.

Coefficients	α_0	α_1	α_2	α_{11}	α_{22}	α_{12}	β_{11}	β_{22}
Valeurs	1.605	0.715	-0.475	-0.541	19.453	9.313	-0.667	-96.345
Coefficients	β_{12}	β_{21}	γ_{11}	γ_{22}	γ_{12}	γ_{21}	ξ	
Valeurs	-16.003	-18.770	0.452	-295.293	5.846	96.805	11.125	

Tableau 5.11: Présentation des coefficients de la fonction objective de contrainte équivalente maximale

Coefficients	α_0	α_1	α_2	α_{11}	α_{22}	α_{12}	β_{11}	β_{22}
Valeurs	1.206	-2.818	1.995	0.844	28.151	-3.142	1.909	-99.612
Coefficients	β_{12}	β_{21}	γ_{11}	γ_{22}	γ_{12}	γ_{21}	ξ	
Valeurs	2.665	-34.713	-1.027	-108.154	-1.009	73.505	11.489	

Tableau 5.12: Présentation des coefficients de la fonction objective du dommage maximal

Coefficients	α_0	α_1	α_2	α_{11}	α_{22}	α_{12}	β_{11}	β_{22}
Valeurs	-0.393	-1.668	-6.917	0.530	75.127	15.290	1.097	-78.940
Coefficients	β_{12}	β_{21}	γ_{11}	γ_{22}	γ_{12}	γ_{21}	ξ	
Valeurs	-22.219	-38.743	-0.616	-1570.40	8.554	154.358	14.506	

Tableau 5.13: Détermination des coefficients de la fonction objective $\bar{\sigma}_1$
Élément 1, côté intérieur du trou.

Coefficients	α_0	α_1	α_2	α_{11}	α_{22}	α_{12}	β_{11}	β_{22}
Valeurs	1.105	0.665	-4.939	-0.303	15.66	15.55	-0.479	9.253
Coefficients	β_{12}	β_{21}	γ_{11}	γ_{22}	γ_{12}	γ_{21}	ξ	
Valeurs	-20.510	-11.029	0.254	-328.308	7.485	42.476	8.467	

Tableau 5.14: Détermination des coefficients de la fonction objective $\bar{\sigma}_6$
Élément 6, intérieur du trou.

5.6.3.3 Interprétation des résultats

a- ETAT DE CONTRAINTE EQUIVALENTE

Les figures 5.22.a et 5.22.b représentent les évolutions de la contrainte équivalente maximale relative g en fonction du jeu relatif $\bar{J}$ et du rayon relatif de matrice $\bar{R}_m$, sous forme de représentation paramétrique (figure 5.22.a) et de surface de réponse (figure 5.22.b). On voit que la contrainte varie dans des proportions importantes, la valeur maximale étant approximativement égale à 2 fois la limite élastique alors qu'on aurait dû prévoir la rupture à 930 MPa. Cette contradiction n'est apparente car on n'a pas arrêté le calcul pour la première valeur critique du dommage, atteinte en un point d'intégration. Quelques informations peuvent quand même être tirés de cette étude:

- La valeur maximale σ_{vMises}^{max} est atteinte pour les valeurs minimales des paramètres géométriques du procédé.
- Le maximum correspond essentiellement à l'accroissement de la plastification de la section de l'éprouvette dans le voisinage du rayon de pliage.
- La contrainte décroît avec l'augmentation des paramètres, comme on peut le remarquer par l'allure de la surface de réponse, la valeur minimale est obtenue pour un jeu égal à 0.6 mm et un rayon de matrice de 5.148 mm.

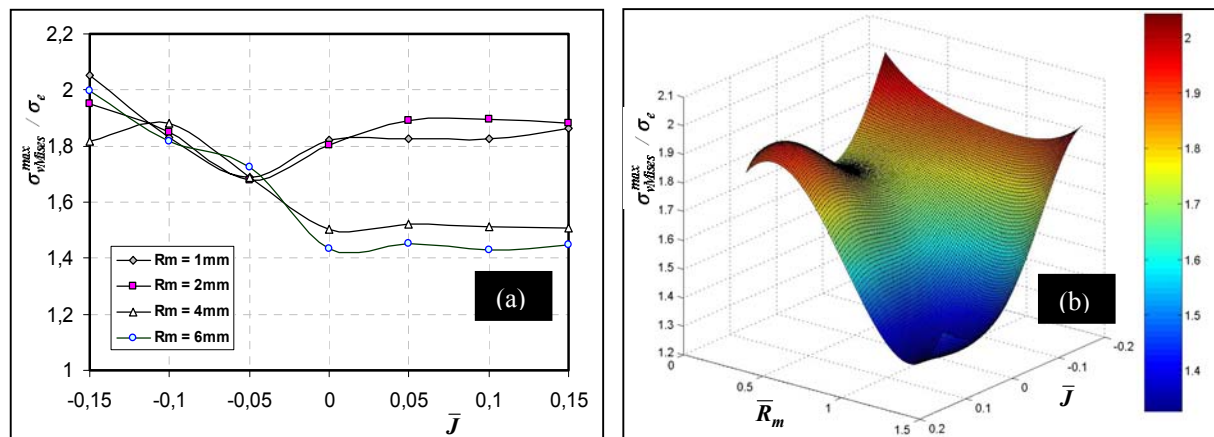


Figure 5.22: **a)** Variation de la contrainte maximale relative de von Mises à la fin de l'étape de pliage en fonction du jeu et du rayon de matrice. **b)** Surface de réponse correspondante

La figure 5.22.b montre:

- ❑ d'un côté que les évolutions de la contrainte sont très sensibles aux variations des paramètres, surtout quand l'un d'entre eux se situe sur une frontière de sa plage de variation
- ❑ et d'un autre côté qu'il vaut mieux utiliser les grandes valeurs des paramètres pour éviter l'effet des concentrations de contraintes.

b- ETAT D'ENDOMMAGEMENT

On a tracé dans la figure 5.23 les variations d'endommagement maximal sous forme des courbes paramétriques et de surface de réponse. Le dommage est très important et très sensible aux variations du rayon de matrice qui s'avère ainsi être un des paramètres les plus influents du pliage.

On constate que la valeur maximale prédite par les simulations apparaît pour des faibles rayons de matrice et qu'il chute d'une façon significative quand le rayon augmente. Sa valeur

minimale est trouvée par l'algorithme global d'optimisation (voir chapitre VII) pour un jeu négatif égal à -0.1319 mm et un rayon de matrice de 3.05 mm.

Pour des rayons supérieurs ou égaux à 4 mm et quel que soit le jeu, elle est inférieure au dommage critique du matériau ($D_c = 0.21$) ce qui garantit l'absence de tout risque sur les éprouvettes pliées dans ces conditions. A l'opposé, pour un rayon de 1 mm le matériau sera irrémédiablement endommagé quelles que soient les valeurs du jeu.

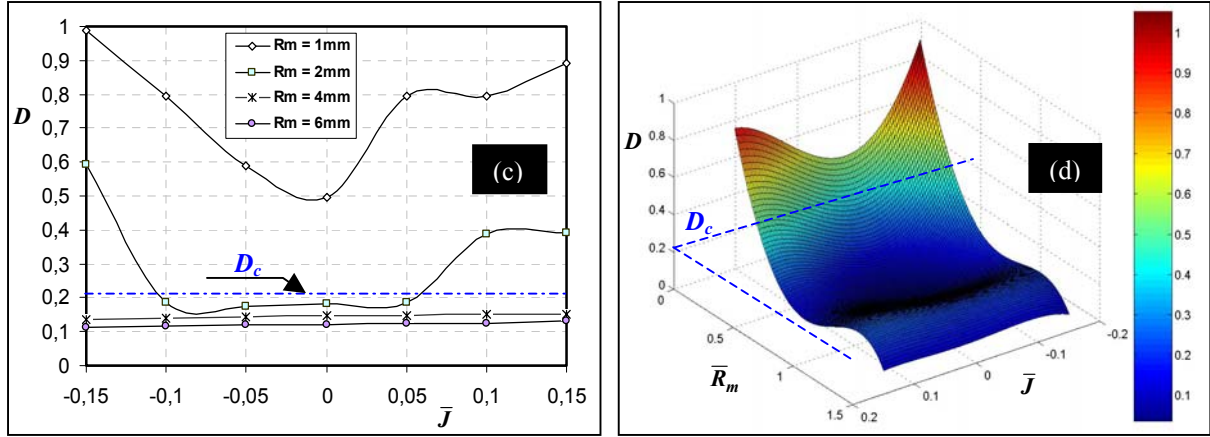


Figure 5.23: Variation du dommage maximal à la fin de l'étape de pliage en fonction du jeu et de rayon de la matrice et la surface de réponse correspondante

b- RESULTATS DE LA CONTRAINTE σ_{11}

On s'intéresse maintenant aux effets induits sur la tenue mécanique du matériau et l'état de contrainte après mise en forme, par une variation des paramètres du procédé. Les figures 5.24.e et 5.24.f montrent la distribution de la contrainte σ_{11} ($\bar{\sigma}_1$) dans l'élément 1 représentée sous forme paramétrique (e) et la surface de réponse associée (f). Dans ce cas, les valeurs de σ_{11} sont relevées dans la zone critique la plus endommagée sur la surface interne du trou oblong (figure 5.19). Elle est relative à un repère lié aux éléments qui se déforment.

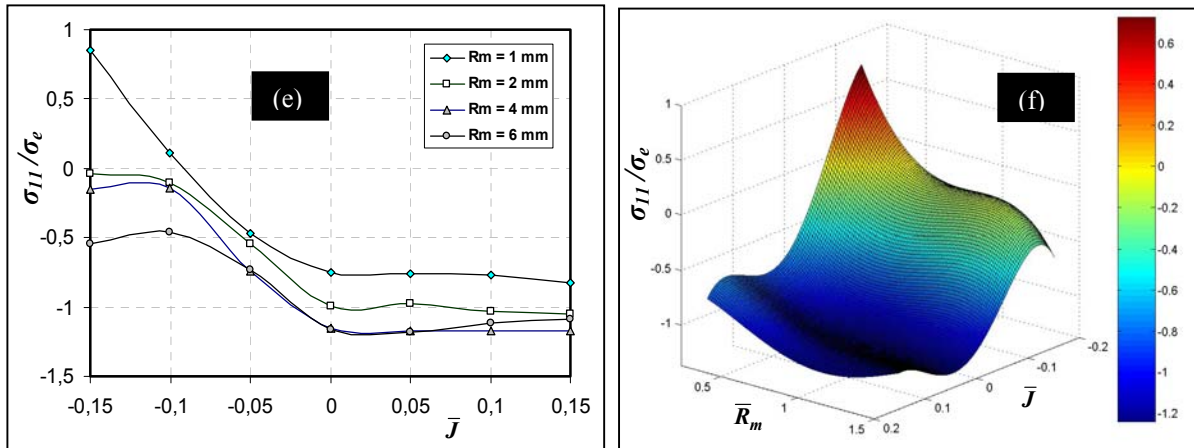


Figure 5.24: Evolution de la contrainte relative $\bar{\sigma}_1$ dans l'élément 1 en fonction du jeu et de rayon de matrice

Mis à part le cas $R_m = 1$ mm, le champ de contrainte est principalement un état de compression pour toutes les valeurs du jeu relatif $\bar{J}$ supérieures à -0.1 . Les évolutions de σ_{11} ne sont pas uniformes: elles décroissent pour des jeux négatifs de plus en plus faibles et elles se stabilisent à partir du jeu nul. Dans cette zone ($0 < \bar{J} < 0.15$) seul le rayon de matrice a une

influence sur la valeur de la contrainte maximale σ_{11} . Dans tout le domaine de variation de R_m , on peut voir que les contraintes diminuent lorsqu'on augmente le rayon de pliage.

La surface de réponse associée à la contrainte maximale est tracée sur la figure 5.24.f. En traction, le maximum de la contrainte dans le domaine d'étude, est de l'ordre de 72.35% de la valeur de la limite élastique. Il apparaît pour un jeu relatif égal à -0.15 et un rayon de matrice de 1 mm. Il n'y a donc pas de plastification pour ce choix de paramètre. Par contre, la contrainte maximale de compression en valeur absolue dépasse la limite élastique du matériau. Sa valeur est de $1.24\sigma_e$ et elle est obtenue pour $J/t = 0.048$ et $R_m/t = 1.5$. Par conséquent l'élément fini étudié se trouve plastifié.

D'une façon similaire, on étudie la variation de la contrainte σ_{11} dans l'élément 6 ($\bar{\sigma}_6$) à l'extérieur de la zone pliée de l'éprouvette. Le comportement global du matériau en réponse aux effets des variations des paramètres du procédé, est représenté sous forme d'une surface de réponse visible sur la figure 5.25.h.

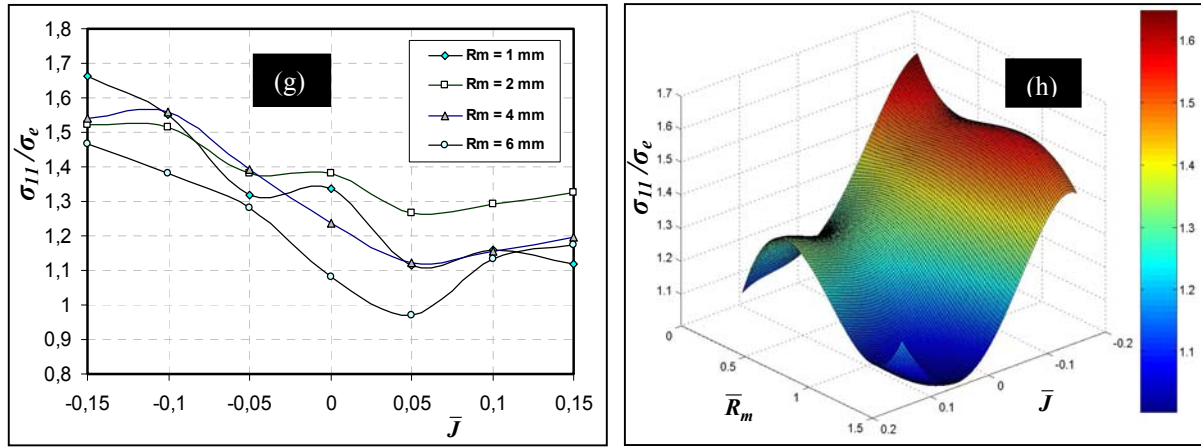


Figure 5.25: Evolution de la contrainte relative $\bar{\sigma}_6$ dans l'élément 6 en fonction du jeu et du rayon de matrice

La représentation des contraintes sur la figure 5.25.g, montre qu'elles sont toujours positives. Quel que soit le jeu choisi, l'extérieur du pli est en traction. Les contraintes diminuent quand le jeu relatif augmente, avec des allures de courbe plus ou moins linéaires suivant la valeur du rayon de matrice. Ceci s'explique par la décroissance de l'écroutissage dans la zone extérieure de la section qui sera pliée avec moins d'intensité.

La surface de réponse donnée par la figure 5.25.h est plus tourmentée que la précédente ($\bar{\sigma}_1$ figure 5.24.f). Elle présente un minimum global qui correspond à la valeur minimale de la contrainte et un maximum local. Les valeurs de la fonction objective sont respectivement $1.003\sigma_e$ et $1.32\sigma_e$, obtenues avec des valeurs de paramètres correspondant à ces deux extremums qui sont les suivantes: ($R_m = 5.6$ mm, $J = 0.276$ mm) et ($R_m = 2$ mm, $J = 0.6$ mm). Les résultats numériques mettent en lumière la non-linéarité de la distribution de contrainte (σ_{11}/σ_e) dans l'élément 6 avec le rayon de matrice, la valeur maximale de cette réponse étant atteinte pour les plus faibles valeurs des paramètres. Elle est approximativement de $1.647\sigma_e$.

5.6.3.4 Conclusion

Le pliage par tombé de bord d'éprouvettes trouées a été simulé avec prise en compte de l'endommagement du matériau pour représenter correctement l'état des pièces en fin de pliage

et avant retour élastique. Le procédé met en jeu un grand nombre de facteurs dont nous n'avons retenu que le rayon de matrice et le jeu résiduel tôle/outillage pour caractériser l'état de la matière. Les simulations ont mis en lumière des résultats qui paraissaient évidents mais qu'on a pu chiffrer et analyser par une méthode approchée. Cette méthode a consisté à établir un plan d'expériences complet basé sur les valeurs fournies par le calcul puis à les représenter sous la forme de surfaces de réponse. On a pu montrer que les contraintes, caractérisées par une contrainte équivalente de von Mises, et le dommage évoluent très sensiblement en fonction des valeurs des paramètres. Un rayon de matrice supérieur à 4 mm assure qu'il n'y aura pas de dégradation excessive du matériau et ceci quelle que soit la valeur du jeu. Dans les autres cas, à partir des représentations graphiques, il est visible qu'il y a des couples de valeurs des paramètres qui assurent soit un état acceptable d'endommagement, soit qu'il y aura un risque certain de fissuration.

5.7 Etude du dépliage

5.7.1 Problématique

La tenue en service des pièces de sécurité est une exigence impérative. Pour cela on a choisi de caractériser la résistance au choc des pièces pliées par un essai de dépliage quasi-statique. Lors de la mise en forme, les performances mécaniques des produits finis sont fortement liées aux conditions de fabrication. En dehors du matériau lui-même, la géométrie des outils, la forme de la pièce et les conditions de contact et de lubrification sont parmi les principaux facteurs qui influent sur le comportement en service.

Lors de chocs, les attaches des ceintures de sécurité sont sollicitées en dépliage suivi d'une traction. Pour simplifier, notre étude repose sur l'analyse du comportement d'éprouvettes à la place des pièces réelles. Ces pièces d'essai se prêtent mieux que les attaches aux études expérimentales pour caractériser le comportement du matériau et l'influence des paramètres de pliage. Des cas test académiques ont été développés à partir d'analyses numériques et d'essais expérimentaux. Ils sont réalisés sur des éprouvettes plates trouées, pliées par tombé de bord à 90°, possédant la même section de matière que celle des éprouvettes non trouées.

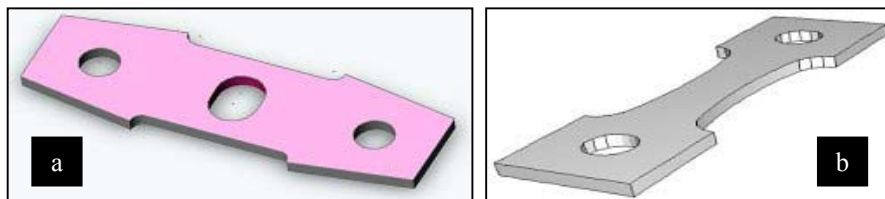


Figure 5.26: **a)** Epreuve trouée [Bah-05e]. **b)** Epreuve non trouée [Mka-03]

Les études portent sur les prédictions de la géométrie résultant du pliage, l'effort de dépliage et les propriétés mécaniques reliées à l'endommagement du matériau.

5.7.2 Simulation du dépliage

5.7.2.1 Géométrie

Une simulation 3D de l'éprouvette trouée soumise à une opération de pliage semble la plus appropriée à déterminer les aspects de déformation des pièces. Dans la suite, on se propose d'étudier l'influence de cette opération sur le comportement mécanique des éprouvettes subissant un essai de dépliage. L'expérimentation et la simulation concernent toujours le même type de pièce. Les deux étapes de pliage et de dépliage sont consécutivement simulées

en tenant compte de l'endommagement de la matière. Pour cela, la même discrétisation par éléments finis et la même modélisation des outillages que les études précédentes sont retenues. Le comportement du matériau à l'interface pièce/outillage est régi par la loi de frottement de Coulomb avec une valeur du coefficient de frottement égale à 0.15 correspondant approximativement à celle généralement adoptée par les industriels.

Dans le cas particulier de la modélisation du problème de pliage des pièces par la méthode des éléments finis, le choix du maillage est d'une grande importance. Il est raffiné dans la zone utile de l'éprouvette (au niveau du trou oblong) susceptible de subir plus de déformation afin d'interpréter correctement l'évolution géométrique pendant le dépliage. La figure 5.27 montre les différentes séquences de la simulation numérique par le code ABAQUS/Standard avec utilisation du sous-programme utilisateur UMAT déjà évoqué.

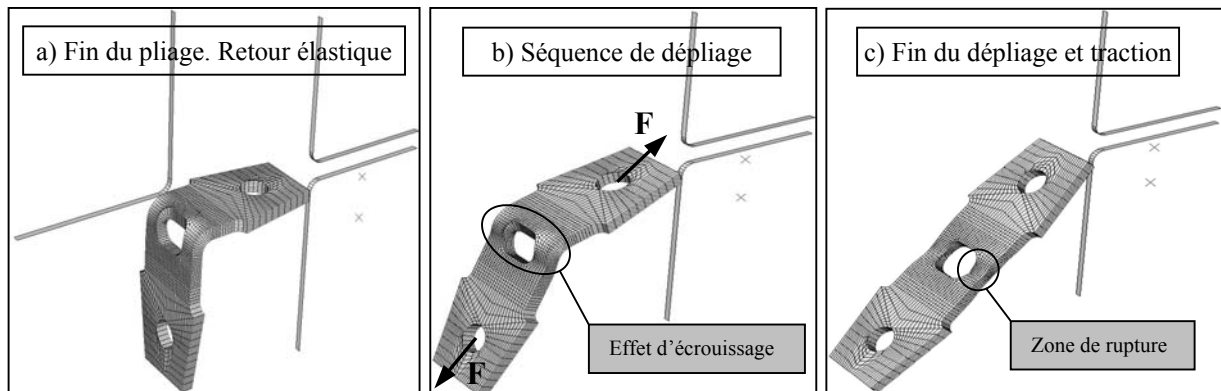


Figure 5.27: Modèle de simulation numérique 3D de l'essai de pliage-dépliage

Conditions aux limites

Tous les degrés de libertés dans les nœuds situés à mi-épaisseur de la face supérieure sont bloqués dans les directions perpendiculaires et les rotations permises.

À tous les nœuds de l'arête inférieure on impose un déplacement dans la direction à 45° suivant laquelle le dépliage doit s'effectuer.

Les efforts aux nœuds sont ensuite relevés et leur somme fournit la valeur de la force de dépliage.

Pendant l'opération de dépliage, la déformation est principalement localisée dans la zone pliée où le gradient de contraintes est sévère, ce qui introduit un taux d'écrouissage très important dans l'épaisseur de la tôle qui entraîne des effets géométriques au pli. L'écrouissage ayant durci le matériau près du pli, la tôle se déforme plus avant et après cette zone ce qui donne cet aspect de contre-courbure visible sur la figure 5.27.b. Après la phase principale de dépliage, les éprouvettes quasiment dépliées sont essentiellement sollicitées en traction uni-axiale. L'évolution de l'effort de dépliage conduit à leur redressage jusqu'à un angle très voisin de 180° , et engendre par la suite une striction et la rupture du matériau dans le plan médian du trou oblong.

5.7.2.2 Endommagement

Cette étude entre dans le cadre d'une démarche d'approfondissement des connaissances sur les mécanismes physiques d'endommagement et de rupture. Pour interpréter le comportement des pièces au choc, on commencera par chercher l'état d'endommagement apporté par le dépliage de la tôle. Pour cela, on a pris une loi de comportement couplée à la procédure d'activation du dommage de Lemaître. En pliage, ce modèle prévoit un risque maximal dans la zone extérieure du pli qui est en traction et plus précisément au niveau des arrondis du trou

oblong, zone à forte concentration de contraintes. On s'intéresse maintenant à l'état d'endommagement de la tôle à la fin de dépliage.

Lors du dépliage le mode de chargement change. A un moment donné, le dépliage et la traction se superposent, ce qui correspond à la phase finale du dépliage et au début de la traction. Les zones intérieure et extérieure sont toutes deux sollicitées en traction uni-axiale. Par conséquent, le dommage calculé par le modèle de Lemaître couplé à la Procédure d'Activation du Dommage (P.A.D), doit donc croître sur les fibres situées à l'intérieur du pli, comprimées par le pliage. C'est ce qu'on peut constater à la fin de la phase de dépliage sur la figure 5.28.

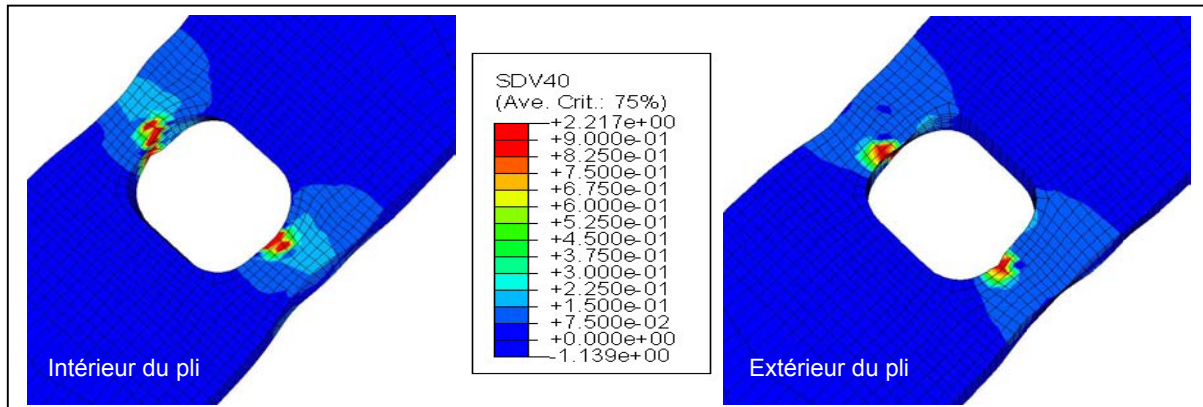


Figure 5.28: Champs de dommage dans les zones tendue et comprimée pendant l'essai de dépliage ($R_m = 4 \text{ mm}$)

Ces visualisations tridimensionnelles servent à illustrer les résultats précédents. Les zones endommagées sont localisées au milieu de l'éprouvette, à l'intérieur et l'extérieur du pli. La distribution montre que la zone intérieure est endommagée sur toute la largeur de l'éprouvette, le plus fortement près du trou où le dommage se cumule lors des phases de pliage et de dépliage.

5.7.3 Effort de dépliage

L'objectif de l'étude est de caractériser la résistance au choc des pièces après pliage. Nous avons simulé le pliage puis le dépliage des éprouvettes afin de comparer les prédictions numériques à l'expérience. Le modèle numérique de dépliage développé sur ABAQUS /Standard intègre l'endommagement de Lemaître. Les résultats sont reportés sur la figure 5.29 où ils sont comparés aux mesures expérimentales.

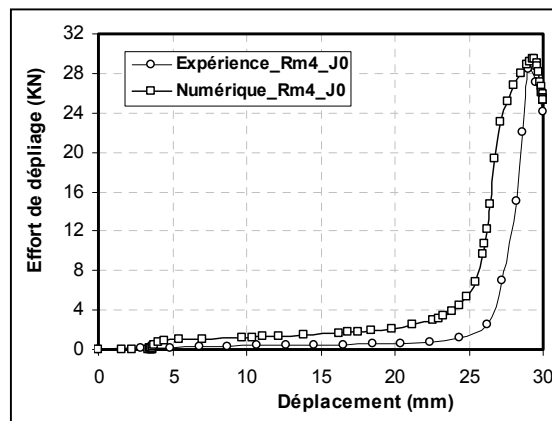


Figure 5.29: Courbes caractéristiques effort de dépliage-déplacement

La figure montre la variation de la force de dépliage en fonction du déplacement de la traverse pour les deux approches.

Au début de l'opération de dépliage, le redressage de la tôle est fait avec un déplacement de traverse important jusqu'à obtenir une forme plate de l'éprouvette. Pendant cette première phase l'effort croît légèrement. Dans la deuxième phase, on constate une augmentation rapide de l'effort de dépliage correspondant à un faible déplacement au cours duquel la pièce est soumise à un essai de traction jusqu'à sa rupture finale. Le modèle numérique semble donner une évolution de l'effort proche du cas réel, sauf pour la rupture où la force de dépliage ne chute pas comme l'expérience le prouve. Les résultats fournis par les deux approches sont cohérents puisque les allures des courbes sont très semblables. Cependant l'erreur relative pour le maximum de la force de dépliage par rapport à l'expérience est de l'ordre de 3.26% en valeur absolue.

Dans ce qui suit, nous avons cherché à déterminer l'influence des paramètres du procédé, rayon de matrice et jeu poinçon/matrice sur la valeur de l'effort de dépliage en fonction du déplacement. Même si les simulations sont faites dans une hypothèse quasi statique, elles permettent d'approcher le comportement dynamique et de caractériser les effets d'interaction entre le procédé et les propriétés du matériau.

5.7.3.1 Relation force de dépliage-déplacement

Comme cela se passe au cours du chargement, les déformations plastiques engendrées par l'opération de dépliage sont encore localisées au pli. Elles provoquent une diffusion du dommage dans les éléments situés tout près des arrondis du trou oblong. Les résultats de la simulation numérique 3D de la phase de dépliage, permettent d'interpréter les conséquences de cette localisation sur les pièces pliées. Quatre rayons de matrice variant de 1 mm à 6 mm ont été utilisés (1, 2, 4 et 6 mm). Nous avons choisi des jeux variant de -0.6 mm à 0.6 mm avec un pas uniforme de 0.2 mm. Les évolutions de la force de dépliage qui leur correspondent sont données sur la figure 5.30.

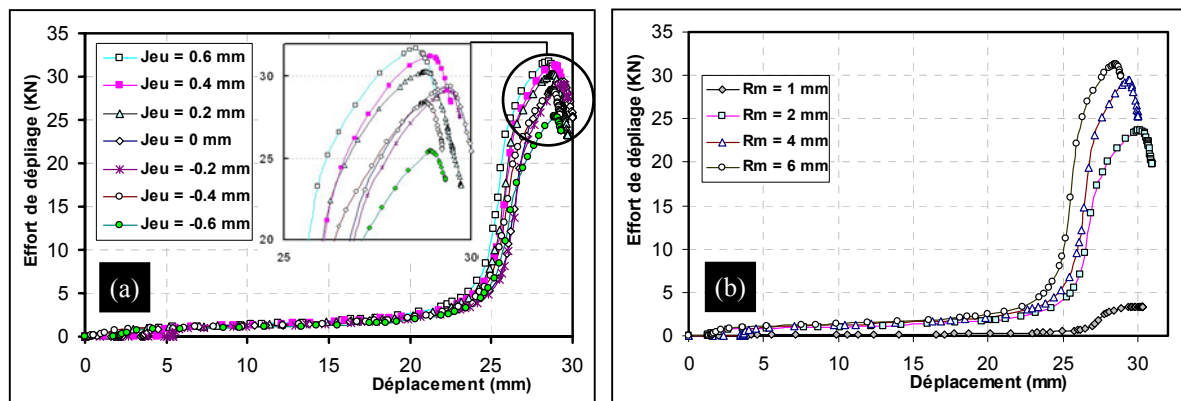


Figure 5.30: Courbes force de dépliage-déplacement **a)** Paramétrées en jeu pour $R_m = 4$ mm. **b)** Paramétrées en R_m pour $Jeu = 0$ mm

□ PHASE DE DÉPLIAGE

D'après les deux figures précédentes, la force nécessaire pour redresser l'éprouvette reste faible (5 kN environ) puisqu'on note un déplacement important assorti d'une faible déformation de la pièce jusqu'à 25 mm. Les courbes sont pratiquement confondues jusqu'à la fin de dépliage et sont quasi indépendantes des valeurs différentes des jeux et des rayons de matrice. A ce stade, l'allongement de la fibre moyenne est négligeable.

❑ PHASE DE TRACTION

Au delà d'un déplacement de 25 mm, l'angle de dépliage se rapproche de 180° et l'éprouvette reprend une forme quasiment rectiligne. Ceci entraîne une augmentation rapide de la force de dépliage puisque la pièce sera sollicitée par une traction pure. Le déplacement relatif devient égal à la déformation propre de l'éprouvette et la rupture se traduit par une chute de l'effort après qu'il ait atteint sa valeur maximale.

Dans le pli, les effets s'inversent. Les zones où les fibres étaient tendues par le pliage sont comprimées et inversement les zones comprimées sont tendues par l'effet de traction. Il s'ensuit que l'intérieur du pli, qui après retour élastique est une zone de contraintes résiduelles de traction alors que l'extérieur est en compression, voit se superposer à ce champ celui de la traction du dépliage. Les fissures annonçant la rupture y apparaissent alors qu'on se serait attendu à ce que ce phénomène prenne naissance sur la face extérieure du pli. Ceci est observable sur la figure 5.28 concernant les zones d'endommagement maximal (les fissures ne peuvent pas être simulées).

L'effet d'endommagement est le plus marqué lorsque l'effort à la fin de l'opération de dépliage atteint sa valeur maximale qui dépend du rayon de matrice et du jeu. La localisation de la déformation plastique est très marquée pour les faibles valeurs de ces paramètres en même temps que l'endommagement se développe. L'allongement augmente et la force maximale de dépliage diminue comme on peut le constater sur les figures 5.30.a et 5.30.b précédentes lorsque le rayon de matrice est égal à 1 mm ou lorsque le jeu est négatif, égal à -0.6 mm. Cela peut être expliqué par la théorie de Lemaître; l'endommagement de la section résistante engendre un affaiblissement de la rigidité du matériau (décroissance du module de Young) qui conduit à une diminution de l'effort de traction dont les effets sont concentrés dans la zone endommagée.

5.7.3.2 Effet du rayon de matrice sur la force de dépliage

Lors d'une opération de pliage, les travaux présentés par Kalpakjian [Kal-91] montrent que la déformation augmente d'une façon importante quand le rayon de matrice diminue.

L'étude est entreprise avec les valeurs suivantes des paramètres du procédé pour une tôle de 4mm d'épaisseur:

- jeu nul entre tôle et outillage,
- frottement de Coulomb à l'interface pièce/outillage $\mu_p = 0.09$,
- rayons de poinçon et de serre flan égaux à 4 mm.

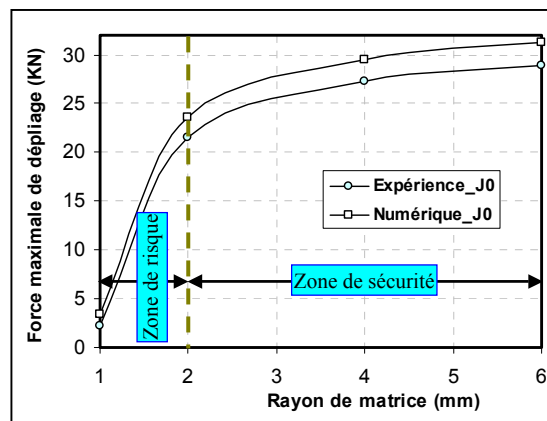


Figure 5.31: Evolution de l'effort maximal de dépliage en fonction du rayon de matrice

On a tracé sur la figure 5.31, l'évolution de la force maximale de dépliage en fonction du rayon de matrice, force déduite de la simulation numérique en 3D et des essais expérimentaux des éprouvettes pliées à 90°.

Les courbes de la figure précédente, permettent de faire les remarques suivantes:

- L'effort de dépliage évolue suivant une allure exponentielle et le dommage est maximal pour le plus petit rayon de matrice étudié.
- Le pliage des éprouvettes avec des rayons de matrice relativement faibles, introduit un taux de déformation très important au niveau du pli engendrant la fragilisation du matériau. En conséquence, la force maximale de dépliage diminue.

Nous avons constaté que la courbe de l'effort numérique suit la même tendance que celle déterminée par l'expérience. Elles évoluent suivant des allures parallèles. Pour un rayon de matrice égal à 6 mm, l'erreur relative en valeur absolue entre les résultats des deux approches $\left(\left(F_{\max}^{\text{exp}} - F_{\max}^{\text{num}} \right) \times 100 / F_{\max}^{\text{exp}} \right)$ reste inférieure à 8%.

5.7.4 Formulation du problème d'optimisation

L'examen de la tenue mécanique des pièces pliées est essentiel et fondamental afin d'agir dans le bon sens pour améliorer les propriétés du produit puisqu'au cours du pliage la pièce est soumise à des sollicitations complexes qui modifient ses propriétés mécaniques. Dans cette optique, l'optimisation des pièces ainsi que celle des procédés, sont rendues nécessaires pour réduire les coûts et choisir les valeurs optimales des paramètres caractéristiques des procédés et de la forme des pièces.

Cette étude a pour objectif de déterminer l'influence des deux principaux paramètres géométriques du procédé : rayon de la matrice R_m et jeu J entre tôle et outillage, sur l'effort maximal atteint pendant l'opération de dépliage. L'étude doit conduire à la définition des paramètres optimaux intervenant dans le procédé de mise en forme par pliage en L.

L'optimisation est basée sur l'utilisation de plans d'expériences en vue de définir des approximations des fonctions objectives.

5.7.4.1 Construction de la matrice d'expériences

Une table d'expériences limitée a été construite en appliquant la méthode de Taguchi dans laquelle les valeurs sont obtenues par des simulations numériques. Un plan factoriel complet avec deux facteurs a été établi. Les paramètres géométriques du procédé de pliage par "*tombé de bord*", sont le rayon de matrice R_m et le jeu J . Ils varient dans les intervalles $R_m \in [1, 6]$ mm et $J \in [-0.6, 0.6]$ mm, avec un pas uniforme de 0.2 mm.

Les résultats du plan d'expériences présentés dans le tableau 5.15, permettent de caractériser le lien entre procédé, matériau et sollicitation.

R_m (mm)	J (mm)						
	-0.6	-0.4	-0.2	0	0.2	0.4	0.6
1	2.2	2.575	2.95	3.375	4.26	4.67	4.96
2	10.75	13.92	17.1	23.65	26.21	27.13	27.98
4	25.458	28.5	29.1	29.43	30.32	31.25	31.72
6	29.37	30.71	30.98	31.266	32.68	33.09	33.679

Tableau 5.15. Matrice d'expériences de l'effort maximal de dépliage (KN)

Les valeurs sont obtenues par une étude paramétrique, conduite à l'aide d'un programme Script qui permet de faire varier les paramètres géométriques de façon automatique dans une boucle algorithmique. Dans le code ABAQUS, la prise en compte du comportement élasto-

plastique du matériau couplé à l'endommagement, est faite grâce à la routine utilisateur UMAT.

5.7.4.2 Surfaces de réponse

Comme on ne peut pour l'instant disposer d'une formulation analytique facilitant un traitement mathématique de l'optimisation du procédé, on étudie celui-ci par une formulation polynomiale approchée. Nous voulons caractériser l'évolution de l'effort de dépliage en fonction des paramètres du procédé et nous avons choisi comme fonction objective la force maximale de dépliage rapportée à la force élastique de traction F_e d'une éprouvette plate non pliée.

$$\bar{F}_{\max}^{\text{dp}} = F_{\max}^{\text{dépliage}}/F_e \quad (5.11)$$

Les deux variables considérées dans l'étude sont le jeu relatif et le rayon relatif de la matrice. définis par l'équation (5.3) et nous voulons maximiser la force maximale de dépliage. Le problème d'optimisation se pose alors comme suit:

$$\text{Maximiser } \bar{F}_{\max}^{\text{dp}} = f(\bar{R}_m, \bar{J}) \quad (5.12)$$

Avec les contraintes géométriques présentées au paragraphe 5.6.3.2.

La réponse $\bar{F}_{\max}^{\text{dp}}$ est définie sous forme polynomiale dont les variables sont les deux paramètres du procédé. Elle est représentée par le polynôme d'ordre 3 $\bar{F}_{\max}^{\text{dp}}$:

$$\bar{F}_{\max}^{\text{dp}} = \alpha_0 + \sum_{i=1}^n \alpha_i x_i + \sum_{i=1}^n \alpha_{ii} x_i^2 + \sum_{i<j}^n \alpha_{ij} x_i x_j + \sum_{i=1}^n \beta_{ii} x_i^3 + \sum_{i=1, i \neq j}^n \beta_{ij} x_i^2 x_j \quad (5.13)$$

α_0 est une constante, les α_i sont les coefficients traduisant les poids linéaires de x_1 et x_2 , α_{ij} et β_{ij} sont les coefficients prenant respectivement en compte les interactions (x_1/x_2), (x_1^2/x_2) et (x_1/x_2^2). α_{ii} et β_{ii} sont les coefficients traduisant l'influence quadratique et cubique de x_1 et x_2 .

Nous avons utilisé cette fonction pour interpoler la réponse pour chaque jeu relatif outillage-tôle situé dans l'intervalle [-0.15, 0.15] et pour chaque rayon relatif de matrice appartenant à l'intervalle [0.25, 1.5]. Les différents coefficients du polynôme sont déterminés par la méthode des moindres carrés où les valeurs de la fonction sont celles utilisées lors des simulations numériques. La représentation est donnée par une surface de réponse permettant d'apprécier les évolutions de la charge maximale de dépliage jusqu'à rupture de la pièce.

Le tableau 5.16 récapitule les constantes $\{\alpha, \beta\}$ qui sont obtenues par la minimisation de l'erreur quadratique E^{Quad} entre la fonction théorique et les valeurs de la simulation. Cette minimisation se fait en calculant et en annulant les différentes dérivées partielles par rapport à chaque coefficient de la fonction objective.

Coefficients	α_0	α_1	α_2	α_{11}	α_{22}	α_{12}	β_{11}	β_{22}	β_{12}	β_{21}
Valeurs	-1.027	6.045	0.337	-5.633	-2.886	3.250	1.725	-6.642	-2.125	1.312

Tableau 5.16: Détermination des coefficients de la fonction objective

Une fois le polynôme déterminé, il est possible de calculer ses dérivées si on veut mettre en œuvre des méthodes mathématiques d'optimisation.

5.7.4.3 Résultats obtenus

Les figure 5.32 représente l'évolution de l'effort maximal relatif de dépliage déterminé par des essais expérimentaux comparé à celui prédit par des simulations numériques. Elle est donnée par des courbes paramétriques (figure 5.32.a₁ et 5.32.b₁), des surfaces de réponse (figure 5.32.a₂ et 5.32.b₂), et des lignes de contour (figure 5.32.a₃ et 5.32.b₃) en fonction des deux paramètres de procédé décrits précédemment.

La première constatation concerne la résistance du matériau. On peut noter que l'effort de dépliage est d'autant plus grand que le rayon de matrice et le jeu sont grands. Autrement dit, plus le rayon de matrice est faible, plus la localisation de la déformation est forte dans la zone pliée et plus le dommage sera plus grand. En conséquence, la force maximale atteinte à la fin de l'opération de dépliage diminue. Pour des rayons de pliage relativement grands ($R_m/t \geq 1.5$), l'effort maximal de dépliage tend vers la charge maximale d'une éprouvette plate obtenue par un essai de traction uni-axiale. Les allures générales des courbes présentées par les figures 5.32.a₁ et 5.32.b₁ sont globalement similaires. Il subsiste, cependant des différences d'amplitudes faibles entre l'approche numérique et l'approche expérimentale.

La deuxième constatation concerne l'influence des jeux négatifs sur le comportement des pièces en dépliage. Comme on le remarque sur les figures 5.32.a₂ et 5.32.b₂, ils entraînent une chute de la résistance pour les raisons déjà évoquées. L'effort atteint sa valeur maximale pour les grands jeux quelle que soit la valeur du rayon de matrice.

Les figures 5.32.a₂ et 5.32.b₂ illustrent les évolutions globales de l'effort relatif de dépliage par des surfaces de réponse obtenues par une approximation cubique des fonctions objectives. On constate un bon accord entre les valeurs simulées et les valeurs expérimentales si on se réfère aux allures des deux surfaces de réponse. La variation de la force de dépliage est plus sensible au rayon de matrice qu'au jeu. De petites valeurs de rayons entraînent de faibles valeurs de forces de rupture en dépliage. Pour un rayon de pliage de 6 mm, l'erreur relative commise par rapport aux valeurs mesurées entre les résultats numériques et ceux qui sont déterminés expérimentalement varie de 4% à 8%.

Afin de mieux cerner la zone optimale permettant de bien localiser la valeur maximale de la force de rupture, nous avons présenté la variation de l'effort de dépliage dans le domaine (R_m/t , J/t) par des lignes de niveaux. Cette représentation montre que le rayon relatif de matrice influence grandement la réponse mécanique. La comparaison des résultats permet de voir que les courbes de niveau sont en bonne concordance.

L'utilisation d'un algorithme d'optimisation global conduit aux résultats présentés dans le tableau 5.17. L'erreur relative entre les valeurs optimales de l'effort de dépliage $((F_{\max}/F_e)_{\text{opt}}^{\text{exp}} - (F_{\max}/F_e)_{\text{opt}}^{\text{num}}) \times 100 / (F_{\max}/F_e)_{\text{opt}}^{\text{exp}}$ ne dépasse pas 6%. Les solutions trouvées correspondent pratiquement aux mêmes valeurs relatives des jeux et des rayons de matrice pour les deux méthodes numérique et expérimentale.

Valeurs optimales	$(J/t)_{\text{opt}}$	$(R_m/t)_{\text{opt}}$	$(F_{\max}/F_e)_{\text{opt}}$
Expérience	0.15	0.937	1.2008
Simulation	0.15	0.9125	1.2784

Tableau 5.17: Solutions optimales d'optimisation globale de la force de dépliage

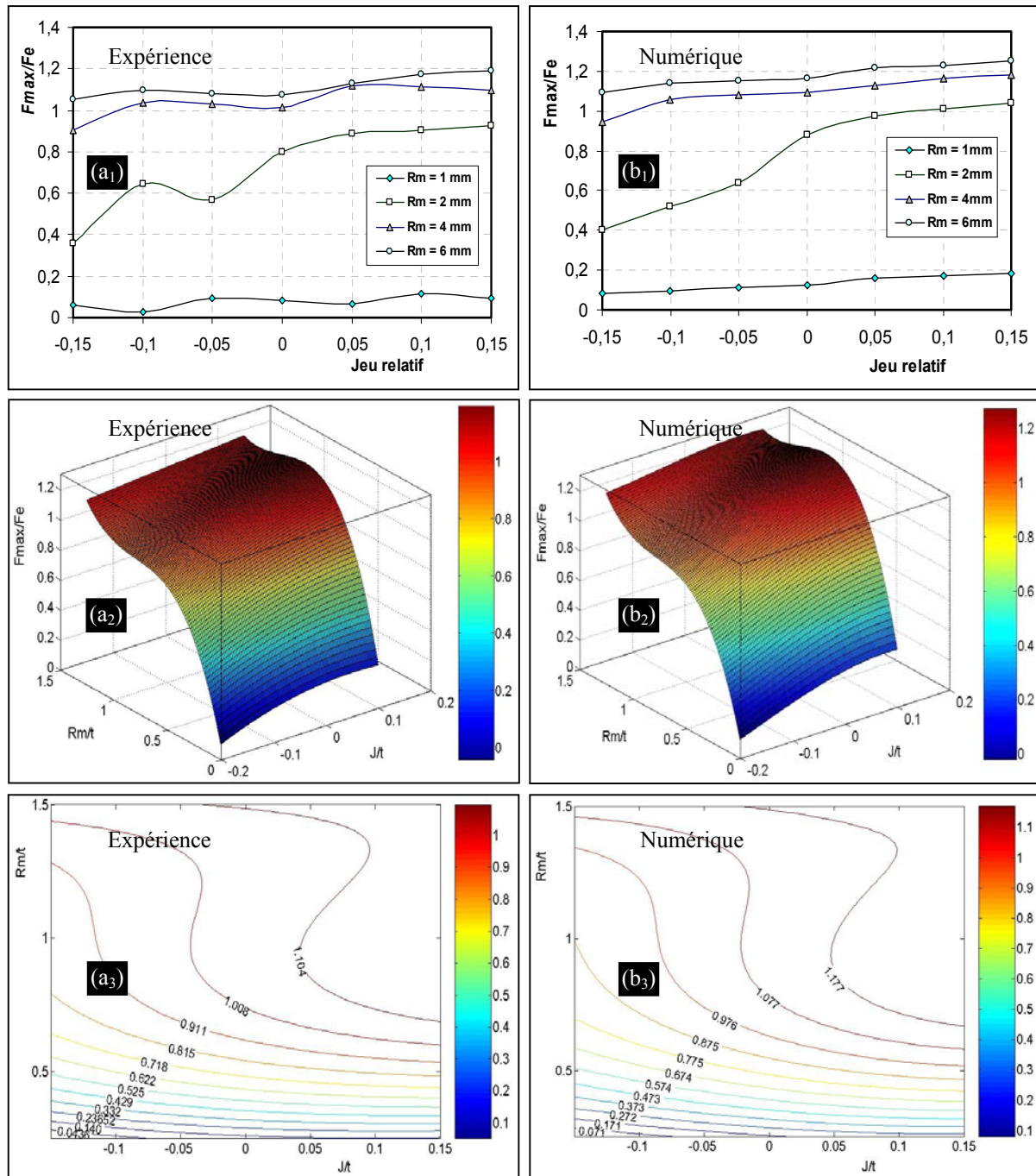


Figure 5.32: Evolution de l'effort maximal relatif de dépliage en fonction du jeu et de rayon de la matrice. (a₁, b₁) Courbes paramétriques. (a₂, b₂) Surfaces de réponse obtenues par une approximation cubique. (a₃, b₃) Représentation en contour

5.7.4.4 Conclusion

L'opération de redressage des éprouvettes après leur mise en forme par pliage a été simulée numériquement par l'intermédiaire d'un essai de dépliage afin de mieux prédire leur tenue mécanique. La distribution du dommage dans les zones de localisation situées au milieu de l'éprouvette est étudiée. Les résultats de simulation avec le modèle de Lemaître pour lesquels le dommage n'évolue qu'en traction montrent les zones de risques les plus endommagées. Elles sont localisées dans la partie centrale à l'intérieur du pli et la carte d'évolution du dommage donnée par la figure 5.28 a montré que la zone intérieure du pli de côté des fibres internes comprimées est fortement endommagée.

Le développement du modèle numérique a permis de prédire les évolutions des courbes caractéristiques de l'effort statique de dépliage en fonction du déplacement de la traverse. Il a été montré que des paramètres du procédé comme le rayon de la matrice et le jeu entre le poinçon et la tôle ont une grande influence sur le comportement mécanique des pièces. Il est important de signaler que la fabrication des pièces avec des petites valeurs du rayon de pli entraîne de faibles valeurs de forces de rupture en dépliage. Ainsi les pièces de sécurité doivent être pliées au rayon maximal autorisé par leur utilisation. Nous avons encore constaté que le choix du jeu au moment du pliage est un facteur important pour l'obtention d'une meilleure résistance mécanique pendant l'opération du dépliage des éprouvettes.

La dernière partie de ce travail a consisté en l'optimisation des paramètres du procédé permettant d'avoir le maximum de la charge nécessaire pour la rupture statique des pièces. La démarche nécessaire est basée sur l'expérimentation numérique via l'utilisation de plans d'expériences. Une formulation analytique approchée de l'effort maximal de dépliage est proposée au moyen de la méthode des surfaces de réponse permettant de donner un modèle mathématique de la réponse sous forme polynomiale qui est d'ordre 3 dans notre cas. Il a été montré d'après la représentation globale de la force maximale relative de dépliage sous forme de surface de réponse que les deux paramètres géométriques de conception étudiés jouent un rôle très significatif sur le comportement en service des pièces et leur résistance finale.

Chapitre VI

Application des réseaux de neurones artificiels à la prédiction du comportement des pièces pliées et du procédé

Le concept de réseaux de neurones artificiels (RNA), a connu un essor considérable ces dernières années dans les techniques de l'ingénieur. Les applications dans différents domaines sont reliées au concept d'apprentissage, sur la base d'exemples et d'expériences passées, et au choix des paramètres du réseau. Dans un premier temps, nous rappellerons les principes de base et la stratégie générale des algorithmes des réseaux de neurones. Nous verrons comment l'architecture du réseau et plus particulièrement le type de réseau, le nombre de couches, le nombre de neurones par couche, le taux d'apprentissage et le type de fonction d'activation conditionnent les capacités d'apprentissage.

Dans ce chapitre, nous avons cherché à prédire et à optimiser certaines réponses mécaniques et géométriques reliées aux efforts maximaux de pliage, de dépliage, de choc et du retour élastique en fonction des différents paramètres du procédé (le jeu, le rayon de la matrice, le rayon du poinçon). Pour cela, un réseau a été développé avec un algorithme d'apprentissage de type rétro-propagation. Une étude d'optimisation sous forme paramétrique a été faite dans le but d'ajuster les paramètres du réseau qui a été entraîné à l'aide des valeurs des réponses expérimentales. L'architecture finale, est établie en utilisant un modèle analytique multicouche pour l'entraînement du réseau de type 2-6-1 (2 entrées, 6 couches cachées, 1 sortie).

6.1 Introduction et historique

L'étude des réseaux de neurones (RNs) (appelés aussi réseaux de neurones artificiels ou formels, modèles connexionnistes, modèles de traitement distribué parallèle ou encore réseaux neuromimétiques) a pris ses origines dans l'étude du système nerveux des êtres vivants en se basant principalement sur le concept de neurone. Un neurone est une cellule particulière possédant des extensions par lesquelles il peut distribuer des signaux à d'autres cellules ou en recevoir. L'intention d'une telle étude est d'imiter certaines des fonctions du cerveau humain en reproduisant certaines de ses structures de base. Les efforts conjugués des chercheurs de différentes disciplines telle que la biologie, les sciences cognitives et les sciences de l'ingénieur ont permis, récemment, l'apparition d'une véritable mutation dans ce domaine.

C'est en 1958 que Rosenblatt [Par-92] décrit le premier modèle opérationnel de réseaux de neurones, mettant en œuvre les idées de Hebb, McCulloch et Pitts: le perceptron, inspiré du système visuel, capable d'apprendre à calculer certaines fonction logiques en modifiant ses connexions synaptiques.

En 1969, Minsky et Papert [Rey-90] démontrèrent des limites théoriques du perceptron. L'effet fut presque immédiat: chercheurs et investisseurs se désintéressèrent des RNs pour se tourner vers l'approche symbolique de l'intelligence artificielle, qui semblait plus

prometteuse.

La phase de stagnation a été interrompue en 1982 dès la parution de l'article de Hopfield [Wat-87] qui, en introduisant un nouveau concept provenant de l'analogie des RNA avec certains systèmes physiques, a permis de fonder un formalisme riche et bien maîtrisé.

Plus récemment, dans les années quatre vingt, de nouveaux modèles mathématiques (les réseaux à couches, les réseaux auto-adaptatifs, les mémoires associatives, etc.) ont permis de dépasser les limites du *perceptron*.

Les réseaux de neurones (RNs) sont des systèmes de traitement distribué présentant de bonnes performances de calcul à travers une interconnexion dense d'éléments de calcul simple. L'activité parallèle et en temps réel de nombreux composants, la représentation distribuée des connaissances et l'apprentissage par modification des connexions sont les avantages marquant l'approche *connexioniste*.

Aujourd'hui, la discipline des RNA concerne un public de plus en plus large d'étudiants, de chercheurs, d'ingénieurs et d'industriels. Des revues spécialisées et un flux très important d'articles ne cessent de marquer leurs importances.

6.2 Principe des réseaux de neurones artificiels (RNA)

Les systèmes de neurones artificiels, ou réseaux de neurones, sont des systèmes physiques cellulaires qui peuvent acquérir, stocker et utiliser de la connaissance empirique. Ils sont composés de plusieurs unités de calculs simples appelées (cellules ou neurones) fonctionnant en parallèle, dont la fonction est déterminée par la structure du réseau, la solidité des connexions et l'opération effectuée par les éléments ou nœuds. Comme leur nom l'indique, les RNA sont organisés autour d'un ensemble de cellules, ou neurones, reliées entre elles par des connexions ce qui leur permet de disposer d'un canal pour envoyer et recevoir les signaux en provenance d'autres cellules du réseau. Le principe de fonctionnement est le suivant: on dispose d'une base de connaissance constituées de couples (entrées, sorties) et on veut utiliser cette base pour entraîner une mémoire informatique à "*raisonner*" en prenant comme référence cette base empirique

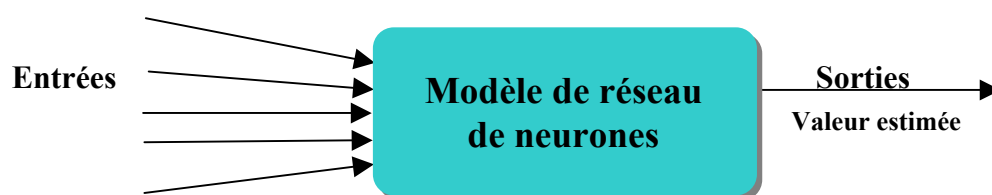


Figure 6.1: Schéma général d'un réseau de neurones

6.3 Structure d'un neurone artificiel

Les RNA peuvent imiter des relations complexes non linéaires par l'application de plusieurs traitements non linéaires appelés parfois des neurones (ou nœuds). Depuis les années 1960, plusieurs modèles ont été proposés sur ce principe. Ces modèles font généralement appel à deux phases de calcul: une phase d'apprentissage qui sert à établir la fonction que doit réaliser le réseau à partir d'une base d'exemples, puis une phase de reconnaissance qui exploite cette fonction sur un ensemble de données éventuellement plus vaste. Ces deux notions représentent deux aspects des réseaux connexionnistes: l'*apprentissage* par l'exemple et la capacité de *généralisation*.

Le modèle de McCulloch et Pitts est certainement l'un des plus anciens et constitue l'élément de base des réseaux connexionnistes. Il décrit un neurone comme un élément sommateur des entrées qui lui parviennent à travers des pondérations représentées par des éléments synaptiques (figure 6.2).

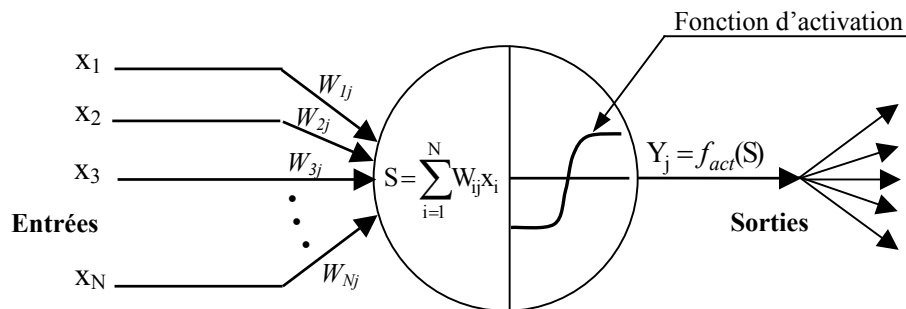


Figure 6.2: Architecture d'un neurone individuel

Si nous appelons:

x_N un stimulus d'entrées,

W_{Nj} la valeur du poids synaptique entre l'entrée N et le neurone j,

alors le potentiel du neurone j est égal à:

$$S = \sum_{i=1}^N W_{ij} X_i \quad (6.1)$$

Ce 'mini-processeur' calcule la somme pondérée des signaux en entrée et renvoie en sortie une fonction de cette somme. Cette fonction f est définie lors de la création du neurone, elle dépendra de l'objectif désiré concernant le futur réseau de neurones artificiels. La fonction la

plus simple était le seuil: si $\sum_{i=1}^N W_{ij} X_i > 0$, $f = 1$, $f = 0$ autrement. On peut utiliser d'autres

fonctions d'activation f qui peuvent être une sigmoïde (exponentielle ou tangentielle), ou bien une fonction gaussienne (Radial Basis appelée aussi RBF)...

6.4 Réseau à couches (Multi-couches)

D'après l'étude du perceptron qui avait une seule couche de poids modifiable, il s'est avéré que la généralisation de l'algorithme du perceptron à un réseau possédant plus d'une couche permettrait la résolution des problèmes difficiles à résoudre par le perceptron. Ce modèle de réseau particulier est appelé «réseau Perceptron Multi-Couche». L'apprentissage étudié est guidé puisque la sortie désirée rappelle chaque fois le réseau du bon résultat: c'est un apprentissage supervisé.

L'introduction de couches intermédiaires (ou cachées) entre la couche d'entrée et celle de sortie permet d'avoir d'autres cellules dont les fonctions d'activation sont modifiables par apprentissage. Le problème qui se pose est de comment répercuter sur chacune des connexions le signal d'erreur qui n'a été mesuré que sur la couche de sortie, après avoir traversé plusieurs étapes non linéaires.

Les applications d'un réseau à rétro propagation (réseau à couche entraîné par cet algorithme) couvrent chaque domaine où on a besoin de réaliser une correspondance entre un ensemble d'entrées et un ensemble de sorties. L'objectif est d'entraîner le réseau pour être capable de

répondre correctement aux entrées utilisées pour l'apprentissage (mémorisation) et d'amener des réponses raisonnables pour des entrées différentes de celles qui ont servi pour l'apprentissage.

6.4.1 Architecture

La figure 6.3 illustre l'architecture d'un réseau à couches (groupe de neurones) à connectivité particulière, comportant une couche d'entrée, une couche de sortie, qui correspond à celle de la décision et un certain nombre de couches dites cachées. Initialement, aucune opération n'est effectuée sur les données d'entrée qui sont représentées par le N neurones dans la figure 6.3. Ces valeurs sont directement transmises au M neurones de la seconde couche (couche cachée) et qui seront affectées linéairement par les poids W_{nm} .

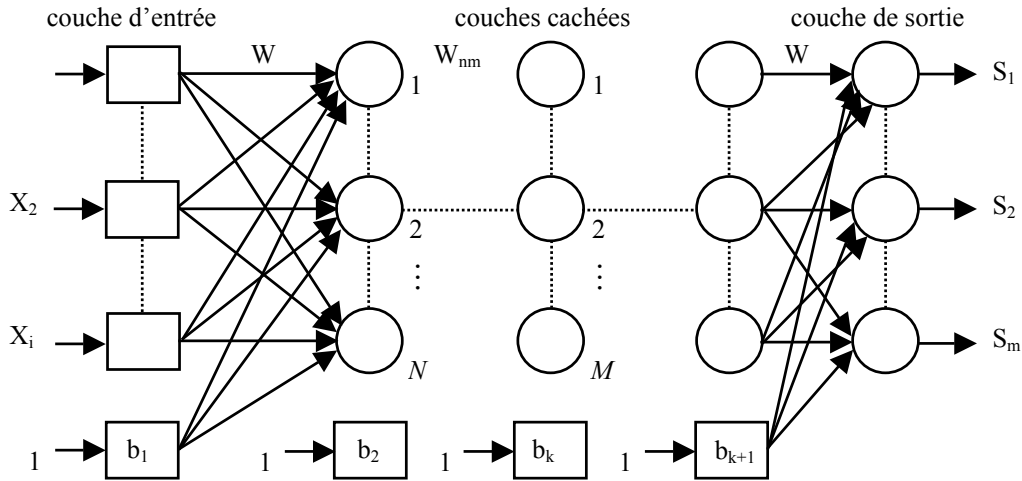


Figure 6.3: Structure du réseau de neurones à couches

Chaque neurone de la couche k est connecté à l'ensemble des neurones de la couche suivante $(k+1)$ par des connexions dont les poids sont des nombres réels quelconques. Le neurone utilisé dans les couches cachées et celle de sortie est très similaire à celui de décision du perceptron. Un simple neurone exécute une somme pondérée des entrées X_i qui sont généralement les sorties des neurones de la couche précédente V_m à laquelle on ajoute une valeur seuil b_1 produisant une sortie, donnée par la relation suivante:

$$V_m = \sum_{i=1}^N W_{im} X_i + b_i \quad (6.2)$$

Les signaux d'entrée cumulés dans un bloc de neurone sont activés par une fonction linéaire ou non linéaire pour avoir seulement une seule entrée Y_m :

$$Y_m = f(V_m) \quad (6.3)$$

Cette fonction peut être une sigmoïde, une fonction linéaire ou la fonction tangente hyperbolique. Parmi les fonctions d'activation, la fonction sigmoïde est la plus courante dans les applications des réseaux de neurones. Elle est définie par:

$$f(V_m) = \frac{1}{1 + \exp(-\beta V_m)} \quad (6.4)$$

où β est un paramètre qui définit la pente de la fonction.

Cette fonction qui est dérivable a permis de surmonter la difficulté qui consistait à ne pas pouvoir calculer la dérivée de l'erreur quadratique dans un réseau multicouches.

Par exemple, pour un réseau à 2 couches cachées (figure 6.4), les valeurs des états des nœuds de la couche de sortie sont données sous forme compacte par:

$$\mathbf{O} = \mathbf{W}_3 \cdot \mathbf{S}(\mathbf{W}_2 \cdot (\mathbf{S}(\mathbf{W}_1 \cdot \mathbf{e}))) \quad (6.5)$$

où $\mathbf{O}$ est le vecteur des états de sortie, $\mathbf{e}$ le vecteur des signaux d'entrées du réseau, $\mathbf{S}$ une fonction de transfert, $\mathbf{W}_i$ la matrice de connexion reliant la couche i à la couche $i+1$. Dans cet exemple, la dernière couche ne possède pas de fonction sigmoïdale et reste linéaire par rapport aux poids des connexions la reliant à la couche précédente, afin de permettre toutes les excursions possibles du signal de sortie. La dynamique des paramètres est régie par des règles d'apprentissage qui ont pour but de minimiser une fonction d'erreur basée sur un ensemble de vecteurs entrée/sortie, appelés "patrons de référence" ou "patrons d'apprentissage".

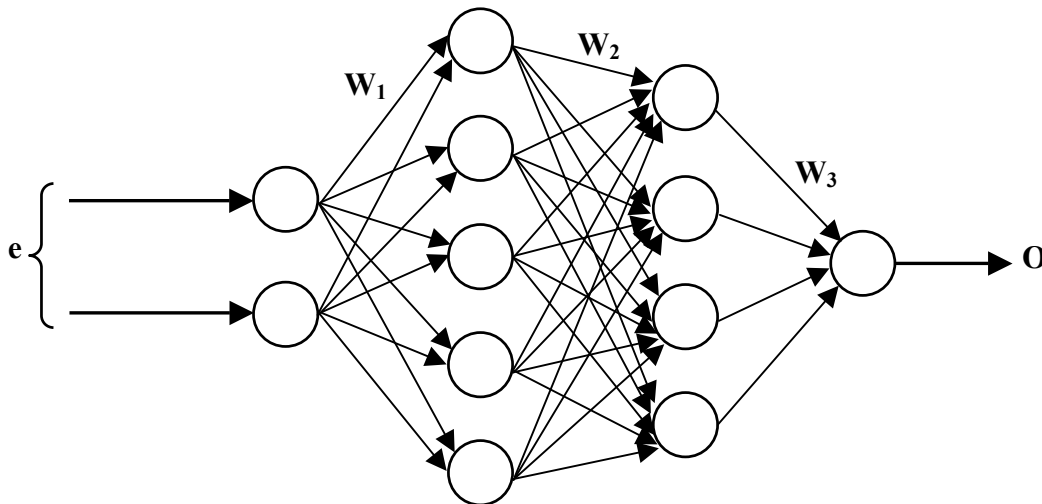


Figure 6.4: Réseau Perceptron Multi-couches

Suivant la méthode adoptée pour la minimisation de la fonction d'erreur, on obtient différentes règles d'apprentissage, dont la plus célèbre est certainement l'algorithme de rétro propagation de l'erreur qui repose sur la minimisation par descente de gradient d'un critère d'erreur de type moindres carrés [Rum-86]; il est néanmoins convenable d'utiliser d'autres méthodes de correction des paramètres, par exemple celle du recuit simulé (règles d'apprentissage à caractère stochastique) [Kir-83].

6.4.2 Apprentissage

L'apprentissage d'un réseau à couche consiste à chercher les valeurs des poids de connexion qui minimisent la somme des carrés des erreurs commises par le réseau sur toute la base de données (ensemble d'apprentissage). La fonction à optimiser dans l'espace des poids qui n'est connue qu'au point correspondant à leurs valeurs actuelles, est fortement non linéaire. Du point de vue mathématique, l'apprentissage est considéré comme un problème d'optimisation d'une fonction multi variables non linéaire pouvant comporter des minima locaux et un minimum global.

Différents algorithmes d'apprentissage des réseaux à couches ont vu le jour, mais le premier qui a résolu le problème d'apprentissage des couches cachées est celui de rétropropagation de l'erreur, publié par Rumelhart et al. en 1986 [Rum-86].

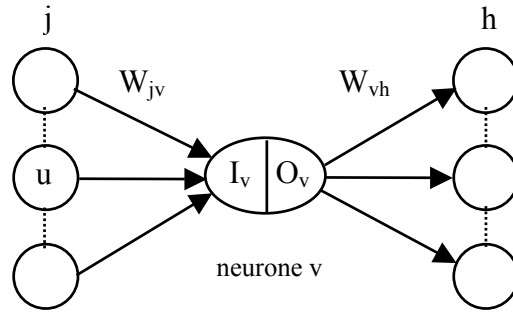
6.4.2.1 La rétropropagation de l'erreur

L'algorithme est une généralisation de la règle delta de Windrow-Hoff. A chaque étape, un exemple est présenté au réseau. Une sortie réelle est calculée en propageant le calcul d'une couche à une autre jusqu'à la couche sortie. Cette phase est appelée propagation avant, ou encore relaxation du réseau.

Ensuite, l'erreur $E(w)$, somme quadratique des erreurs sur chaque cellule de sortie, est calculée et rétro propagée dans le réseau, donnant lieu à une modification de chaque poids de pondération W_{ij} . Ce processus est répété, en présentant successivement chaque exemple au RNA. Si pour tous les exemples, l'erreur est inférieure à une valeur précisée par avance, on dit que le réseau a convergé.

Soient les vecteurs $X = (x_1, \dots, x_n)$, $Y = (y_1, \dots, y_m)$ et $S = (s_1, \dots, s_m)$ qui désignent, respectivement, le vecteur des entrées le vecteur de sorties désirées et le vecteur des sorties effectivement obtenues. Notons par f la fonction sigmoïde, sa dérivée est donnée par l'équation $f'(x) = -\beta f(x)(1 - f(x))$. L'entrée et la sortie d'un neurone v qui sont désignées par I_v et O_v sont respectivement exprimées par:

$$\begin{cases} I_v = \sum_j w_{jv} O_j \\ O_v = f(I_v) \end{cases} \quad (6.6)$$



L'erreur commise sur toute la base de donnée est $E(w) = \sum_p E^p(w)$ où $E^p(w)$ représente l'erreur commise sur l'exemple p et est donnée par la relation suivante:

$$E^p(w) = \sum_{i=1}^m \frac{1}{2} (s_i^p - y_i^p)^2 \quad (6.7)$$

L'algorithme de rétro propagation (approximation de la méthode du gradient) effectue la modification de chaque poids après chaque passage d'un exemple suivant la formule:

$$w_{uv}(t) = w_{uv}(t-1) - \varepsilon(t) \frac{\partial E^p(w)}{\partial w_{uv}} \quad (6.8)$$

t désigne le nombre d'itérations, $\varepsilon(t)$ est le pas du gradient à l'itération t . Il faut calculer pour tous les poids w_{uv} le gradient de E^p .

Si on pose $d_v = \frac{\partial E^p}{\partial I_v}$, on a:

* Pour un neurone v appartenant à la couche de sortie:

$$d_v = \frac{\partial \left(\sum_{i=1}^m \frac{1}{2} (s_i^p - y_i^p)^2 \right)}{\partial w_{uv}} = (s_v^p - y_v^p) \frac{\partial s_v^p}{\partial I_v}, \text{ car seul } s_v^p \text{ dépend de } w_{uv}. \text{ Comme de plus } s_v^p = f(I_v), \text{ il vient:}$$

$$d_v = (s_v^p - y_v^p) f'(I_v) \quad (6.9)$$

* Pour les neurones cachés:

$$d_v = \frac{\partial E^p}{\partial I_v} = \sum_h \frac{\partial E^p}{\partial I_h} \frac{\partial I_h}{\partial I_v} = \sum_h d_h \frac{\partial I_h}{\partial I_v} \quad (6.10)$$

où l'indice h porte sur les neurones connectés au neurone v . Ces neurones sont situés sur la même couche que v et comme $O_v = f(I_v)$, on obtient :

$$d_v = \sum_h d_h w_{vh} f'(I_v) \quad (6.11)$$

Les d_v doivent être calculées en allant de la couche de sortie à la couche d'entrée. Le signal d'erreur suit le chemin inverse des signaux d'entrée du réseau (d'où le nom de rétropropagation):

- Il est mesuré directement sur les neurones de sortie.
- Il est calculé par sommation pondérée des signaux d'erreur de la couche suivante pour les autres neurones.

6.4.2.2 Commentaires et aspects pratiques

- L'apprentissage par rétropropagation de l'erreur peut nécessiter plusieurs passages de la base de données et la convergence peut être longue; puisqu'il n'existe pas de preuve théorique de la convergence de l'algorithme.

- Le réglage initial des paramètres de l'algorithme (le pas d'itération et les valeurs initiales des poids) peut avoir une grande influence sur la convergence de l'algorithme. Pour des valeurs très faibles du pas d'itération, la convergence risque d'être lente, s'il est trop élevé, de bonnes descentes risquent d'être cachées et des oscillations peuvent survenir. Une solution consiste à ajouter un terme supplémentaire α appelé *moment* de façon que:

$$\Delta w_{uv}(t) = \alpha \Delta w_{uv}(t-1) - \varepsilon(t) d_v O_u \quad (6.12)$$

Ce terme permet d'éviter les oscillations de l'algorithme pour des valeurs importantes de $\varepsilon(t)$.

- Concernant les valeurs initiales des poids de connexion, le démarrage de l'algorithme avec des valeurs faibles aléatoires permet généralement d'aboutir à une solution. Des valeurs importantes des poids pour un neurone implique que son état est stable (0 ou 1) et il ne peut plus apprendre.

- L'ordre de présentation des exemples influe sur la procédure d'apprentissage. En effet, le réseau semble ne pas être indifférent à l'ordre de présentation des exemples et des études empiriques ont montré qu'une présentation aléatoire des exemples permet un apprentissage rapide.

- Le choix de l'ensemble d'apprentissage (type et nombre d'exemples) dépend de l'expérience de l'utilisateur et de la nature du problème. Cependant, une normalisation des données doit être effectuée lorsque la sortie du réseau est la fonction sigmoïde car dans ce cas elle ne peut jamais atteindre les valeurs 0 et 1.

6.4.2.3 Autres techniques d'apprentissage

L'algorithme de rétropropagation a montré son efficacité pratique dans plusieurs applications. Cependant, il n'est pas complètement satisfaisant en raison de certains problèmes théoriques (minima locaux, convergence,...) et de certains aspects empiriques de son utilisation. L'apprentissage des réseaux à couches est l'objet de nombreuses activités de recherche. L'amélioration de la rétropropagation et le développement de nouvelles techniques d'apprentissage sont des directions de recherche.

6.4.3 Algorithme d'entraînement

L'entraînement consiste à adapter la connaissance du RNA au problème posé. La connaissance étant définie par l'ensemble des pondérations sur les liens du réseau ainsi que par sa topologie, l'entraînement est donc étroitement lié au réglage adéquat des poids d'interconnexion, ainsi qu'à l'adaptation de la topologie.

Il existe divers algorithmes d'apprentissage pour ajuster les poids d'un réseau neuronal, et éventuellement sa topologie. Généralement l'architecture du réseau est définie par l'utilisateur, puis éventuellement optimisée par l'ordinateur tandis que l'ajustement des poids est totalement pris en charge par le système.

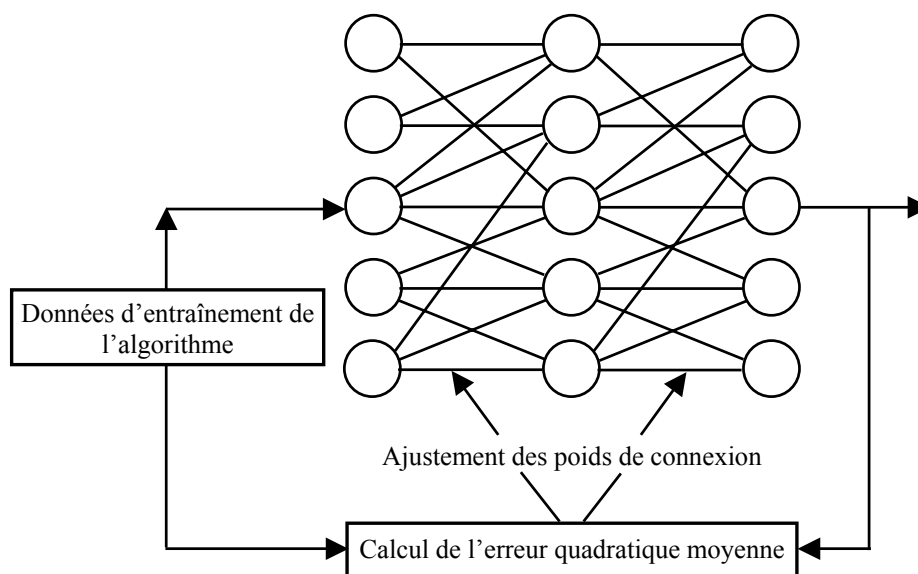


Figure 6.5: Diagramme schématique du procédé d'apprentissage

L'apprentissage peut s'effectuer de diverses manières. Il peut être supervisé, non supervisé ou réalisé par renforcement. Dans ce travail, seul l'apprentissage supervisé a été retenu. Le déroulement d'un apprentissage supervisé nécessite 'un superviseur' (figure 6.6) où chaque valeur d'entraînement x^{inp} en entrée sera accompagnée d'une valeur de sortie souhaitée t^{out} .

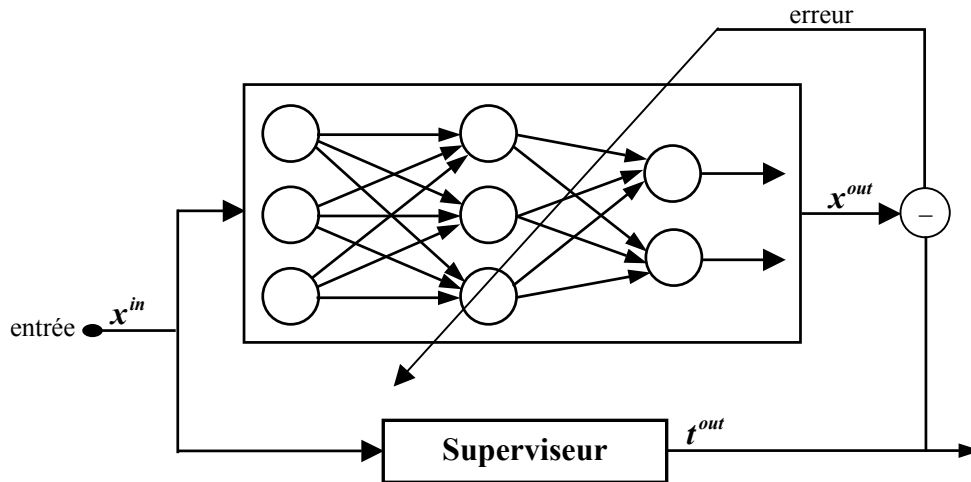


Figure 6.6: Apprentissage supervisé

Ainsi le réseau peut comparer la sortie souhaitée t^{out} et la sortie réelle x^{out} , évaluer la différence entre les deux (*erreur*) et suivant l'algorithme de correction, améliorer les pondérations qui sont initialisées aléatoirement. Une même entrée d'entraînement est présentée un grand nombre de fois de façon à réduire progressivement l'erreur entre la sortie réelle du réseau et celle souhaitée.

L'algorithme d'apprentissage par rétropropagation peut être récapitulé comme suit:

Etape 1. Choisir un taux d'apprentissage η et un coefficient de moment α

Etape 2. Initialiser la matrice des poids de pondération W_{im} de façon aléatoire

Etape 3. Choisir un exemple en entrée et propager le calcul de cette entrée à travers le réseau

Etape 4. Calculer les sorties de cette entrée pour tous les neurones en partant de la couche d'entrée jusqu'à la couche de sorties en utilisant les équations (6.2) et (6.3).

Etape 5. Mesurer l'erreur globale de la prédiction E_G par différence entre sortie réelle et sortie prévue. Elle est définie par:

$$E_G = \frac{1}{2} \sum_{j=1}^m (T_j - S_j)^2 \quad (6.13)$$

m représente le nombre de neurones en sortie, T_j la valeur qu'on désire obtenir et S_j la valeur de la réponse calculée par le RNA.

Etape 6. Arrêt de l'algorithme : si E_G calculée est inférieure à une valeur seuil de convergence préalablement définie
: ou si le temps d'itération est trop élevé.

Etape 7. Calculer la contribution d'un neurone à l'erreur à partir de la sortie et déterminer le signe de modification du poids.

Etape 8. Corriger les poids des neurones pour diminuer l'erreur.

$$\Delta w_{ij} = -\eta \frac{\partial E}{\partial w_{ij}} + \alpha \Delta w_{ij}(t-1) \quad (6.14)$$

$$w_{ij}(t) = w_{ij}(t-1) + \Delta w_{ij} \quad (6.15)$$

Le taux d'apprentissage η est une constante comprise entre 0 et 1 qui fixe la vitesse d'apprentissage du réseau. Le coefficient de moment α prend généralement une valeur comprise entre 0.1 et 1 et il permet d'accélérer la convergence de l'algorithme. Ils sont analysés plus loin.

Etape 9. Répéter le calcul en passant à l'étape 3.

Le processus recommence à partir du choix de l'exemple en entrée, jusqu'à ce qu'un taux d'erreur minimal soit atteint.

6.5 Application des Réseaux Neuronaux au cas de pliage

6.5.1 Procédure expérimentale

Nous avons choisi de développer un système intelligent appliqué à notre cas de pliage en utilisant un algorithme basé sur l'application des RNA. Une série d'expériences de mise en forme a été conduite afin d'établir des modèles qui permettent de prédire différentes réponses mécaniques et géométriques telles que: les efforts de pliage, de dépliage, de choc dynamique et de retour élastique. Plusieurs éprouvettes pliées avec différents rayons de matrice et jeux rendront compte de l'influence des paramètres du procédé. Comme il a été montré dans les études précédentes, ces deux derniers paramètres du procédé ont des effets significatifs sur le comportement mécanique des éprouvettes et ils ont été introduits comme entrées pour l'entraînement du réseau.

Pour notre étude, on a utilisé les valeurs suivantes des paramètres:

- Variation du jeu J entre la tôle et l'outillage entre 3.4 mm et 4.6 mm avec un pas de 0.2 mm. Ceci correspond à 7 jeux différents.
- Quatre rayons de matrice R_m correspondant à 1, 2, 4, et 6 mm.

On a répété cinq fois chaque essai et au total plus de 140 expériences ont été réalisées par le même manipulateur afin d'estimer la valeur moyenne de chaque réponse mécanique.

On a utilisé l'architecture d'un réseau multi couches 2-3-1 comprenant deux unités d'entrée (R_m et J), 3 couches cachées et une sortie. L'algorithme de rétropropagation de l'erreur est mis en œuvre et la fonction d'activation utilisée pour chaque neurones, figure 6.7, est une sigmoïde donnée par la formule (6.4). La normalisation des données a été effectuée pour la phase d'apprentissage du réseau de neurones, afin d'empêcher la saturation de la fonction de transfert.

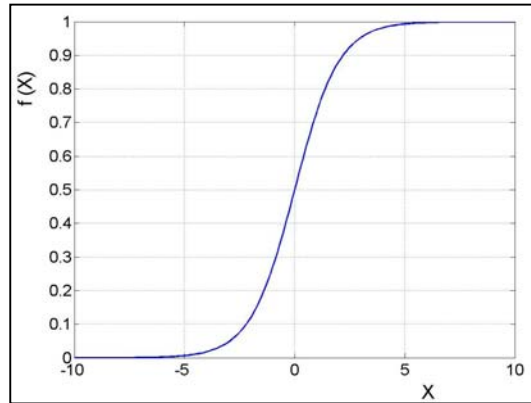


Figure 6.7: Représentation de la fonction sigmoïde

La valeur donnée par le neurone de sortie est un nombre réel pouvant prendre toutes les valeurs comprises dans l'intervalle $[0, 1]$. On peut pour cela utiliser des valeurs telles que 0.1 et 0.9 pour représenter la plus petite et la plus grande valeur de sortie. Dans chaque couche intermédiaire le nombre de neurones est égal à 10. Les valeurs initiales des paramètres du réseau, le taux d'apprentissage (η) et le coefficient de moment (α) sont fixées à 0.1.

6.5.2 Réglage des paramètres du réseau

Le réglage initial des paramètres du RNA (les constantes η et α , le nombre de neurones n et le nombre de couches N) a une grande influence sur la convergence de l'algorithme. L'ajustement de ces paramètres peut être effectué sous forme d'une étude paramétrique en faisant varier à chaque fois un paramètre et en gardant les autres constants. Cette méthode permet de déterminer les valeurs optimales des paramètres afin d'améliorer la stabilité de l'algorithme (descente de gradient) choisi, ainsi que sa vitesse de convergence pour minimiser l'erreur quadratique moyenne après apprentissage.

6.5.2.1 Effet des paramètres du réseau (η et α) sur l'erreur quadratique moyenne

Le "réglage" des valeurs optimales des paramètres du réseau, qui seront ensuite adoptées dans toutes les études, est effectué par apprentissage sur la force maximale de pliage. On étudie l'influence des deux paramètres du RNA qui représentent le taux d'apprentissage η et le coefficient de moment α , sur l'erreur quadratique moyenne après apprentissage. Le nombre maximal d'itérations et l'erreur minimale pour la convergence de l'algorithme sont respectivement égaux à 30000 et 10^{-5} (figure 6.8 et 6.9). De nombreuses simulations ont été réalisées en faisant varier la valeur de η de 0.2 à 0.8 avec un pas uniforme de 0.2 pour α fixé à 0.1 et une architecture 2-3-1 contenant 10 neurones par couche.

- COEFFICIENT η

Sur les figures 6.8.a et 6.8.b on a représenté l'évolution des courbes d'apprentissage en fonction de η . La figure 6.8.a montre comment l'erreur moyenne décroît au fur et à mesure des itérations. On remarquera qu'une grande valeur du taux d'apprentissage conduit à une erreur quadratique minimale. La valeur optimale de η , $\eta_{\text{opt}} = 0.5$, est obtenue pour une erreur de l'ordre de $5 \cdot 10^{-5}$, visible sur la figure 6.8.b.

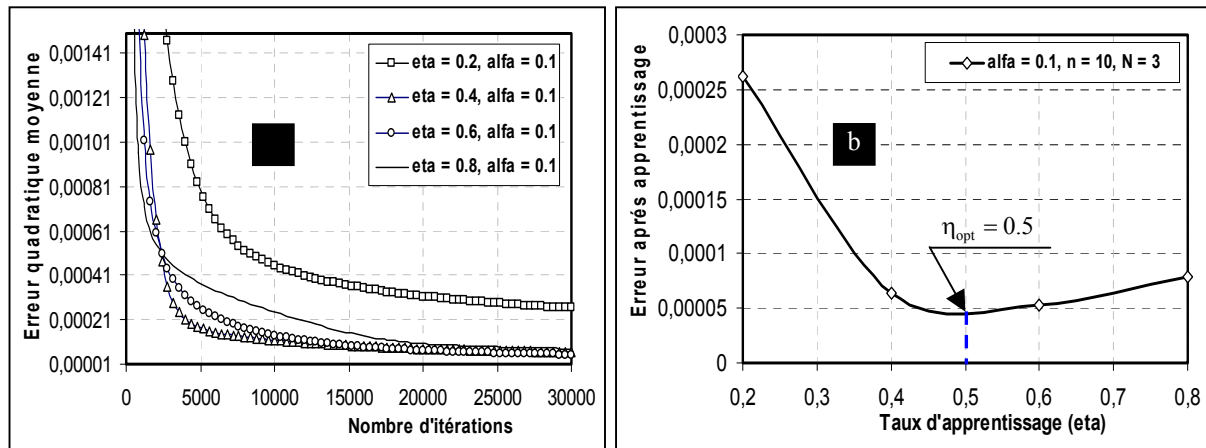


Figure 6.8: **a)** Effet du taux d'apprentissage η sur l'erreur quadratique moyenne. **b)** Variation de l'erreur quadratique après apprentissage en fonction de (eta)

- COEFFICIENT α

On adopte le même principe que précédemment pour ajuster le coefficient α qui prend les valeurs suivantes: 0.2, 0.4, 0.6 et 0.8 en conservant la même architecture de réseau. Ceci permet de s'affranchir d'une connaissance a priori d'un α efficace ou d'une série manuelle d'essais pour trouver une valeur convenable. Dans ce qui suit, le réseau de neurones est entraîné avec le taux d'apprentissage optimal η_{opt} .

L'évolution de l'erreur quadratique moyenne en fonction de nombre d'itérations est donnée sur la figure 6.9.a sous forme de courbes paramétrées en α . On peut constater que l'augmentation du coefficient α entraîne une diminution de l'erreur et donc une correction de poids faible. Toutes les courbes (sauf pour $\alpha = 0.8$) convergent vers une solution optimale après 30000 itérations avec une erreur très proche de 10^{-5} qui est la valeur minimale de l'erreur prédéfinie pour le critère de convergence.

La figure 6.9.b illustre la variation de l'erreur à la fin de la phase d'apprentissage du réseau de neurones. Cette figure montre que la courbe décroît jusqu'à une valeur optimale α_{opt} égale à 0.6 puis elle se met à croître. La solution optimale α_{opt} conduit à une erreur minimale de l'ordre de 3.10^{-5} .

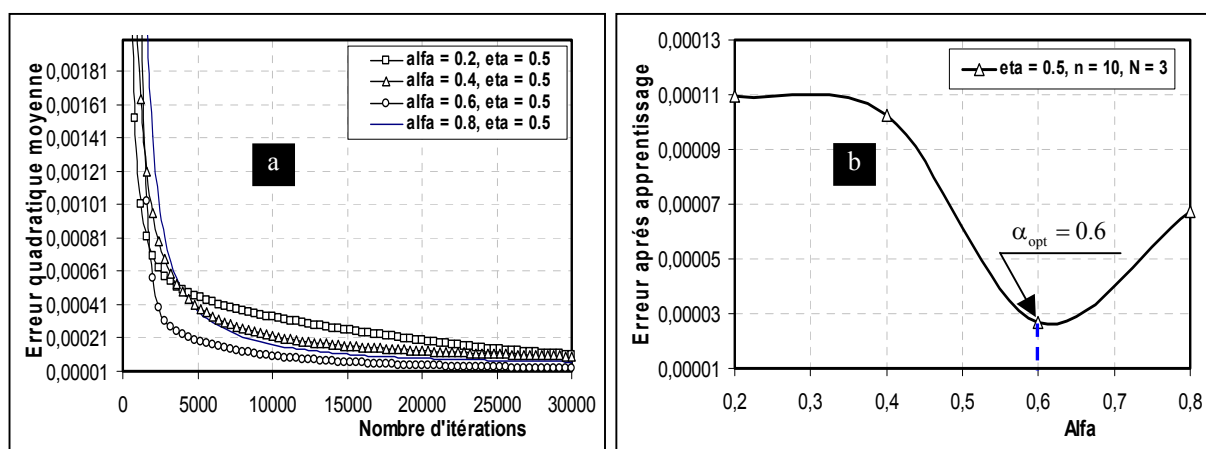


Figure 6.9: **a)** Effet du coefficient α sur les courbes d'apprentissage du réseau choisi. **b)** Variation de l'erreur quadratique après apprentissage en fonction du coefficient (alfa)

6.5.2.2 Influence du nombre de neurones n et de couches cachées sur l'erreur quadratique moyenne

Dans les réseaux multicouches, le grand problème est de déterminer le nombre de couches cachées et le nombre de neurones par couche, afin d'obtenir le meilleur rapport précision/rapidité. En effet, un grand nombre de neurones augmente exagérément le temps de calcul, mais donne généralement de meilleurs résultats. Il n'existe actuellement pas de méthodes pour trouver la configuration optimale.

- NOMBRE DE NEURONES n

Afin d'étudier l'influence du nombre de neurones dans les couches cachées sur les courbes de d'apprentissage qui définissent la convergence de l'algorithme, nous avons choisi cinq valeurs différentes de neurones ($n = 6, n = 8, n = 10, n = 12, n = 14$). Les deux paramètres du réseau η et α garderont les valeurs optimales déterminées dans les études précédentes, en utilisant un réseau à trois couches cachées.

La figure 6.10.a montre l'allure des courbes de l'erreur quadratique moyenne en fonction du nombre d'itérations pour différents nombres de neurones. Elle permet de présenter le processus de convergence pour différents essais. En comparant toutes les courbes, on constate bien qu'elles commencent à se confondre et se stabiliser à partir de 10 neurones. Le fait d'augmenter le nombre de neurones, permet d'améliorer les performances du réseau en minimisant l'erreur. L'observation de la courbe donnée par la figure 6.10.b permet de conclure que le nombre de neurones choisi pour l'entraînement du réseau influe beaucoup sur la précision de la prédiction des résultats. On constate que l'erreur quadratique après apprentissage se stabilise à la valeur $2.5 \cdot 10^{-5}$ à partir de 10 neurones, valeur adoptée dans la suite de l'étude.

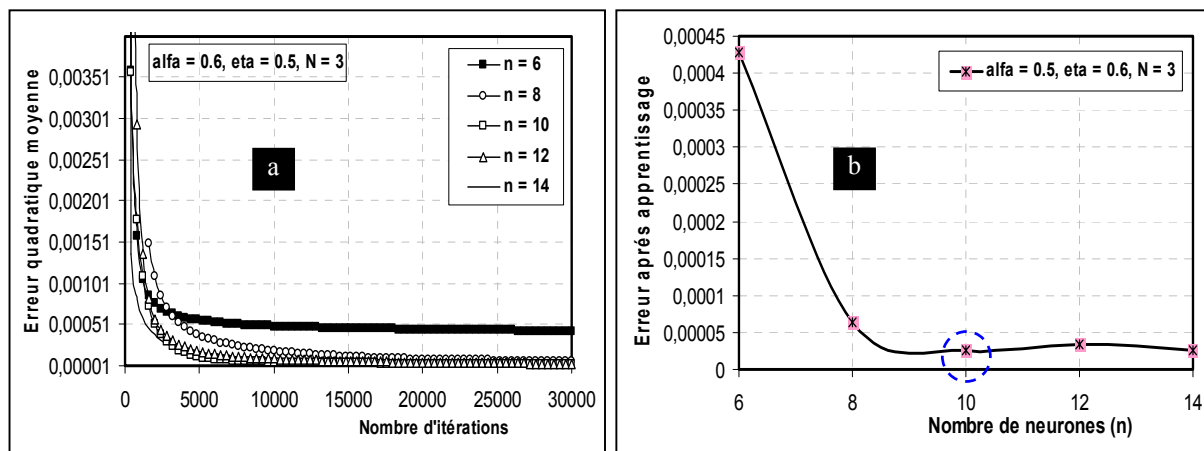


Figure 6.10: **a)** Influence du nombre de neurones dans les couches cachées sur l'erreur quadratique. **b)** Evolution de l'erreur après apprentissage en fonction du nombre de neurones n

- NOMBRE DE COUCHES CACHEES N

Pour étudier l'effet du nombre de couches cachées sur l'évolution des performances du réseau de neurones lors de son apprentissage, cinq valeurs du nombre de couches ont été utilisés variant de 2 à 6. Les autres paramètres du réseau gardent les valeurs optimales $\alpha = 0.6, \eta = 0.5, n = 10$.

D'après la figure 6.11, on peut constater que:

- La minimisation de l'erreur d'un réseau sigmoïdal avec un apprentissage par rétropropagation est atteinte pour un nombre de couches cachées suffisamment grand (figure 6.11.a).

- Les courbes de convergence évoluent de la même façon avec une minimisation de l'erreur quadratique plus rapide lorsque le nombre de couches du réseau augmente.
- L'erreur quadratique moyenne après apprentissage est minimale et proche du seuil de convergence pour un nombre de couches égal à 6. C'est cette valeur que nous avons retenu pour ne pas pénaliser les temps de calculs.

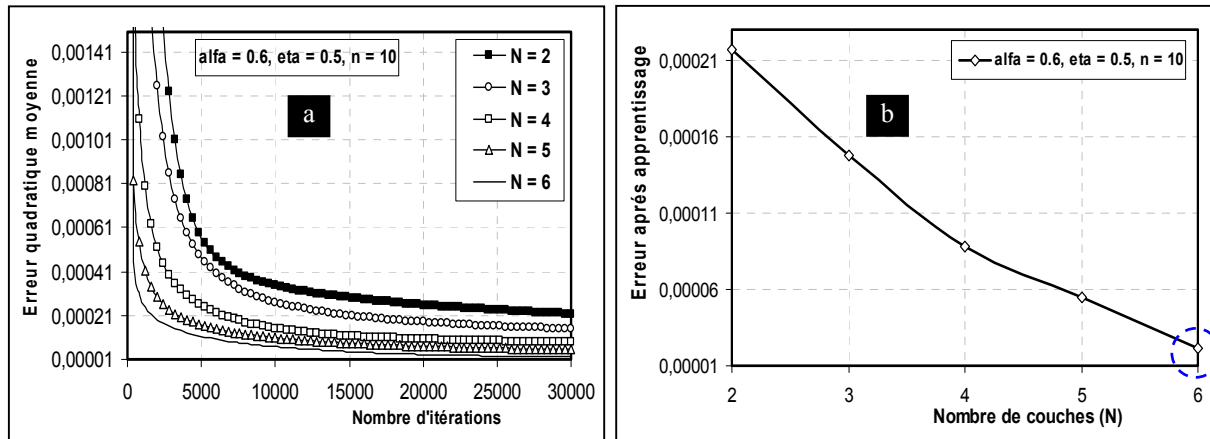


Figure 6.11: **a)** Influence du nombre de couches cachées sur l'erreur quadratique. **b)** Décroissance de l'erreur quadratique après apprentissage en fonction du nombre de couches N

6.5.3 Effort de pliage

Dans cette partie nous étudions plusieurs exemples d'application du réseau de neurones pour la prédiction des différentes réponses mécaniques et nous comparons les résultats obtenus à ceux déterminés par l'approche expérimentale.

6.5.3.1 Prédiction de la force maximale

Comme première application numérique nous avons étudié la force maximale de pliage dans les conditions du paragraphe 6.5.2. Un algorithme d'apprentissage en utilisant la méthode de descente de gradient est développé pour ajuster les poids. Les paramètres du réseau ont les valeurs déterminées par les études précédentes:

$$\alpha = 0.6, \eta = 0.5, N = 6, n = 10$$

Le réseau est entraîné avec deux entrées qui correspondent aux différentes combinaisons possibles des quatre rayons de matrice et sept jeux. La courbe d'apprentissage correspondante est indiquée sur la figure 6.12. Elle montre la réduction graduelle de l'erreur quadratique moyenne et l'algorithme converge vers une valeur acceptable ($5 \cdot 10^{-4}$) après 30000 itérations.

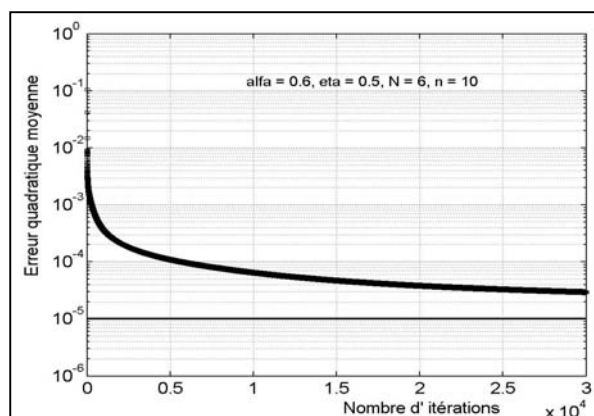


Figure 6.12: Courbe d'apprentissage. Décroissance de l'erreur quadratique moyenne en fonction du nombre d'itérations

Pour les différents points de conception, on a tracé sur la figure 6.13 les évolutions de l'effort maximal de pliage prédit par le réseau de neurones et on a comparé les résultats obtenus à ceux des expériences. Un point de conception correspond à un jeu et un rayon de matrice. On remarquera un bon accord sur la figure, entre les résultats numériques et mesurés. On constatera aussi que l'effort décroît quand le rayon de matrice croît, puisque dans ce cas le matériau est moins sollicité et qu'il s'écrouit.

On rappelle que $F_{\text{relative}} = \frac{F_{\text{max}}}{F_c}$

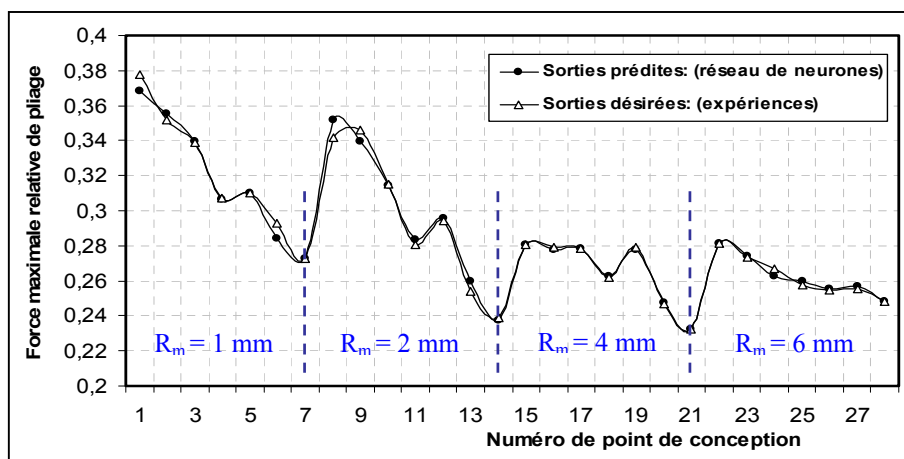


Figure 6.13: Comparaison entre la force maximale relative de pliage prédite par le réseau de neurones et l'effort mesuré en fonction du numéro du point de conception

Nous avons reporté sur la figure 6.14 la variation de la force calculée par le RNA en fonction des valeurs cibles de cette réponse. Une régression linéaire entre toutes les valeurs de la force maximale de pliage permet de constater que tous les points sont dispersés autour d'une droite de pente proche de 1. Ainsi l'algorithme utilisé pour minimiser E_G prédit des résultats assez proches de la réalité.

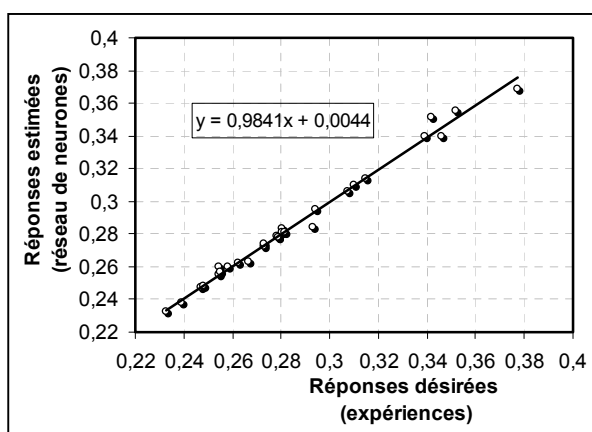


Figure 6.14: Variation de l'effort maximal relatif de pliage calculé par le réseau de neurones en fonction des valeurs mesurées

Pour étudier la fiabilité de l'algorithme en terme de précision des sorties prédites, nous avons calculé l'erreur relative entre l'effort expérimental introduit pour la phase d'apprentissage du réseau et celui déterminé par une prédiction numérique. Elle est exprimée par la relation suivante:

$$\text{Err}(\%) = \frac{(F_{pl}^{\text{Exp}} - F_{pl}^{\text{Pré}})}{F_{pl}^{\text{Exp}}} \times 100 \quad (6.16)$$

Sur la figure 6.15 nous présentons la variation de l'erreur relative de la force maximale de pliage en fonction de l'ordre des points de conception. Elle présente une fluctuation autour d'une valeur moyenne égale à 0. L'erreur maximale est obtenue au septième point de conception correspondant à un jeu entre le poinçon et la matrice de 3.4 mm et un rayon de matrice égal à 2 mm. Sa valeur est de l'ordre 3.1%. On peut noter aussi que la valeur de cette erreur commence à se stabiliser à partir du 14^{ème} point de conception et que les valeurs négatives de l'erreur représentent une surestimation des réponses prédites par le réseau de neurones.

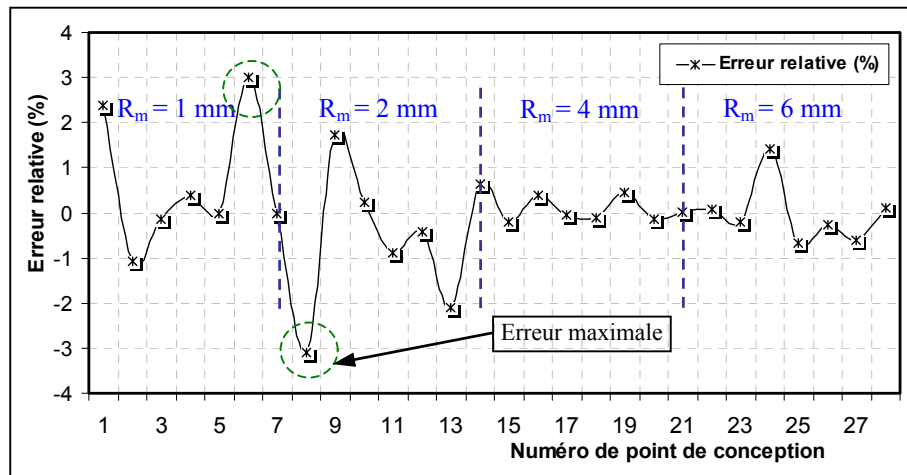


Figure 6.15: Erreur relative (%) entre l'effort mesuré (expérience) et prédit (réseau de neurones) en fonction du numéro de point de conception ($\epsilon_{\max} = 3.1\%$)

6.5.3.2 Optimisation par Surfaces de Réponse

L'ensemble des résultats donnés par la figure 6.16 représente l'évolution de la force maximale de pliage en fonction des valeurs relatives des paramètres du procédé. Ils sont donnés sous forme de représentations paramétriques, des surfaces de réponse et des courbes de niveau pour l'approche expérimentale et l'approche numérique utilisant le réseau de neurones. La figure 6.16.a₁ montre l'allure des courbes de l'effort expérimental pour différents rayons de matrice. Il peut être souligné que cette réponse diminue en fonction du jeu. On peut aussi noter que la force maximale est d'autant plus importante que le rayon diminue.

Afin de prédire des valeurs de l'effort de pliage pour d'autres jeux et rayons de matrice appartenant au domaine de faisabilité, nous avons utilisé les données expérimentales pour entraîner l'algorithme. Les résultats de cette simulation sont illustrés dans la figure 6.16.b₁.

Les courbes tracées par des lignes continues représentent les réponses estimées par le réseau. Elles sont en bonne cohérence avec les mesures déterminées par les expériences. On remarque que le RNA prédit correctement les évolutions de l'effort de pliage pour les rayons de matrice de 3 et 5 mm (lignes pointillées sur la figure 6.16.b₁).

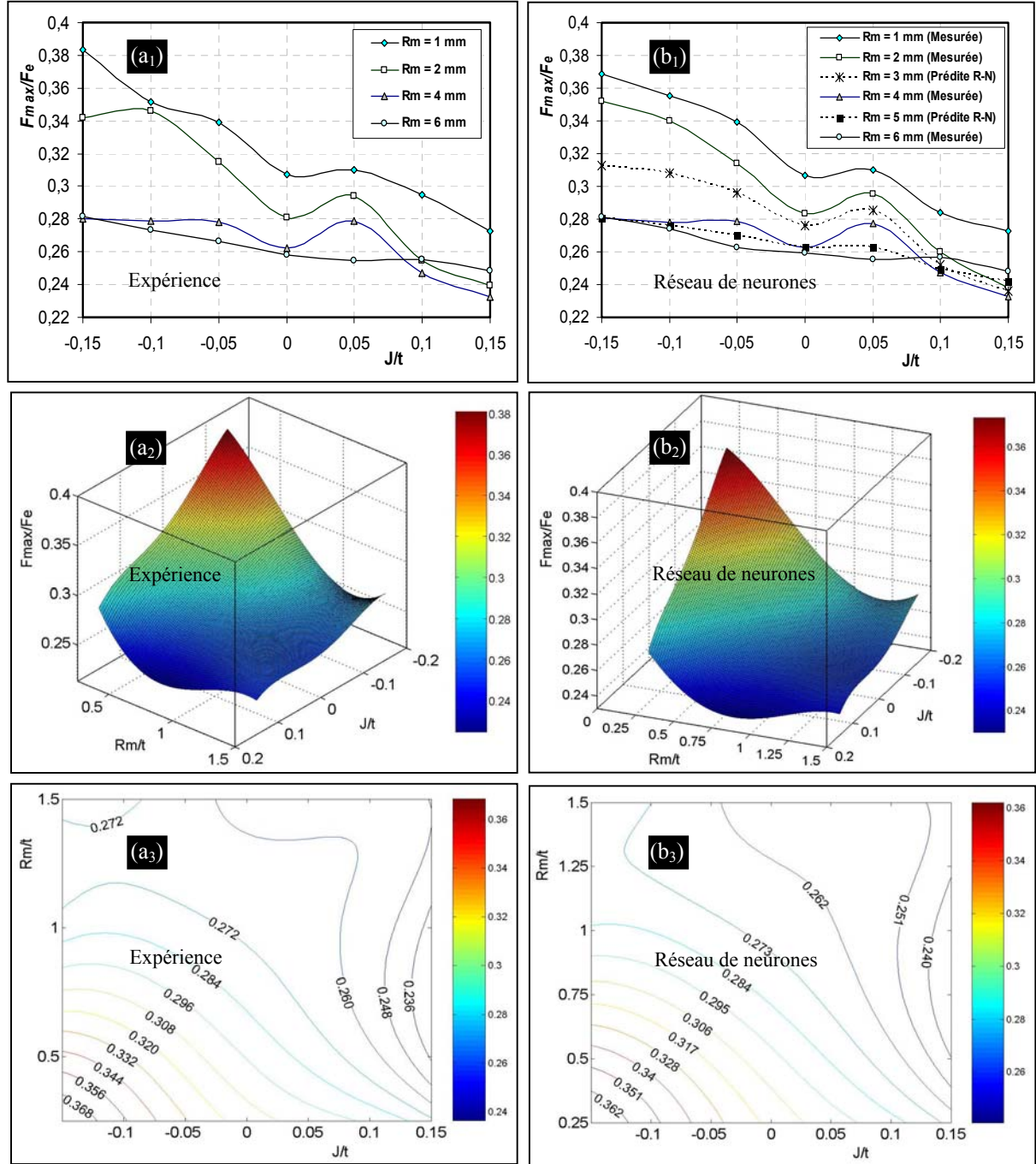


Figure 6.16: Evolution de la force maximale de pliage en fonction des paramètres du procédé donnée sous forme paramétrique, des surfaces de réponse et des courbes de niveau. **a.)** Expérience. **b.)** Réseau de neurones

Afin de confirmer la validité et la fiabilité de l'algorithme mis en œuvre dans cette étude, nous avons choisi de représenter l'évolution globale de la force maximale par des surfaces de réponse de quatrième ordre données par les figures 6.16.a₂ et 6.16.b₂. Nous pouvons constater que les deux surfaces évoluent de la même manière et présentent presque la même tendance. La valeur maximale de l'effort est obtenue pour des faibles valeurs des paramètres du procédé. En examinant les deux surfaces, on peut signaler la non linéarité de l'évolution de l'effort en fonction du jeu relatif et du rayon de la matrice. Les minima globaux des deux fonctions objectives, expérimentale et numérique prédite par RNA, sont calculés par approche globale qui sera détaillée dans le chapitre suivant. Les solutions optimales sont résumées dans le tableau 6.1 :

Paramètres optimaux	$(J/t)_{opt}$	$(R_m/t)_{opt}$	$(F_{max}/Fe)_{opt}$
Expérience	0.15	0.7375	0.2243
Réseau de neurones	0.15	0.8125	0.2298

Tableau 6.1: Valeurs optimales de l'effort de pliage

Sur les figures 6.16.a₃ et 6.16.b₃, on a reporté l'évolution de l'effort maximal de pliage sous forme de 12 iso valeurs. Globalement, on observe que les différentes courbes de niveau fournies par les deux approches sont assez semblables et que les amplitudes de la force sont de plus en plus faibles au fur et à mesure que les deux paramètres du procédé augmentent. Ceci peut être attribué à un faible taux d'écrouissage au cours de l'opération de pliage.

6.5.4 Retour élastique

6.5.4.1 Prédiction du retour élastique

Le deuxième exemple d'application du réseau concerne la prédiction du retour élastique en fin d'opération de pliage après recul des outillages. La figure 6.17 présente l'erreur d'apprentissage en fonction du nombre d'itérations. La tolérance de convergence est fixée à 10^{-5} .

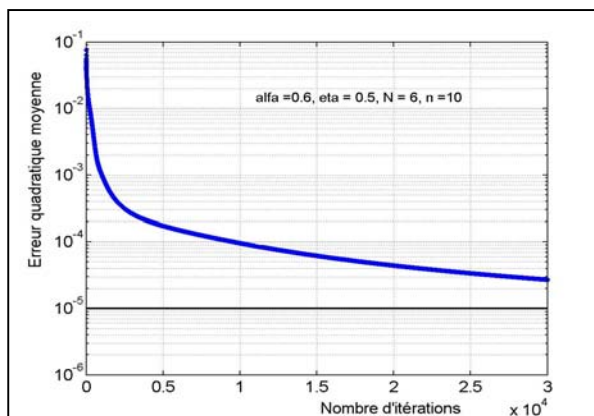


Figure 6.17: Courbe de convergence: Réduction de l'erreur quadratique moyenne en fonction des itérations

Dans cette simulation, l'entraînement du réseau a été réalisé par un algorithme utilisant la rétropropagation de l'erreur dans tous les neurones. Les deux paramètres relatifs: jeu J entre la tôle et la matrice et le rayon de matrice R_m sont les variables d'entrée du réseau dont l'apprentissage a été fait à l'aide des valeurs expérimentales. Comme on pouvait s'y attendre, la figure 6.17 montre que l'erreur quadratique moyenne est une fonction décroissante des itérations.

Sur la figure 6.18 nous avons superposé les variations de l'angle relatif du retour élastique évalué par le modèle numérique et les résultats expérimentaux. La comparaison entre les réponses prédites et les réponses mesurées montre que les deux courbes sont presque confondues. Elles possèdent une petite déviation qui n'excède pas 3%. La figure rend compte du fait que le retour élastique est fortement tributaire du rayon de matrice. Un grand rayon favorise un retour important et un faible rayon de matrice favorise une bonne qualité géométrique du produit fini.

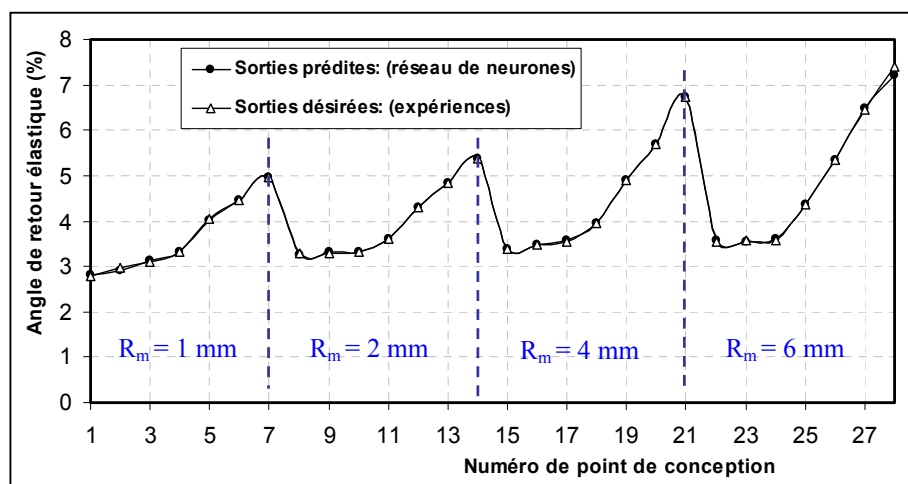


Figure 6.18: Variation de l'angle relatif du retour élastique en fonction des points de conception

La figure 6.19 illustre la variation de la réponse prédite numériquement en fonction des réponses cibles. La comparaison des résultats montre un bon accord entre les valeurs trouvées par les simulations numériques et celles obtenues expérimentalement puisque les points de comparaison sont situés sur une droite de pente sensiblement égale à 1.

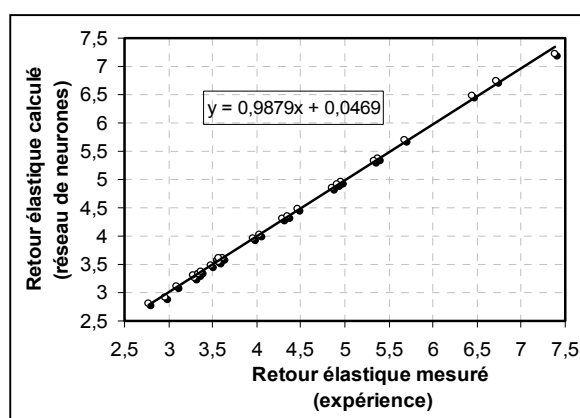


Figure 6.19: Retour élastique prédit par le réseau de neurones en fonction des valeurs cibles mesurées expérimentalement

L'évolution de l'erreur relative entre les réponses mesurées et celles déduites par le réseau de neurones est représentée à la figure 6.20 en fonction de l'ordre des points de conception. Cette erreur est définie par la relation suivante:

$$\text{Err}(\%) = \frac{(\theta_{\text{el}}^{\text{Exp}} - \theta_{\text{el}}^{\text{Pré}})}{\theta_{\text{el}}^{\text{Exp}}} \times 100 \quad (6.17)$$

Sur la figure 6.20, l'erreur présente des oscillations autour d'une valeur moyenne nulle, avec un maximum de l'ordre de 2.43%. Les valeurs de sortie du réseau s'approchent des réponses expérimentales au fur et à mesure que le réseau itère. Si on veut minimiser encore plus cette erreur, il faudrait améliorer l'ajustement des paramètres par plusieurs autres tests.

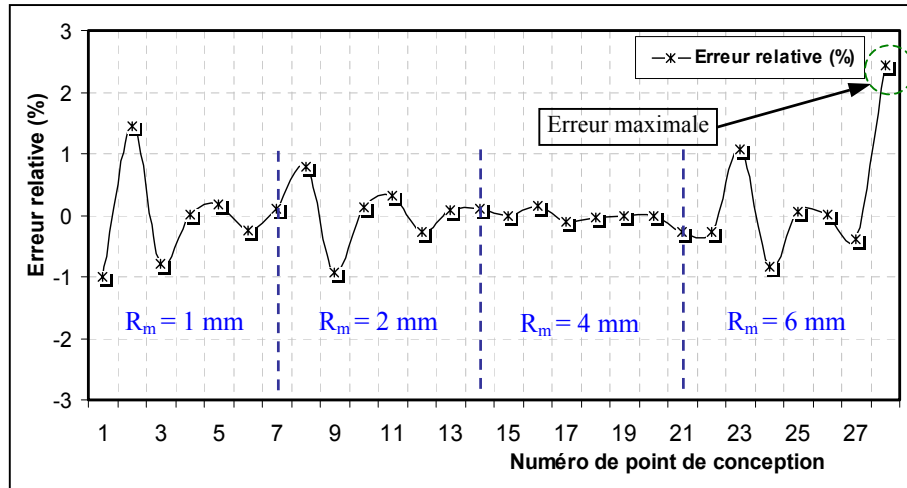


Figure 6.20: Erreur relative (%) en fonction du numéro de point de conception entre les réponses mesurées et celles calculées par le réseau de neurones ($\epsilon_{\max} = 2.43\%$)

6.5.4.2 Optimisation du retour élastique

Dans cette partie on veut minimiser le retour élastique à la fin de l'opération de pliage en fonction du jeu et du rayon de matrice. Deux surfaces de réponse permettront de comparer entre elles les deux fonctions, expérimentale et prédite par le réseau de neurones. Les variables géométriques et la fonction sont normalisées comme suit:

$$\bar{R}_m = R_m / t \text{ et } \bar{J} = J / t \quad (6.18)$$

$$\bar{\theta} = (\theta/90) \times 100 \quad (6.19)$$

t est l'épaisseur de la tôle. Dans le domaine $-0.15 < \bar{J} < 0.15$ et $0.25 < \bar{R}_m < 1.5$, l'approximation choisie pour la construction des surfaces de réponse est du quatrième ordre. Elle permet l'approximation polynomiale des fonctions.

Les courbes des figures 6.21.a₁ et 6.21.b₁ paramétrées en valeurs de R_m montrent l'évolution du retour élastique en fonction du jeu relatif pour les deux méthodes, expérimentale et numérique par prédiction du RNA. Les valeurs les plus faibles sont localisées dans la zone de jeux négatifs et de faibles rayons. Pour des jeux négatifs compris entre -0.15 et -0.05 les valeurs du retour élastique ne sont presque pas influencées par l'opération de pliage.

Les courbes données par RNA pour les rayons de matrices 1, 2, 4 et 6 mm de la figure 6.21.b₁ montrent une bonne corrélation avec l'expérience. Les résultats de calcul pour les rayons 3 et 5 mm après apprentissage montrent que l'algorithme fournit une bonne prédiction des valeurs du retour élastique.

Sur le graphe 6.21.b₂ l'évolution de la surface de réponse est tout à fait analogue à celle de la figure 6.21.b₁. Dans les deux cas, le retour élastique suit une variation non linéaire en fonction des deux paramètres du procédé. La minimisation des fonctions objectives pour les deux approches conduit aux solutions optimales du tableau 6.2.

Paramètres optimaux	$(J/t)_{\text{opt}}$	$(R_m/t)_{\text{opt}}$	$((\theta_{\text{élas}}/90) \times 100)_{\text{opt}}$
Expérience	-0.15	0.25	2.7772
Réseau de neurones	-0.15	0.25	2.7827

Tableau 6.2: Solutions optimales du retour élastique

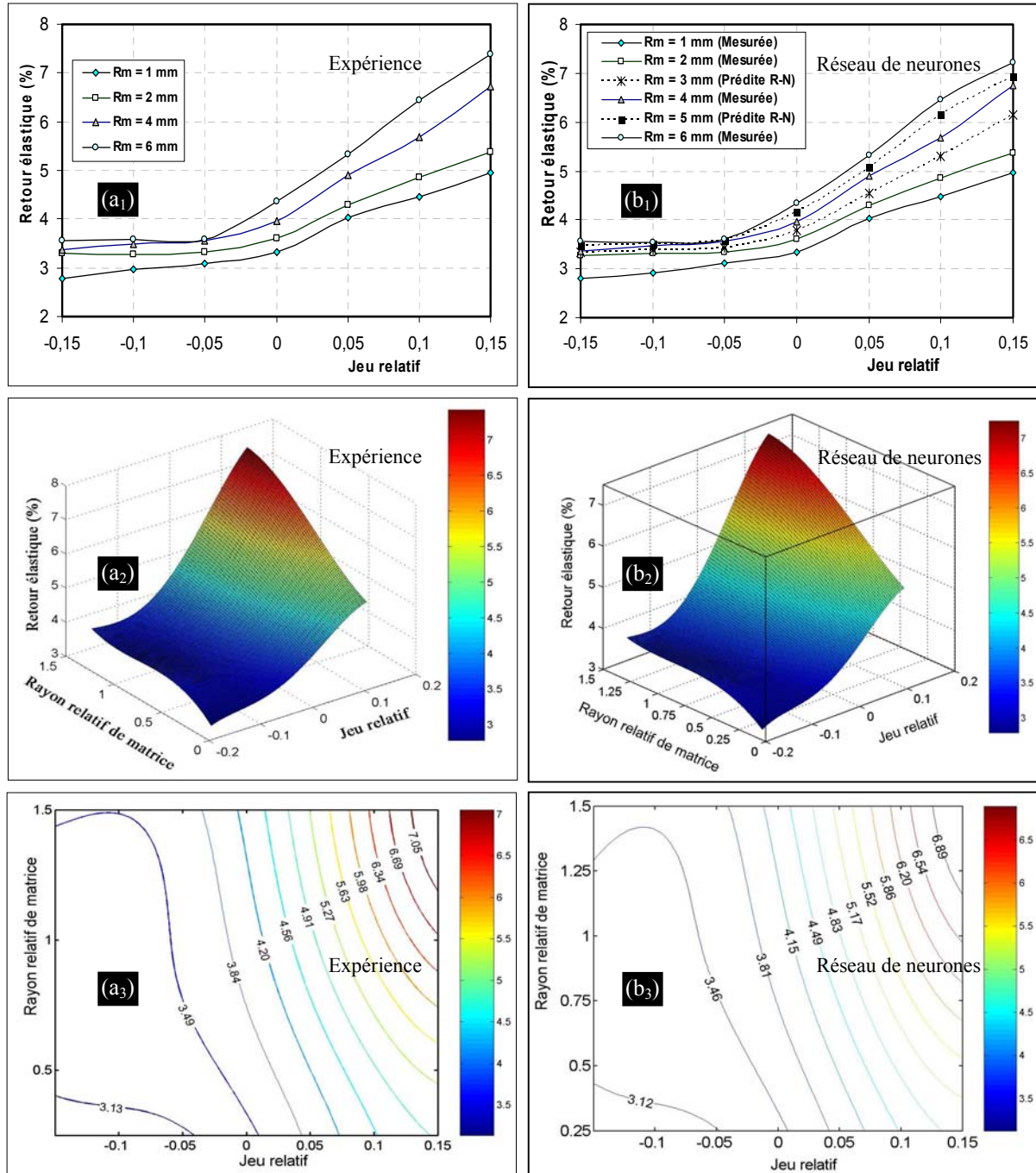


Figure 6.21: Représentation du retour élastique en fonction du jeu et de rayon relatif de matrice par des courbes paramétriques, des surfaces de réponse et des courbes de niveau. **a_i)** Expérience. **b_i)** Réseau de neurones

Nous avons également utilisé des courbes de niveau, figures 6.21.a₃ et 6.21.b₃, pour avoir une représentation du retour élastique sous forme d'iso valeurs dans le domaine de variation de $\bar{R}_m$ et de $\bar{J}$. Cela pourrait servir à la détermination quantitative de la réponse pour toute valeur de $\bar{R}_m$ et de $\bar{J}$ situés dans les intervalles respectifs [0.25, 1.5] et [-0.15, 0.15].

6.5.5 Prédiction de la force de dépliage

On utilise toujours le même réseau de neurones à 6 couches avec 10 neurones par couche. Le coefficient de moment α est égal à 0.6 et le taux d'apprentissage η est de 0.5.

6.5.5.1 Prédiction de l'effort maximal

Dans ce troisième exemple on applique le RNA pour prédire l'effort maximal de dépliage. La figure 6.22 montre la décroissance de l'erreur lors de la phase d'apprentissage avec la convergence de valeur 10^{-5} atteinte pour 10000 itérations.

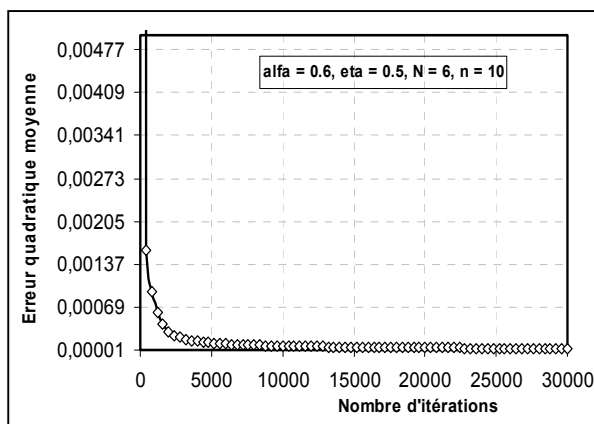


Figure 6.22: Résultat de l'évolution de l'erreur quadratique moyenne au cour des itérations

La prédiction numérique de la force maximale de dépliage et les valeurs mesurées expérimentalement pour tous les points de conceptions sont reportées sur la figure 6.23. Pour une meilleure comparaison des réponses, nous avons superposé les résultats sur le même graphe, où la force maximale $F_{\max}$ est rapportée à la force élastique F_e .

La première constatation concerne l'aptitude et la fiabilité de l'algorithme à prédire cette réponse mécanique à partir d'un certain nombre d'essais. En comparant les sorties prédites et les sorties désirées, on trouve un bon accord et les deux courbes présentées sur la figure 6.23 se trouvent pratiquement confondues avec une erreur minimale.

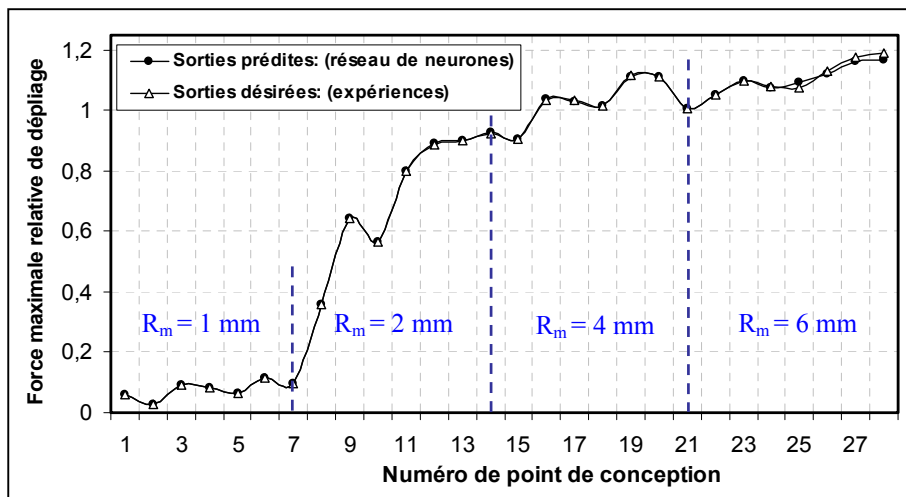


Figure 6.23: Prédiction numérique par le réseau de neurones et mesure expérimentale de la force maximale relative de dépliage

La deuxième constatation concerne la résistance du matériau car on voit que l'effort de dépliage est d'autant plus important que le rayon de matrice est grand. Par contre pour de faibles rayons de matrice ($R_m = 1$ mm) entraînant un fort endommagement du matériau, avec quelquefois l'apparition de fissures, la charge maximale de dépliage est très faible.

Comme pour les autres études, on a représenté sur la figure 6.25 l'évolution de la force maximale de dépliage prédite par RNA en fonction des valeurs expérimentales.

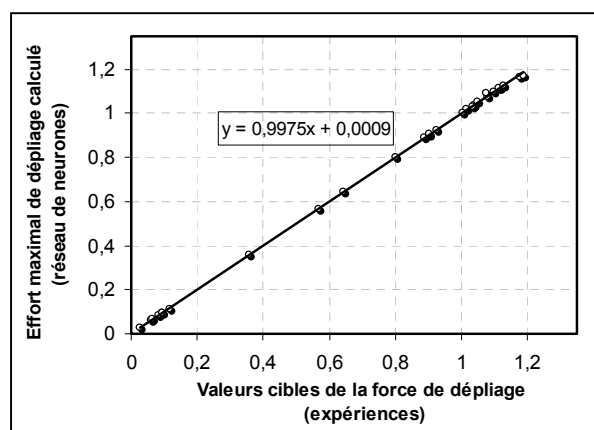


Figure 6.24: Représentation des valeurs de l'effort maximal de dépliage Prédites par le réseau de neurones en fonction des valeurs mesurées

Une régression linéaire montre que tous les points s'alignent sur une droite de pente égale à 0.997 ce qui permet de dire que la valeur prédite est à peu près égale à la valeur cible expérimentale.

L'erreur relative (6.20) entre les deux approches, RNA et expérimentale, varie en fonction du numéro du point de conception suivant la courbe donnée par la figure 6.25. L'erreur est exprimée par:

$$\text{Err}(\%) = \frac{(F_{\text{dép}}^{\text{Exp}} - F_{\text{dép}}^{\text{Pré}})}{F_{\text{dép}}^{\text{Exp}}} \times 100 \quad (6.20)$$

La prédiction numérique par le RNA conduit à des résultats approximativement égaux à ceux mesurés expérimentalement. L'erreur relative représentée par la figure 6.25 montre que son évolution est stable avec une valeur moyenne nulle jusqu'au point de conception 24. La valeur maximale d'environ 1.7% est atteinte pour $J = 0.6$ mm et $R_m = 6$ mm correspondant à la valeur maximale de la force de dépliage dans tout le plan d'expériences.

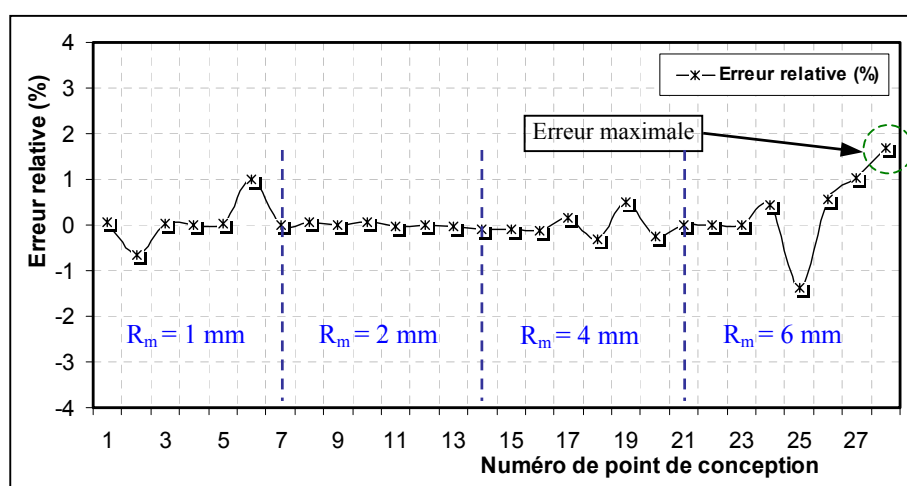


Figure 6.25: Variation de l'erreur relative (%) entre les valeurs maximales de l'effort mesurées expérimentalement et celles prédites par le réseau de neurones ($\epsilon_{\text{max}} = 1.68\%$)

6.5.5.2 Prédiction et optimisation par Surfaces de Réponse

L'objectif est ici de tester le RNA en vue de prédire l'effort maximal pendant l'opération de dépliage et ainsi de pouvoir prédire les valeurs des paramètres optimaux du procédé. Les résultats fournis par RNA seront présentés sous forme de courbes paramétriques, de surfaces de réponse et de courbes de niveaux.

Les variations de l'effort maximal de dépliage en fonction du jeu, paramétré en rayon de matrice, sont reportées sur les figures 6.26.a₁ et 6.26.b₁. On y constate une grande différence entre les résultats pour les petits et les grands rayons de matrice, comme nous l'avons déjà discuté au chapitre V.

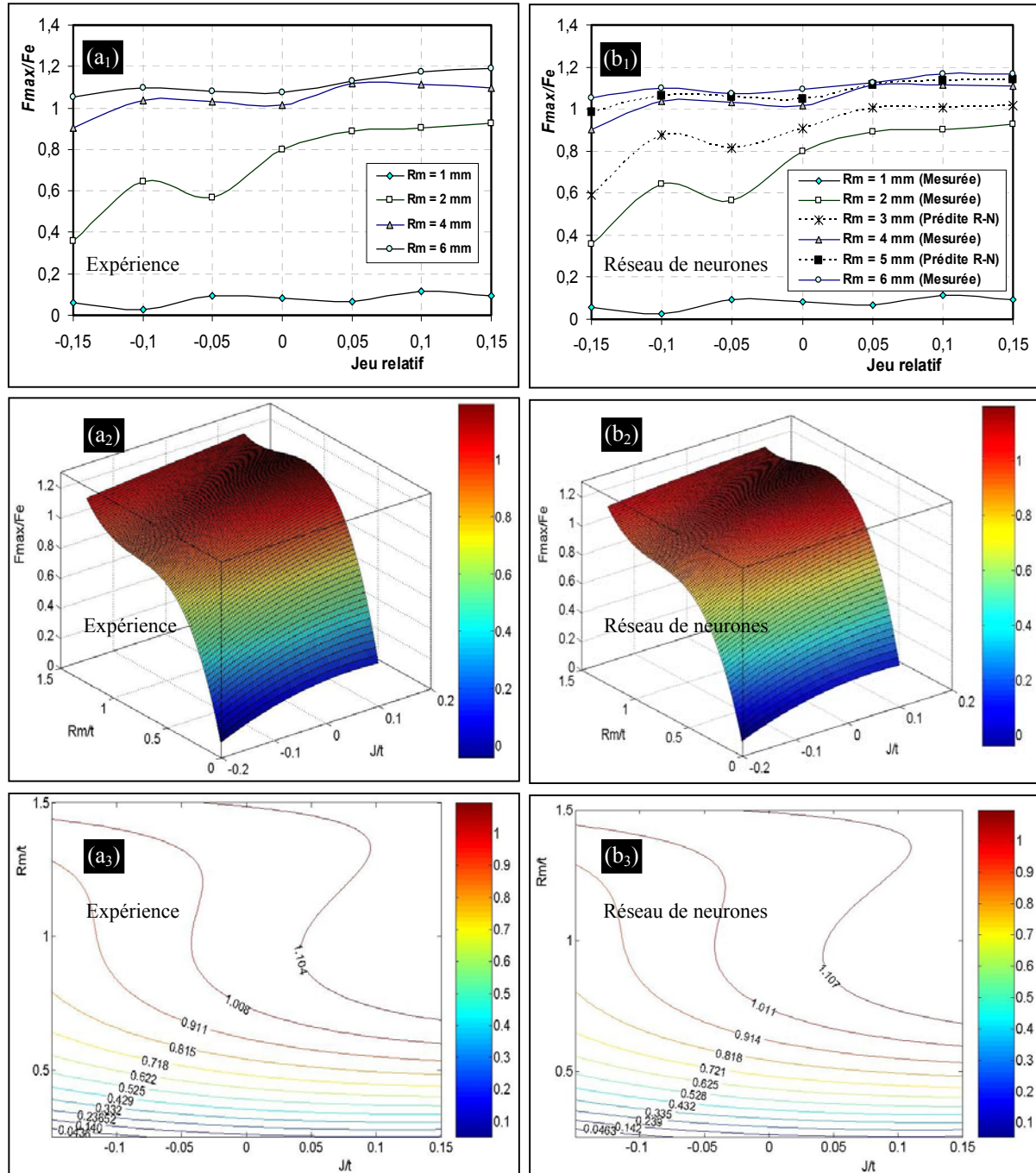


Figure 6.26: Evolution de l'effort maximal de dépliage en fonction du jeu et de rayon de matrice présentée sous forme paramétrique, des surfaces de réponse et des courbes de niveau. **a₁)** Expérience. **b₁)** Réseau de neurones

On a représenté le comportement du RNA par les courbes de la figure 6.26.b₁. Toutes les réponses trouvées évoluent de la même manière que les résultats expérimentaux. Les réponses prédites pour les rayons fictifs des matrices non expérimentés 3 mm et 5 mm, se situent bien entre les courbes correspondant aux rayons de matrice de 2 et 4 mm et ceux de 4 et 6 mm ayant servi à l'apprentissage

Les surfaces de réponse (expérimentale et numérique par RNA) des figures 6.26.a₂ et 6.26.b₂ qui traduisent les variations de l'effort maximal de dépliage présentent des évolutions identiques. Comme on l'a remarqué dans le paragraphe 4.5.4 du chapitre IV, la force maximale de dépliage est plus fortement influencée par R_m que par le jeu J , ce qui est bien représenté par les prédictions du RNA.

Le tableau 6.3 résume les valeurs optimales des paramètres du procédé et de la fonction coût fournies par le RNA et l'expérience à l'issue d'un calcul d'optimisation global.

Paramètres optimaux	$(J/t)_{opt}$	$(R_m/t)_{opt}$	$(F_{max}/F_e)_{opt}$
Expérience	0.123	0.775	1.224
Réseau de neurones	0.126	0.775	1.227

Tableau 6.3: Valeurs optimales de la fonction coût et des paramètres du procédé

Pour avoir une représentation quantitative de la force maximale de dépliage dans l'espace de conception défini par R_m/t et J/t , on a tracé les lignes d'iso valeurs sur les figures 6.27.a₃ et 6.27.b₃. L'analyse de ces courbes permet de bien localiser le maximum global de l'effort de dépliage, situé dans le domaine $[0.7, 1]$ pour $\bar{R}_m$ et $[0.05, 0.15]$ pour $\bar{J}$. Une comparaison entre les lignes de niveau prédites par RNA et obtenues par expériences montre un bon accord entre les deux résultats et valide le réseau de neurones adopté, avec ses "réglages".

6.5.6 Etude du choc dynamique

Comme dernier exemple, nous avons utilisé l'algorithme de réseau de neurones pour la prédiction de l'effort maximal de choc dynamique avec les mêmes paramètres ajustés que ceux appliqués dans les études précédentes. On se sert des valeurs expérimentales du paragraphe 4.6 pour faire l'apprentissage du RNA avec l'algorithme de retropropagation.

6.5.6.1 Charge maximale

L'évolution de l'erreur d'apprentissage au cours des itérations est représentée sur la figure 6.27 avec une valeur cible de convergence limitée à 10^{-5} .

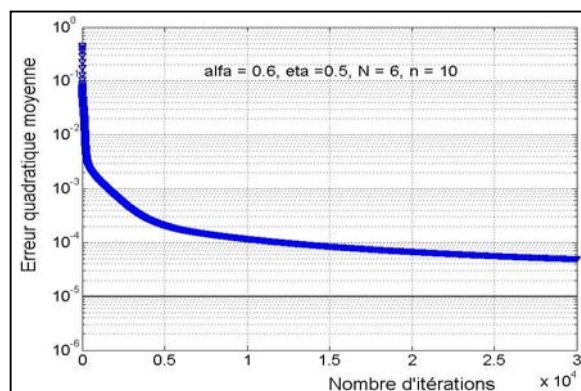


Figure 6.27: Courbe d'apprentissage. Convergence de l'erreur quadratique moyenne au cours des itérations

Ce résultat montre une phase de décroissance rapide de l'erreur quadratique moyenne jusqu'à 10000 itérations puis elle devient presque stable pour le reste de la simulation, mais n'arrive pas à atteindre la valeur cible.

Expérimentalement, les efforts mesurés sont obtenus par des essais dynamiques réalisés avec un mouton de Charpy sur les éprouvettes décrites au paragraphe 4.6 du chapitre IV. Les essais ont porté sur des éprouvettes réalisées avec des rayons de matrice 2, 4 et 6 mm et des jeux compris entre -0.6 mm et + 0.6 mm avec un pas de 0.2 mm. Les deux courbes de la force maximale dynamique en fonction du numéro du point de conception sont tracées sur la figure 6.28.

Leur superposition montre que le réseau de neurones fournit des résultats pour l'effort de choc, tout à fait comparables aux essais. On remarquera l'effet du rayon de matrice sur la résistance au choc des éprouvettes: en relation avec l'endommagement croissant du matériau, de faibles rayons de matrice entraînent une faible résistance au dépliage dynamique.

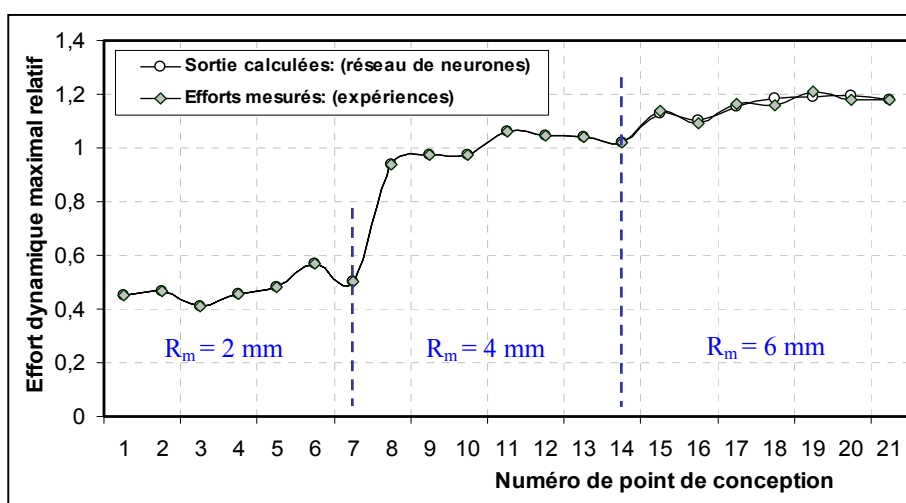


Figure 6.28: Comparaison des efforts dynamiques réels (expérience) et prédits par le réseau de neurones en fonction du numéro du point de conception

Sur la figure 6.29 nous avons reporté la correspondance entre les valeurs du RNA et les expériences. La comparaison des réponses numériques et expérimentales ne montre pas de différence significative, ce qui permet de valider le choix du RNA avec l'algorithme de *rétro propagation* pour tout type de problème de mise en forme.

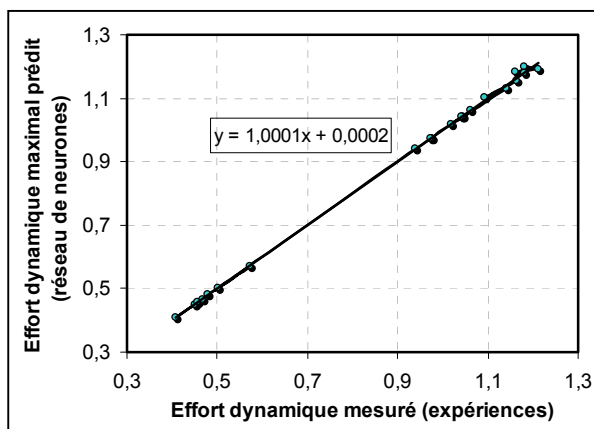


Figure 6.29: Force maximale relative de choc estimée par le réseau de neurones en fonction de l'effort obtenu par les expériences

La précision des prédictions des valeurs des efforts dynamiques, est caractérisée par l'erreur relative donnée par :

$$\text{Err}(\%) = \frac{(F_{\text{dyn}}^{\text{Exp}} - F_{\text{dyn}}^{\text{Pré}})}{F_{\text{dyn}}^{\text{Exp}}} \times 100 \quad (6.21)$$

La figure 6.30 illustre l'évolution de l'erreur en fonction du point de conception. Cette erreur est stable pour les deux rayons de matrice 2 et 4 mm. Mais présente de grandes fluctuations pour un rayon de pli de 6 mm avec une valeur maximale de 1.95% atteinte au 18^{ème} point de conception ($J = 0$ et $R_m = 6$ mm).

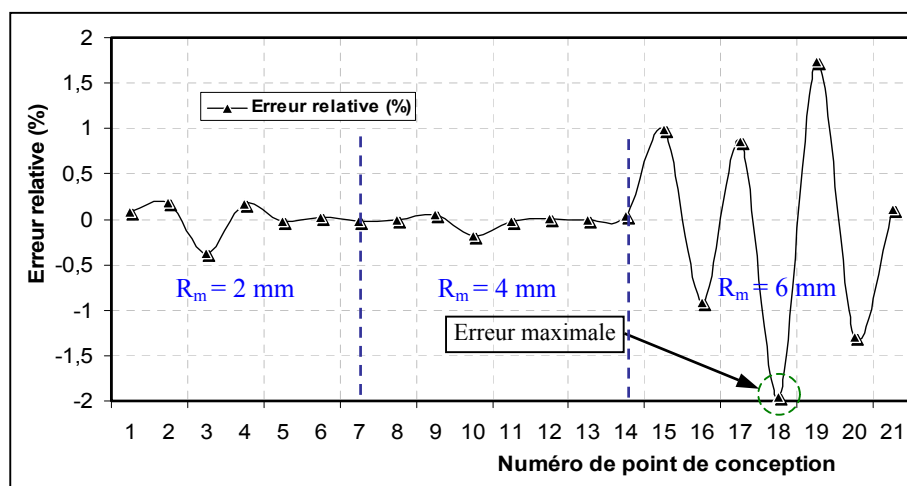


Figure 6.30: Evolution de l'erreur relative (%) entre les valeurs de sortie réelles de l'effort maximal de choc et les valeurs prédites par le réseau de neurones ($\epsilon_{\text{max}} = 1.95\%$)

6.5.6.2 Approximation de la force dynamique

On cherche à vérifier par le RNA l'influence des paramètres du procédé, rayon de matrice et jeu tôle/outillage, sur le comportement au choc dynamique des éprouvettes pliées. Les valeurs sont rapportées à la force élastique déduite d'un essai de traction.

Les figures 6.31.a₁-a₂-a₃ sont relatives aux expériences et les figures 6.31.b₁-b₂-b₃ sont relatives aux valeurs prédites par le RNA. Compte tenu des excellentes correspondances des graphes en regard, on pourra prédire avec une précision acceptable le comportement d'éprouvettes réalisées avec d'autres valeurs des paramètres du procédé de pliage. Par exemple, les prédictions concernant les rayons $R_m = 3$ et 5 mm (lignes pointillées) reportées sur la figure 6.31.b₁ montrent une bonne insertion des valeurs dans le réseau de courbes. Pour les trois rayons de pliage 2, 4 et 6 mm, les évolutions de la force dynamique maximale prédite par le réseau de neurones et celle obtenue par des expériences sont analogues.

Une représentation globale de l'effort a été faite par des surfaces de réponse sur les figures 6.31.a₂ et 6.31.b₂ en choisissant une approximation d'ordre quatre qui approche bien tous les points du plan d'expériences. Comme on l'a déjà montré, les graphes montrent la grande influence du rayon de matrice dont les faibles valeurs ne favorisent pas la résistance au choc. La maximisation des deux fonctions objectives, expérimentale et prédite par RNA, correspondant au choc maximal conduit aux résultats du tableau 6.4.

Paramètres optimaux	(J/t) _{opt}	(Rm/t) _{opt}	(Fmax/Fe) _{opt}
Expérience	0.084	1.35	1.2594
Réseau de neurones	0.084	1.35	1.2601

Tableau 6.4: Comparaison des valeurs de la force maximale de choc

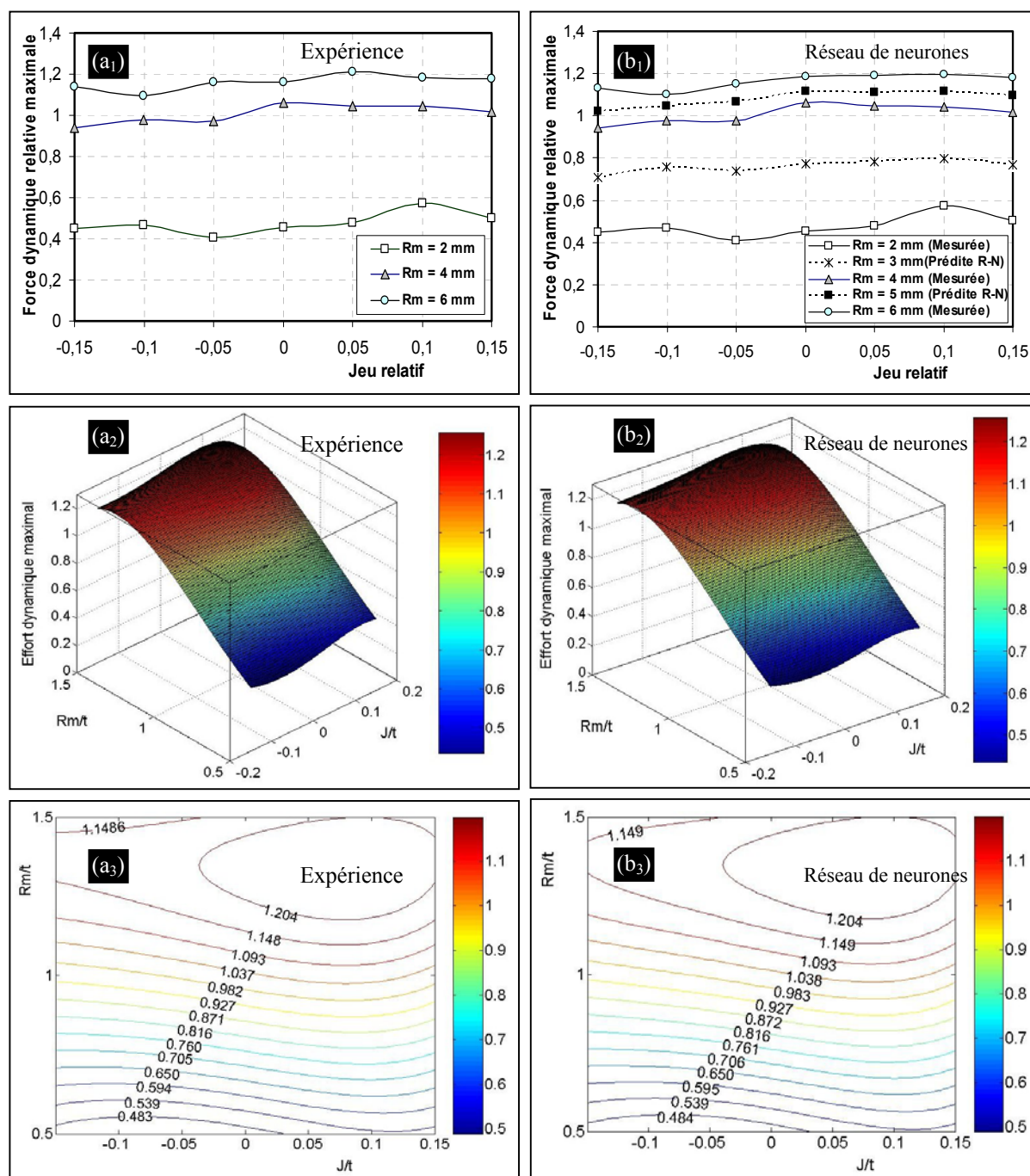


Figure 6.31: Evolution de la force maximale relative de choc dynamique en fonction des paramètres du procédé: (a₁, b₁) Courbes paramétriques. (a₂, b₂) Surfaces de réponse. (a₃, b₃) Courbes de niveau

Les courbes de niveau des figures 6.31.a₃ et 6.31.b₃ permettront de localiser les optima dans le domaine faisable en illustrant l'influence des paramètres du procédé R_m et J , sur la tenue mécanique des pièces. On pourra ainsi améliorer les propriétés du produit lorsque de nouvelles caractéristiques géométriques seront imposées aux pièces. On constatera que l'utilisation des petits rayons de pliage des éprouvettes est défavorable quel que soit le jeu utilisé.

6.6 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons mis en place un modèle numérique basé sur l'utilisation de

Réseaux de Neurones Artificiels. Différentes applications ont été présentées afin de valider l'algorithme développé. Les études ont concerné le procédé ainsi que le comportement des pièces en acier H.L.E pendant leur mise en forme par pliage et leur comportement en service. L'objectif était d'établir des modèles numériques qui permettent de prédire les différentes réponses mécanique et géométrique tel que les efforts de pliage, de dépliage, de choc dynamique et enfin le retour élastique.

Dans un premier temps nous avons effectué un réglage des paramètres du réseau liant le taux d'apprentissage η et le coefficient de moment α , au nombre de neurones n et au nombre de couches N . On a montré qu'un choix convenable des paramètres a une grande influence sur la convergence de l'algorithme et la rapidité du calcul. Leur ajustement peut être aisément effectué sous forme d'une étude paramétrique en faisant varier à chaque fois un paramètre en gardant les autres constants. Dans ce problème multi variables, on a trouvé que 6 couches cachées comportant chacune 10 neurones est suffisant pour une "bonne" architecture du réseau. Ces choix ont permis d'améliorer la stabilité de l'algorithme par descente de gradient, ainsi que sa vitesse de convergence pour minimiser l'erreur quadratique moyenne après apprentissage.

Les résultats des applications traitées, efforts de pliage, de dépliage, de choc et retour élastique, permettent de conclure que le RNA donne une bonne prédiction des réponses lorsque l'apprentissage est fait à partir d'essais expérimentaux. Les comparaisons des résultats prédits par le réseau de neurones aux résultats expérimentaux sont en bon accord. Ils ont montré l'adéquation de cette approche pour les prédictions du comportement de pièces mises en forme par pliage et l'optimisation du procédé.

Chapitre VII

Optimisation des paramètres du procédé

7.1 Introduction

Le procédé de pliage des tôles métalliques, comme autres opérations de mise en forme, dépend des caractéristiques mécaniques du matériau et du choix approprié des outils associés aux paramètres du procédé. Dans l'industrie, la demande croissante de la qualité des pièces conduit à l'optimisation du procédé dans le but d'obtenir des produits fiables. Ceci peut être réalisé par la minimisation des champs de contrainte et du dommage dans le matériau à la fin de la phase de pliage, ainsi que la réduction des efforts appliqués par l'outillage et l'optimisation du retour élastique.

Dans ce travail, nous avons cherché à optimiser les paramètres du procédé de pliage par tombé de bord, afin de minimiser certaines fonctions objectives. Les deux paramètres considérés sont le rayon de matrice et le jeu entre les outils et la tôle. Le procédé est simulé numériquement par la méthode des éléments finis et avec une loi de comportement élastoplastique du matériau couplée avec la formulation du dommage de Lemaître. Les résultats de ces simulations sont décrits dans le chapitre V. Les fonctions objectives représentent les valeurs maximales de la contrainte de von Mises et du dommage. Elles seront analysées au moyen de plans d'expériences numériques qui permettant de définir des approximations des fonctions objectives. Ceci est mis en oeuvre en utilisant la méthode des surfaces de réponse.

Dans ce chapitre on cherche à optimiser les fonctions objectives issues de la simulation numérique et des essais expérimentaux dans le cas d'une mise en forme des pièces par pliage. La procédure d'optimisation est basée sur l'utilisation des trois méthodes de minimisation:

- ❑ Une approche globale
- ❑ Une approche locale d'optimisation basée sur l'Approximation Diffuse
- ❑ Méthode des stratégies d'évolution

Outre les contraintes et le dommage, deux nouvelles fonctions objectives seront étudiées en vue de la minimisation de l'angle du retour élastique et de l'effort maximal de pliage. Les deux fonctions objectives sont déterminées par des plans d'expériences basés sur des mesures expérimentales présentées au chapitre IV.

Les résultats de chaque méthode d'optimisation sont comparés aux autres en vue de tester leur efficacité et leur aptitude à déterminer les valeurs optimales des paramètres du procédé, d'une manière précise et rapide.

7.2 Procédure d'optimisation par Approximation Diffuse

La méthode d'optimisation par surface de réponse basée sur l'approximation diffuse est fréquemment utilisée pour la résolution des problèmes mécaniques comme une alternative à la

méthode des éléments finis. Dans l'optimisation des procédés industriels, les fonctions objectives sont rarement connues en terme des fonctions mathématiques car elles peuvent être définies expérimentalement ou numériquement à partir de simulations. Elles sont alors approchées par des fonctions analytiques à partir de la connaissance des valeurs de la réponse en quelques points de conception, puis construites au moyen d'approximation.

7.2.1 Formulation matricielle de base de l'Approximation Diffuse en 2D

Dans cette section nous présentons l'approximation diffuse en 2D sur la base polynomiale quadratique:

$$\tilde{f} = c + \bar{H}\vec{b} + \frac{1}{2}\bar{H}[A]\bar{H}^T \quad (7.1)$$

$$\vec{b} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial f}{\partial x} \\ \frac{\partial f}{\partial y} \end{Bmatrix} \quad \text{et} \quad [A] = \begin{bmatrix} \frac{\partial^2 f}{\partial^2 x} & \frac{\partial^2 f}{\partial y \partial x} \\ \frac{\partial^2 f}{\partial x \partial y} & \frac{\partial^2 f}{\partial^2 y} \end{bmatrix} \quad \text{et} \quad \bar{H} = \langle h \quad k \rangle \quad (7.2)$$

qui peut s'écrire:

$$\tilde{f}(x) = \bar{P}(x)\bar{a}^T(x) \quad (7.3)$$

avec:

$$\bar{P}(x_i) = \left\langle 1 \quad (x_i - x_0) \quad (y_i - y_0) \quad \frac{1}{2}(x_i - x_0)^2 \quad (x_i - x_0)(y_i - y_0) \quad \frac{1}{2}(y_i - y_0)^2 \right\rangle \quad (7.4)$$

$$\bar{a} = \langle a_0 \quad a_1 \quad a_2 \quad a_3 \quad a_4 \quad a_5 \rangle \quad (7.5)$$

Nous cherchons les coefficients a_i de l'approximation $\tilde{f}$ de la fonction $f(x)$ avec des bases polynomiales $\bar{P}(x)$ et les valeurs de la fonction f sur une collection de points x_i "voisins" du point x .

Les coefficients $\bar{a}(x)$ sont déterminés par minimisation de l'expression ci-dessous:

$$J(\bar{a}) = \sum_{i=1}^m w_i (f_i - \bar{P}(x)\bar{a}^T(x))^2 = \frac{1}{2} (\bar{F} - \bar{P}\bar{a}^T)^T (\bar{F} - \bar{P}\bar{a}^T) w_i \quad (7.6)$$

Les w_i sont des coefficients de pondération qui, dans notre cas, ont pour valeurs $w_i = 1$, $J(\bar{a})$ est l'erreur entre la fonction d'approximation et la fonction "réelle".

La minimisation de $J(\bar{a})$ permet de calculer $\bar{a}(x)$:

$$\bar{a}(x) = [A]^{-1}[B]\bar{Z} \quad (7.7)$$

avec:

$$A = \bar{P}^T [W] \bar{P} \text{ et } B = [P]^T [W] \quad (7.8)$$

où

$$W = \begin{bmatrix} w(x_1) & & & 0 \\ & w(x_2) & & \\ & & \ddots & \\ 0 & & & w(x_i) \end{bmatrix} \text{ et } P = \begin{bmatrix} \langle P(x_1) \rangle \\ \vdots \\ \langle P(x_i) \rangle \end{bmatrix} \quad (7.9)$$

En 2 dimensions, la matrice $[A]$ et le vecteur $\bar{b}$ peuvent s'écrire sous la forme:

$$[A] = \begin{bmatrix} a_3 & a_4 \\ a_4 & a_5 \end{bmatrix} \text{ et } \bar{b} = \begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \end{Bmatrix} \quad (7.10)$$

Après une itération, le nouveau point courant est donné par résolution d'un système linéaire en dimension 2D.

$$\bar{X}_{\text{new}} = \bar{X}_0 + \bar{H} \quad (7.11)$$

avec:

$$\tilde{f}(\bar{X}_0 + \bar{H}) = (0,0) \Rightarrow \bar{H} = -[A]^{-1} \bar{b} \quad (7.12)$$

7.2.2 Algorithme d'optimisation

Nous utilisons l'approximation diffuse (AD) pour représenter la surface de réponse de la fonction $f(x)$. Dans l'expression $\tilde{f}(x) = \bar{P}(x) \bar{a}^T(x)$ les coefficients $\bar{a}$ sont des fonctions de $\bar{x}$. Une approximation quadratique de la surface de réponse peut être obtenue en considérant les coefficients a_i comme des constantes durant la même itération. Dans ce cas, le point extrême de la surface approchée est donnée explicitement en fonction des coefficients a_i calculés pour un point de départ x_0 .

Le nouveau point courant est donné par la résolution d'un système linéaire de dimension n .

$$\Delta \bar{x} = -[H]^{-1} \bar{b} \quad (7.13)$$

Les coefficients $\bar{a}$ sont recalculés itérativement:

Le schéma de calcul est:

- ❑ Actualisation de la position du point courant: $\bar{x}_{i+1} = \bar{x}_i + \Delta \bar{x}_i$
- ❑ Evaluation de $f(\bar{x})$ au voisinage de $\bar{x}^{i+1}$.
- ❑ Calcul des coefficients $\bar{a}$
- ❑ Calcul du nouvel accroissement Δx^{i+1}
- ❑ Si $|\Delta \bar{x}| \leq \xi$ stop sinon recommencer.

Le processus itératif s'arrête quand les points successifs sont confondus avec certaine tolérance $|\Delta \bar{x}| \leq \xi$. Le point extrême est donné directement par l'analyse du Hessian de la fonction approchée.

L'algorithme consiste donc à faire avancer une "tête chercheuse", centrée autour du point courant (pattern TCR9 à 9 noeuds) donnée sur la figure 7.1.

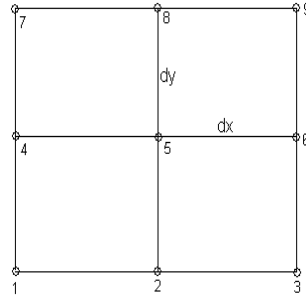


Figure 7.1: Tête chercheuse de type TCR9 (à 9 points)

7.3 Applications numériques

7.3.1 Minimisation de la contrainte et du dommage

Les fonctions caractéristiques qui ont été choisies comme premières applications dans cette analyse d'optimisation représentent la contrainte maximale de von Mises et la valeur du dommage dans les zones critiques les plus sollicitées de l'éprouvette (figure 5.15 du chapitre V). Rappelons que ces valeurs maximales apparaissent au niveau des arrondis du trou oblong de l'éprouvette trouée. La contrainte équivalente apparaît à l'intérieur du pli du côté des fibres comprimées alors que le dommage maximal est localisé sur la surface externe de la zone pliée.

Une étude d'optimisation est effectuée dans le but de chercher les valeurs optimales des paramètres géométriques du procédé permettant de minimiser les deux fonctions coût. Les deux variables de conception retenues sont les valeurs relatives du rayon de matrice $\bar{R}_m$ et du jeu résiduel $\bar{J}$ entre le poinçon et la tôle. Elles varient respectivement dans les intervalles $0.25 \leq \bar{R}_m \leq 1.5$ et $-0.15 \leq \bar{J} \leq 0.15$. De la même manière, la fonction objective de la contrainte équivalente est ramenée à une valeur adimensionnelle. Elle est normalisée par rapport à la limite élastique σ_e du matériau lors d'un essai de traction uni-axiale permettant de définir la fonction contrainte relative:

$$\bar{\sigma}_{vM} = \frac{\sigma_{vM}}{\sigma_e} \quad (7.14)$$

Le problème d'optimisation se formule comme suit:

$$\text{Minimiser} \quad \bar{\sigma}_{vM} = f_1(\bar{R}_m, \bar{J}) \quad (7.15.a)$$

$$\text{Minimiser} \quad D = f_2(\bar{R}_m, \bar{J}) \quad (7.15.b)$$

Avec les contraintes d'inégalité

$$0.25 \leq \bar{R}_m \leq 1.5 \quad -0.15 \leq \bar{J} \leq 0.15 \quad (7.15.c)$$

La méthode des surfaces de réponse est utilisée pour des représentations polynomiales des fonctions approchées. Les expressions analytiques des deux fonctions objectives à étudier sont illustrées dans le paragraphe 5.6.3.2 du chapitre V.

Le schéma général d'optimisation est donné sur la figure 7.2 ci dessous.

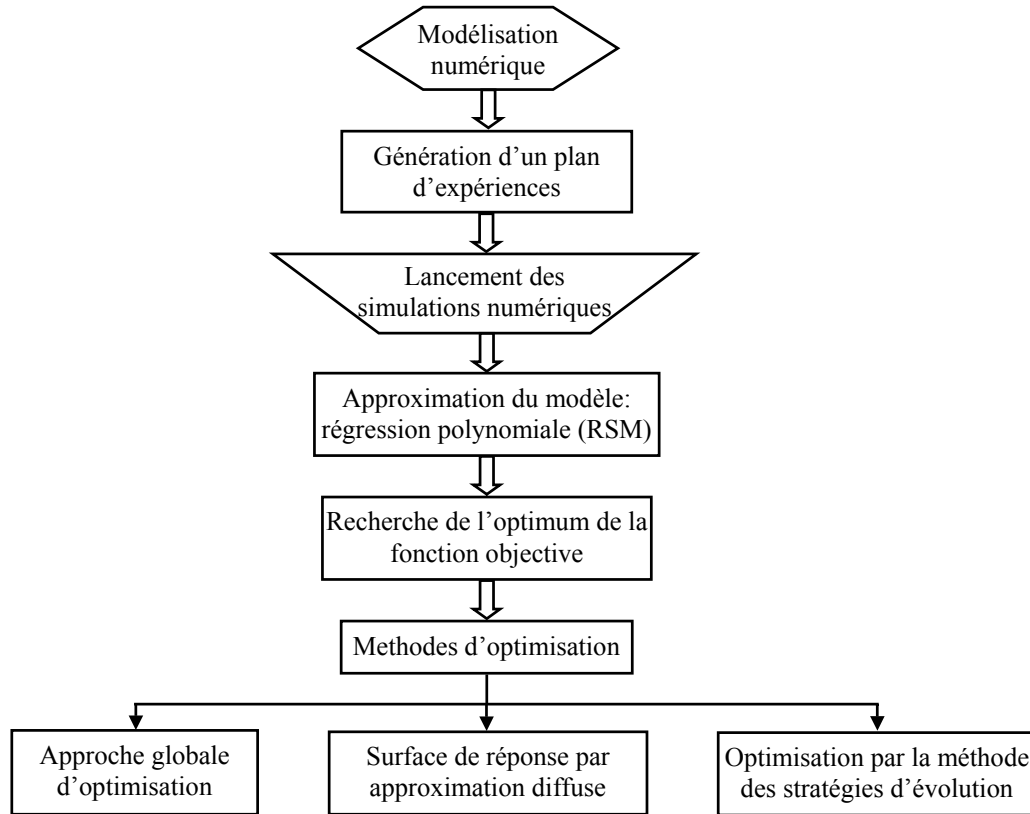


Figure 7.2: Diagramme d'optimisation

7.3.1.1 Résultats d'optimisation par l'Approche Globale

Le principe est de déterminer les valeurs optimales du rayon de matrice et du jeu qui donnent le minimum d'endommagement et de contrainte. Pour ce faire, nous construisons les deux surfaces de réponse qui correspondent aux deux fonctions objectives.

Les optimums globaux seront déterminés par une évaluation des valeurs de la fonction objectives aux points situés à l'intérieur du domaine de faisabilité. Ce dernier est échantillonné par une grille régulière de 100×100 points correspondant à une discrétisation de chaque intervalle de variation des paramètres du procédé.

L'organigramme correspondant est celui de la figure 7.3.

La valeur minimale du dommage est de 0.03521. Ce minimum global correspond aux coordonnées suivants: $\bar{R}_m = 0.7625$ et $\bar{J} = -0.03299$. Cette approche est encore appliquée pour la minimisation de la contrainte relative de von Mises. La solution optimale est obtenue pour une valeur de contrainte égale à 1.3259 correspondant aux valeurs des paramètres géométriques du procédé: $\bar{R}_m = 1.2875$ et $\bar{J} = 0.15$.

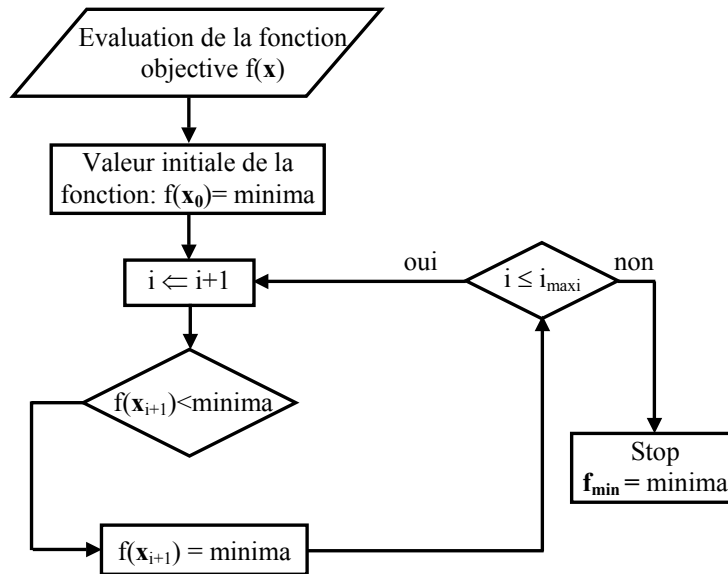


Figure 7.3: Recherche du minimum global de la fonction objective

Comme prévu, les deux points optimaux ne sont pas coïncidents car les valeurs maximales de la contrainte équivalente et du dommage ne sont pas atteintes au même point matériel dans l'éprouvette (figure 5.15 du chapitre V). Il s'ensuit que deux études différentes doivent être développées et qu'une optimisation multi objectif est nécessaire si on veut minimiser à la fois dommage et contrainte.

7.3.1.2 Résultats d'optimisation par Approximation Diffuse [Ben-04]

a- MINIMISATION DU DOMMAGE

Dans cette partie, pour minimiser la fonction objective du dommage, nous avons adopté une méthode d'optimisation par surfaces de réponse basée sur l'approximation des éléments diffus. Les limites fixées dans cette étude sont $\bar{R}_{m_{\min}} = 0.25$, $\bar{R}_{m_{\max}} = 1.5$, $\bar{J}_{\min} = -0.15$ et $\bar{J}_{\max} = 0.15$. Nous avons utilisé une tête chercheuse à 3 points de type TCR9 avec un pas de 0.1 pour $\bar{R}_m$ et 0.01 pour $\bar{J}$. La tolérance sur la variation de la fonction coût pour sa convergence est de 10^{-4} .

La figure 5.23 (chapitre V) montre l'évolution du dommage dans l'élément fini le plus sollicité situé aux arrêtes supérieures des arrondis du trou oblong (élément 6 de la figure 5.19). Il existe un minimum de la valeur du dommage obtenu pour une valeur relative du rayon de matrice égale à 0.7683 et un jeu relatif de -0.0039.

La valeur minimale de la fonction coût trouvée est $D_{\min} = 0.03655$. Ces valeurs correspondent à un point initial d'évaluation P_1 pour l'optimisation défini par les paramètres initiaux $\bar{R}_{m1} = 0.1$ et $\bar{J}_1 = 0.1$. Si on compare cette solution aux valeurs optimales déterminées par l'approche globale du paragraphe 7.3.1.1, on constate qu'elles sont très proches.

Un deuxième point initial P_2 initiant la boucle d'optimisation est testé avec $\bar{R}_{m2} = 0.5$ et $\bar{J}_2 = 0.1$. La valeur optimale du dommage obtenue est $D_{\min} = 0.1445$. Elle est atteinte pour les valeur relatives des deux paramètres $\bar{R}_m = 0.8344$ et $\bar{J} = 0.1186$. On constate une différence entre les résultats correspondant aux points P_1 et P_2 . Ceci est du à la présence de

minima locaux vers lesquels le point mobile converge.

Un troisième essai a été fait au point initial P_3 de coordonnées $\bar{R}_{m3} = 0.5$ et $\bar{J}_3 = -0.1$. Dans ce cas, le minimum obtenu par cette technique est $D_{\min} = 0.03656$ pour $\bar{R}_m = 0.7683$ et $\bar{J} = -0.339$.

En observant la surface de réponse présentée par la figure 5.23 du dommage dans le chapitre V en fonction des deux paramètres du procédé, nous pouvons constater la présence de deux ou plusieurs minima locaux. Ils montrent bien que la surface n'est pas convexe et ainsi que la recherche de la valeur de l'optimum global devrait s'effectuer avec plusieurs points initiaux bien dispersés dans le domaine de faisabilité.

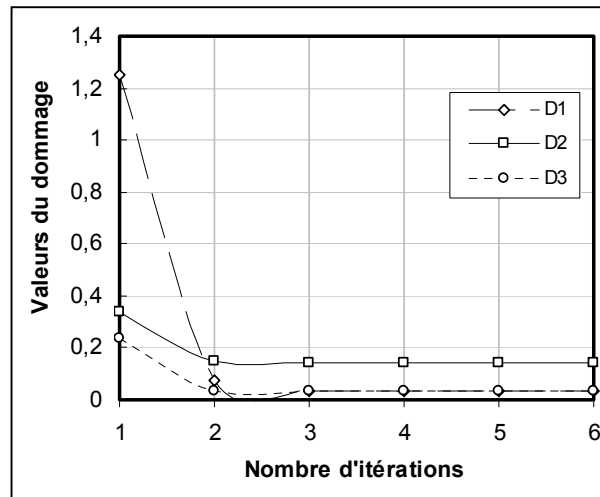


Figure 7.4: Evolution du dommage en fonction des itérations

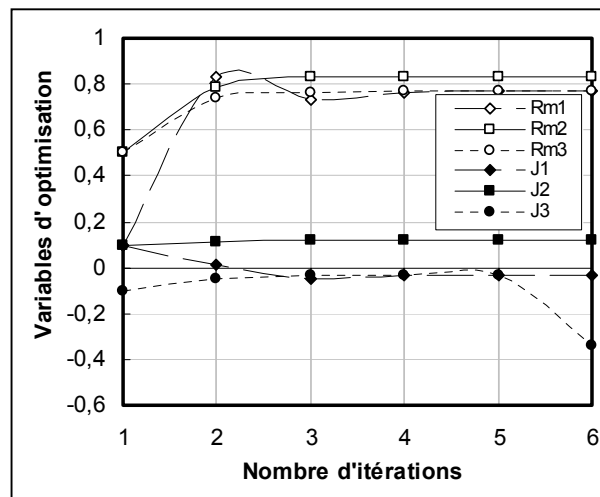


Figure 7.5: Evolution des paramètres du procédé en fonction des itérations

La figure 7.4 montre les allures des courbes de minimisation de la fonction objective en fonction des itérations alors que la figure 7.5 illustre la variation du jeu et du rayon de matrice en fonction des itérations. Les 3 cas reportés sur les deux figures précédentes correspondent aux points $P_1(\bar{R}_{m1}, \bar{J}_1)$, $P_2(\bar{R}_{m2}, \bar{J}_2)$ et $P_3(\bar{R}_{m3}, \bar{J}_3)$. On y a représenté les évolutions des paramètres du procédé durant le processus de minimisation du dommage. La convergence vers les valeurs optimales des paramètres de pliage est rapidement atteinte au bout de 6

itérations. Après deux ou trois itérations les courbes commencent à se stabiliser et les solutions optimales sont obtenues, ce qui montre la fiabilité et la robustesse de l'algorithme d'optimisation utilisé.

Sur la figure 7.4 on peut noter que les courbes d'évolution du dommage présentent les mêmes allures avec une convergence rapide vers la valeur optimale qui est dans ce cas très faible. En conclusion, si on veut minimiser le dommage apporté au matériau par le pliage, les paramètres du procédé devraient avoir les valeurs optimisées calculées ci dessus.

b- MINIMISATION DE LA CONTRAINTE DE VON MISES

Comme dans l'étude précédente, la méthode des surfaces de réponse et approximation diffuse est appliquée pour minimiser la contrainte équivalente de von Mises. Les bornes de variation des paramètres sont conservées ainsi que le type et la taille de pas de la tête chercheuse.

L'évolution de la contrainte relative dans l'élément fini le plus chargé est reportée sur la figure 5.22 du chapitre V. Cette réponse mécanique est localisée dans la surface interne du pli du côté des fibres comprimées (élément 1 de la figure 5.19). Sa valeur optimale est située dans le domaine de conception pour des valeurs relatives du jeu et du rayon de matrice qui sont différentes de ceux trouvés pour la fonction dommage. $\bar{\sigma}_{vM_opt}$ vaut 1.3462, valeur obtenue pour les paramètres du procédé: $\bar{R}_m = 1.3081$ et $\bar{J} = 0.1294$.

Pendant la phase d'optimisation, l'évaluation de $\bar{\sigma}_{vM}$ en fonction des itérations est reportée sur la figure 7.6. Les valeurs optimales sont atteintes après cinq itérations. Les valeurs minimales trouvées par cette approche, en partant de 3 points initiaux P_1 , P_2 et P_3 sont:

$$\bar{\sigma}_{vM1_min} = 1.3462, \bar{\sigma}_{vM2_min} = 1.3389 \text{ et } \bar{\sigma}_{vM3_min} = 1.3435$$

La différence relative entre ces trois résultats est de l'ordre de 0.6%, mais ils diffèrent légèrement de la valeur optimale déterminée par l'approche globale du paragraphe 7.3.1.1 qui est de 1.3259.

La figure 7.6 montre que le choix du point d'initialisation de l'algorithme a une influence sur la convergence du processus d'optimisation vers la solution optimale. Si l'optimum a été bien obtenu pour la contrainte de von Mises, ce n'était pas le cas pour l'optimisation du dommage. Comme déjà dit, ceci est dû à la surface de réponse la figure 5.23 du chapitre V, qui présente plusieurs minima locaux très voisins.

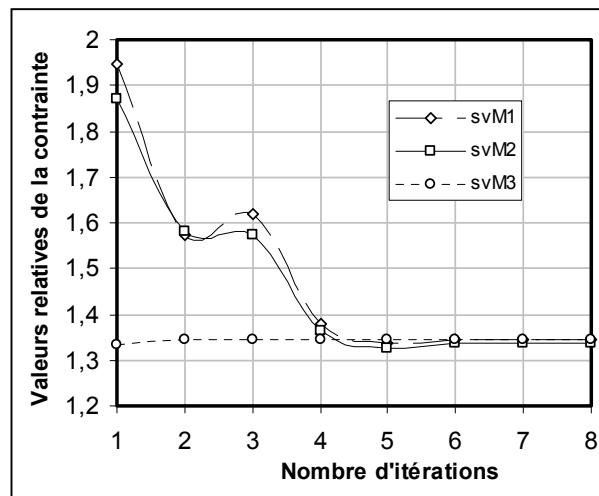


Figure 7.6: Evaluation de la contrainte relative de von Mises en fonction des itérations

Les courbes d'évolution des paramètres $\bar{R}_m$ et $\bar{J}$ au cours des itérations sont données par les figures 7.7.a et 7.7.b ci-dessous. On constate que cet algorithme basé sur l'approximation des éléments diffus conduit à une convergence rapide vers les valeurs optimales des paramètres. Comme précédemment, 5 itérations suffisent. Les valeurs des paramètres géométriques optimaux obtenues aux points initiaux, P_1 , P_2 et P_3 permettant de minimiser cette réponse sont respectivement:

$$(\bar{R}_{m1} = 1.3081, \bar{J}_1 = 0.1294), (\bar{R}_{m2} = 1.31, \bar{J}_2 = 0.1286) \text{ et } (\bar{R}_{m3} = 1.331, \bar{J}_3 = 0.0992).$$

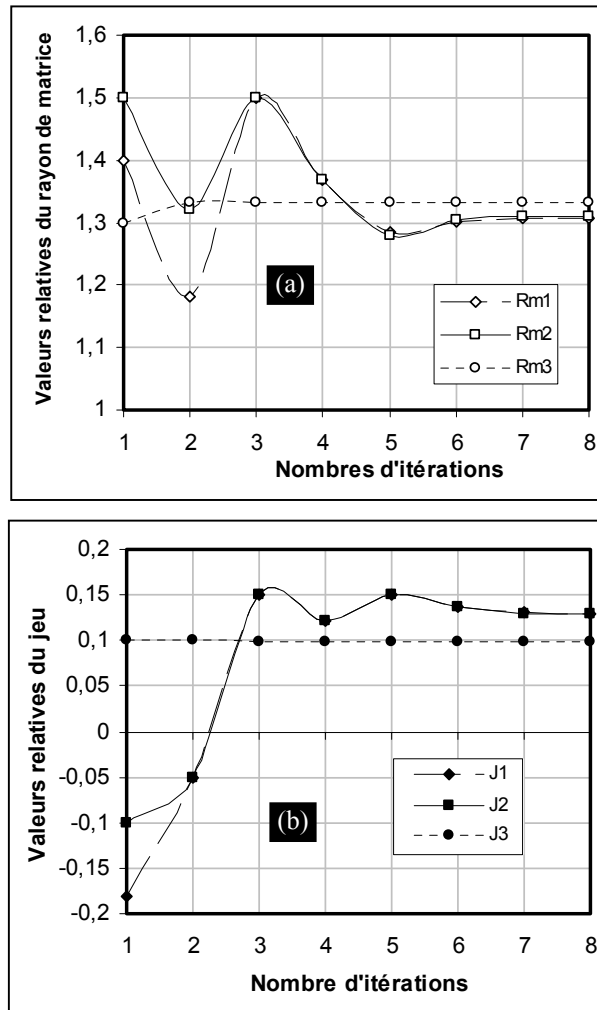


Figure 7.7: Evolution du **a)** rayon relatif de matrice. **b)** jeu relatif (tôle/outillage) au cours des itérations

7.3.1.3 Résultats d'optimisation par la méthode des Stratégies d'Evolution

a- EVALUATION DU DOMMAGE

Dans le but de comparaison et de validation des différents résultats d'optimisation, nous avons appliqué un algorithme basé sur l'application des stratégies d'évolution.

Tout d'abord, nous procédons à la minimisation du dommage en utilisant l'algorithme présenté dans le paragraphe 2.3 du chapitre II. La figure 7.8 montre la réduction de la fonction dommage en fonction du nombre d'évaluations. La valeur minimale atteinte après 3692 évaluations et un temps calcul d'environ 2s, est: $D_{\text{optimal}} = 0.035157$.

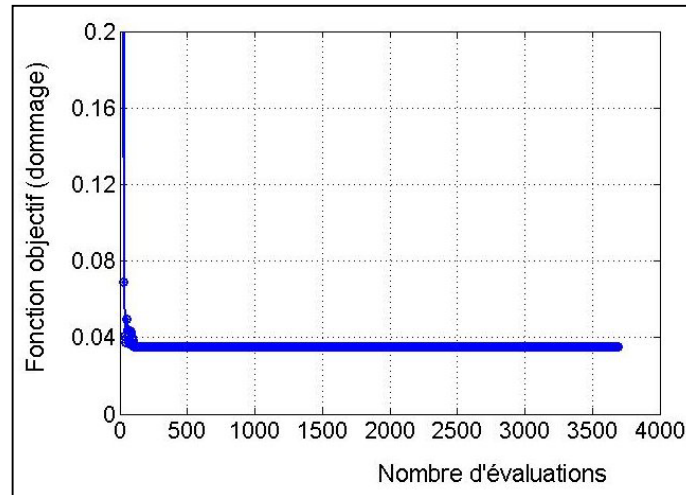


Figure 7.8: Réduction du dommage par les stratégies d'évolution

La figure 7.9 traduit les évolutions du rayon de matrice et du jeu durant la phase de minimisation de dommage. La convergence vers la solution optimale est atteinte pour le même nombre d'évaluation que celui de la fonction objective. Les valeurs optimales des deux paramètres du procédé sont $\bar{R}_m = 0.76774$ et $\bar{J} = -0.03405$. On a trouvé que ces résultats d'optimisation sont indépendants du point d'évaluation initiale.

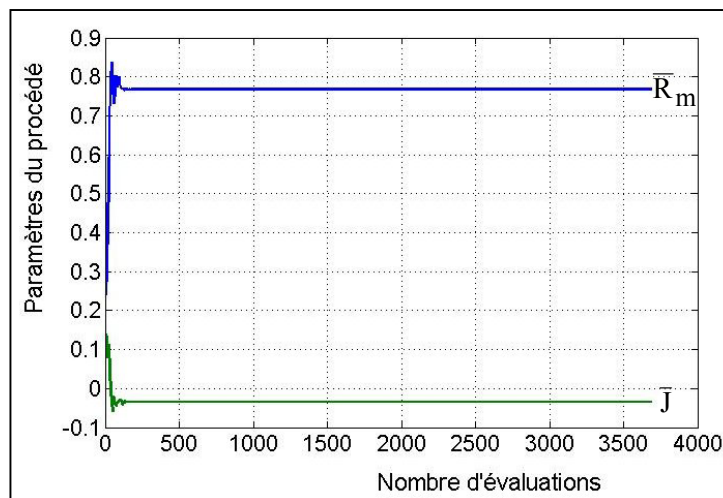


Figure 7.9: Evolution des paramètres du procédé en fonction des évaluations

b- EVALUATION DE LA CONTRAINTE RELATIVE DE VON MISES

Le même principe que celui de l'exemple précédent est appliqué pour déterminer les paramètres optimaux du procédé de pliage, afin de minimiser la contrainte équivalente de von Mises.

La figure 7.10 représente l'évolution de la fonction objective au cours des évaluations. Nous remarquons que la solution obtenue en utilisant une stratégie d'évolution nécessite 590 évaluations. Dans ce cas la valeur minimale de la contrainte relative de von Mises est $\bar{\sigma}_{vM_optimal} = 1.3259$. Ici aussi, le choix du point initial influence les résultats puisque deux simulations numériques avec deux valeurs différentes des points initiaux donnent des valeurs minimales différentes. Il faudrait donc tester plusieurs points pour accorder une certaine confiance aux valeurs trouvées de l'optimum global.

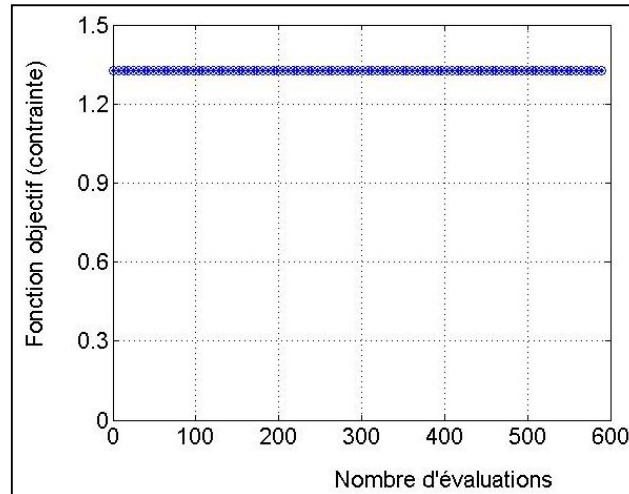


Figure 7.10: Evolution de la fonction contrainte avec le nombre d'évaluations durant la phase d'optimisation

L'évolution des paramètres du procédé au cours du processus d'optimisation est illustrée sur la figure 7.11. Les deux courbes correspondent respectivement au rayon relatif de matrice $\bar{R}_m$ et au jeu relatif $\bar{J}$ entre le poinçon et la tôle. Elles présentent toutes deux une convergence rapide en fonction du nombre d'évaluations. La solution est obtenue pour un nombre d'évaluations de 590 et les valeurs réduites des paramètres: $\bar{R}_m = 1.288$ et $\bar{J} = 0.15$

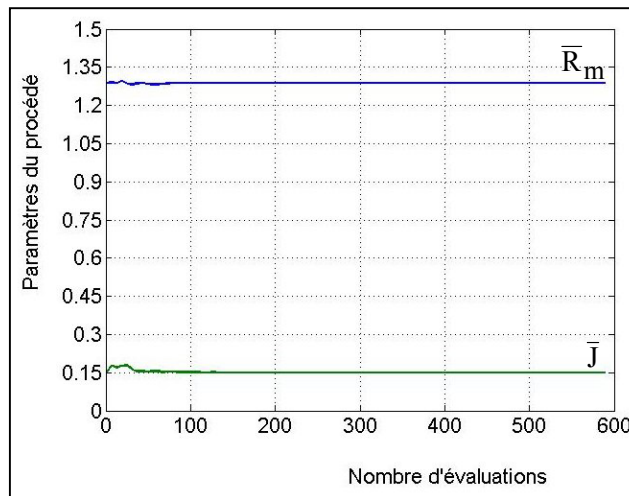


Figure 7.11: Résultats de convergence des paramètres du procédé vers la solution optimale au cours des évaluations

7.3.1.4 Comparaison des résultats d'optimisation

Dans ce paragraphe on se propose de faire une étude de comparaison entre les résultats obtenus par les trois algorithmes d'optimisation. Les valeurs minimales qui sont déterminées par l'approche globale sont prises comme solutions de référence. Afin de mieux faciliter cette étude comparative, nous avons reporté dans le tableau 7.1 toutes les valeurs optimales $D_{\min}$ et $\bar{\sigma}_{vM_min}$ des fonctions dommage et contrainte équivalente dans le matériau ainsi que les valeurs correspondantes des paramètres du procédé.

Fonction coût	$D_{\text{optimal}}^{\text{Global}}$	$D_{\text{optimal}}^{\text{A.D}}$	$D_{\text{optimal}}^{\text{S.E}}$	$\bar{\sigma}_{vM_optimal}^{\text{Global}}$	$\bar{\sigma}_{vM_optimal}^{\text{A.D}}$	$\bar{\sigma}_{vM_optimal}^{\text{S.E}}$
Valeur optimale	0.03521	0.03655	0.03515	1.3259	1.3462	1.3259
$\bar{J}$	-0.03299	-0.0339	-0.03405	0.15	0.1294	0.15
$\bar{R}_m$	0.7625	0.7683	0.76774	1.2875	1.3081	1.288

Tableau 7.1: Comparaison des valeurs optimales données par les 3 méthodes d'optimisation

En se référant au tableau précédent, il est clair que les trois approches conduisent à des résultats très voisins. Les différences relatives des valeurs du dommage et de la contrainte équivalente par rapports aux valeurs déterminées par l'approche globale sont respectivement de l'ordre de 4% et de 2%, ce qui permet de valider les algorithmes utilisés et de montrer leur robustesse et leur fiabilité.

Les résultats d'optimisation du dommage par les différentes méthodes sont illustrés par la figure 7.12. Sur l'axe des abscisses, (1) désigne la méthode de recherche globale, (2) l'approximation diffuse et (3) stratégies d'évolution. Cette figure montre des valeurs optimales quasiment égales de la fonction objective et des paramètres du procédé.

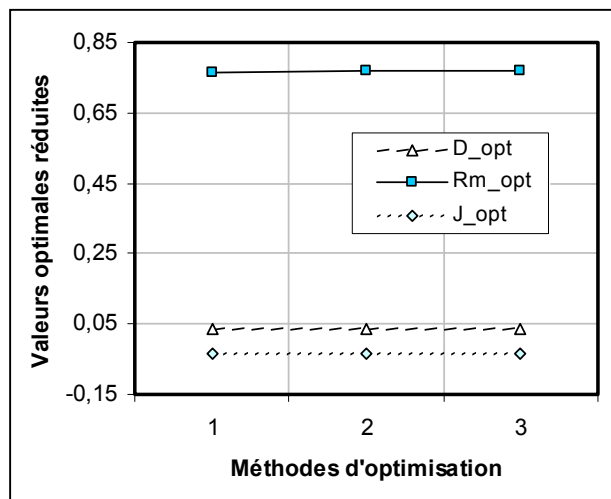


Figure 7.12: Résultats d'optimisation du dommage par les différentes méthodes d'optimisation

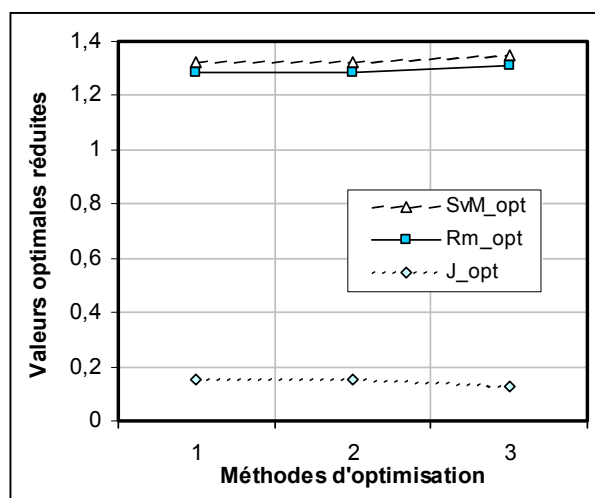


Figure 7.13: Représentation des valeurs optimales de la contrainte de von Mises par les différentes méthodes d'optimisation

D'une manière semblable, les solutions minimales de la contrainte relative de von Mises obtenues par les trois approches d'optimisation sont reportées sur la figure 7.13. Les mêmes conclusions peuvent être tirées des représentations de l'évolution de la fonction objective et des paramètres du procédé en fonction du type de la méthode utilisée.

7.3.2 Optimisation de l'effort maximal de pliage et du retour élastique

Comme deuxième application, nous avons procédé à la minimisation des deux fonctions objectives qui caractérisent la force maximale atteinte au cours de l'opération de pliage et la variation de l'angle du retour élastique. Afin d'achever le travail numérique de prédiction de certaines réponses mécaniques fait par l'utilisation des réseaux de neurones artificiels présentés dans le chapitre précédent, les deux fonctions coûts à minimiser sont celles qui sont déterminées à partir d'un plan d'expériences basé sur des essais sur presse.

Comme précédemment, nous avons suivi la même procédure d'optimisation présentée sur la figure 7.2. La démarche utilisée dans cette étude vise essentiellement à déterminer les paramètres optimaux du procédé de pliage des éprouvettes par différentes méthodologies d'optimisation. On cherche à réduire le plus possible l'effort maximal de pliage et l'angle du retour élastique. Les deux fonctions objectives à minimiser sont normalisées de façon à les ramener à des valeurs adimensionnelles. Pour cela l'effort maximal de pliage est rapporté à la valeur de la force élastique $F_{\text{élastique}}$ lors d'un essai de traction uni-axiale: $F_{\text{élastique}} = S\sigma_e$. La valeur du retour élastique est normalisée par rapport à un angle de pliage égal à 90° . On pose:

$$\bar{F}^{\text{pliage}} = \frac{F_{\text{max}}^{\text{pliage}}}{F_{\text{élastique}}} \quad (7.16)$$

$$\bar{\theta} = \left(\frac{\theta^{\text{élastique}}}{90} \right) \times 100 \quad (7.17)$$

Et par la suite, le problème d'optimisation peut être posé comme suit:

$$\text{Minimiser} \quad \bar{F}^{\text{pliage}} = f_3(\bar{R}_m, \bar{J}) \quad (7.18.a)$$

$$\text{Minimiser} \quad \bar{\theta} = f_4(\bar{R}_m, \bar{J}) \quad (7.18.b)$$

Avec les contraintes d'inégalité:

$$0.25 \leq \bar{R}_m \leq 1.5 \quad -0.15 \leq \bar{J} \leq 0.15 \quad (7.18.c)$$

Dans ce qui suit nous présentons les résultats numériques de minimisation des deux fonctions objectives par les différentes méthodes d'optimisation: l'approche globale, l'approximation par éléments diffus et les stratégies d'évolution. Une comparaison sera établie afin de montrer la validité de chacune d'elle.

7.3.2.1 Résultats de minimisation par Approche Globale

Le but de l'étude est de déterminer les valeurs relatives optimales des paramètres du procédé qui permettent de minimiser l'effort maximal de pliage et le retour élastique. Nous avons choisi comme variables de conception le rayon de matrice et le jeu poinçon/tôle.

La recherche globale de l'optimum est faite à l'aide d'un plan d'expériences construit avec $4 \times 7 = 28$ mesures expérimentales. Les fonctions objectives correspondantes ont été approchées par des polynômes d'ordre quatre permettant de tenir compte d'éventuelles

interactions entre paramètres.

Le minimum global de la force maximale relative de pliage et les valeurs des paramètres sont:

$$\bar{F}_{\min} = 0.2243 \quad \bar{R}_m = 0.7375 \quad \bar{J} = 0.15$$

En ce qui concerne l'optimisation de l'angle relatif du retour élastique, on a trouvé les valeurs suivantes:

$$\bar{\theta}_{\min} = 2.7772 \quad \bar{R}_m = 0.25 \quad \bar{J} = -0.15.$$

7.3.2.2 Minimisation des fonctions objectives par Approximation Diffuse

a- OPTIMISATION DE L'EFFORT DE PLIAGE

On cherche ici les valeurs optimales du rayon de matrice et du jeu qui donnent le minimum de l'effort de pliage à l'aide d'une optimisation par approximation diffuse.

Nous avons fixé à 0.01 la même taille du pas de la tête chercheuse TCR9 pour $\bar{R}_m$ et $\bar{J}$ avec une tolérance de 10^{-4} sur la valeur de la fonction coût. Les coordonnées du point initial sont $\bar{R}_m = 1.5$ et $\bar{J} = 0.1$.

La minimisation de la fonction objective en fonction des itérations est traduite par la figure 7.14. Comme on peut le constater, la courbe décroît d'abord rapidement puis graduellement jusqu'à atteindre la convergence vers la valeur minimale. La solution optimale $\bar{F}_{\min} = 0.2313$ est atteinte en 20 itérations.

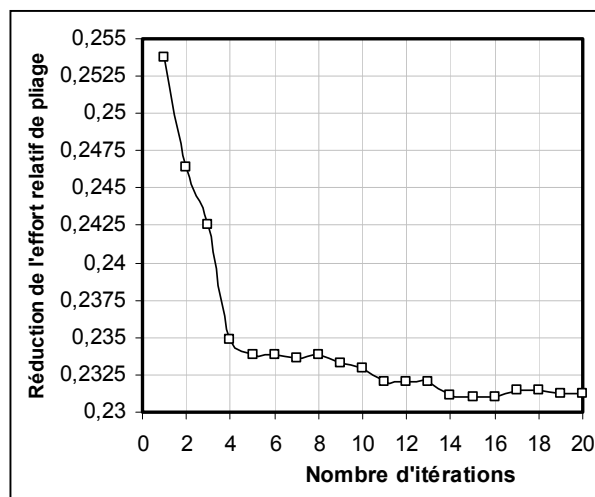
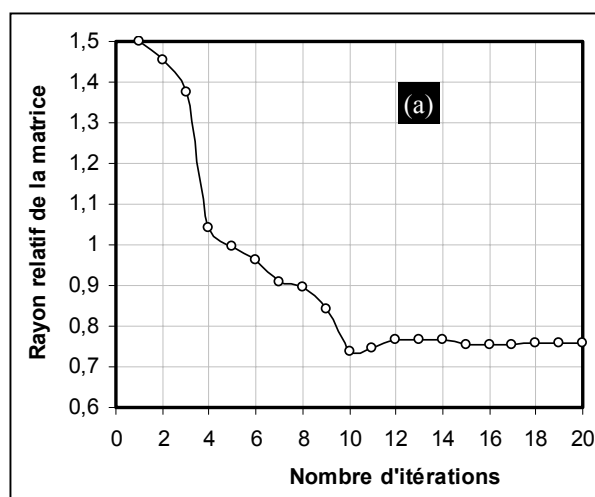


Figure 7.14: Evolution de l'effort relatif de pliage en fonction des itérations



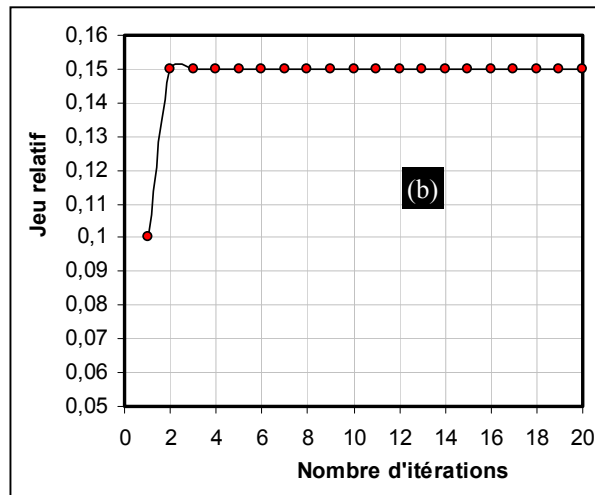


Figure 7.15: Evolution des paramètres du procédé durant le processus d'optimisation

a) Rayon relatif de la matrice **b)** Jeu relatif (poinçon/tôle)

Les figures 7.15.a et 7.15.b rendent compte de la convergence des paramètres du procédé vers leurs valeurs optimales au cours des itérations. On note une diminution continue de la valeur relative du rayon de matrice jusqu'à la 10^{ème} itérations de la figure 7.15.a et à partir de là, elle commence à se stabiliser jusqu'à atteindre sa valeur optimale: $\bar{R}_m = 0.7593$. La figure 7.15.b, concerne l'évolution du jeu relatif durant la phase d'optimisation. La convergence vers la valeur optimale est très rapide puisqu'elle est atteinte en 3 itérations avec comme valeur du jeu la borne supérieure $\bar{J} = 0.15$. Si on pouvait s'attendre à minimiser l'effort de pliage pour le plus grand jeu possible, on peut être surpris de voir que ce n'est pas pour le plus grand rayon de matrice que cela se produit (voir paragraphe 4.3.3 du chapitre IV). C'est peut être le choix d'une approximation polynomiale d'un ordre trop élevé qui amène à cette contradiction.

b- OPTIMISATION DU RETOUR ELASTIQUE

Dans les mêmes conditions que précédemment, on cherche les valeurs optimales des paramètres du procédé permettant d'avoir un retour élastique minimal. On conserve les mêmes valeurs du pas de la tête chercheuse, de l'erreur de convergence et du point d'initialisation de l'algorithme. La convergence de la fonction objective vers la solution optimale est illustrée par la figure 7.16.

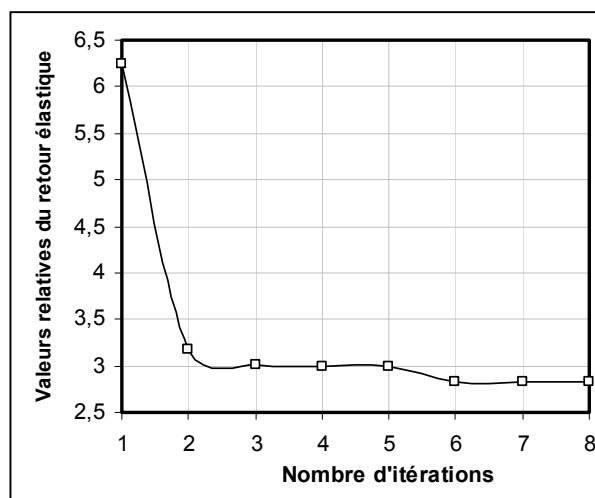


Figure 7.16: Evaluation du retour élastique en fonction des itérations

En partant du point initial, le retour élastique chute brusquement puis il continue à évoluer d'une façon plus ou moins continue jusqu'à la 6^{ème} itération, à partir de laquelle il garde une valeur constante. Le minimum relatif correspondant est de $\bar{\theta}_{\min} = 2.8294$.

Les courbes de variation des paramètres du procédé (rayon relatif de matrice et le jeu relatif poinçon/tôle) en fonction des itérations pendant la phase de minimisation du retour élastique sont données figures 7.17.a et 7.17.b. La valeur du rayon de pliage évolue rapidement pour atteindre une valeur quasiment constante à partir de la 4^{ème} itération. Sa valeur optimale est $\bar{R}_m = 0.25$ qui correspond à sa borne inférieure dans son intervalle de variation.

La variation du jeu relatif en fonction d'itérations montre une décroissance rapide de ce paramètre jusqu'à la deuxième itération puis une fluctuation au cours des itérations suivantes.

Après convergence, la solution optimale donne une valeur relative du jeu $\bar{J} = -0.15$.

La comparaison du résultat numérique obtenu par cette technique avec celui déduit de la minimisation par l'approche globale présentée dans le paragraphe 7.3.2.1 montre une bonne concordance.

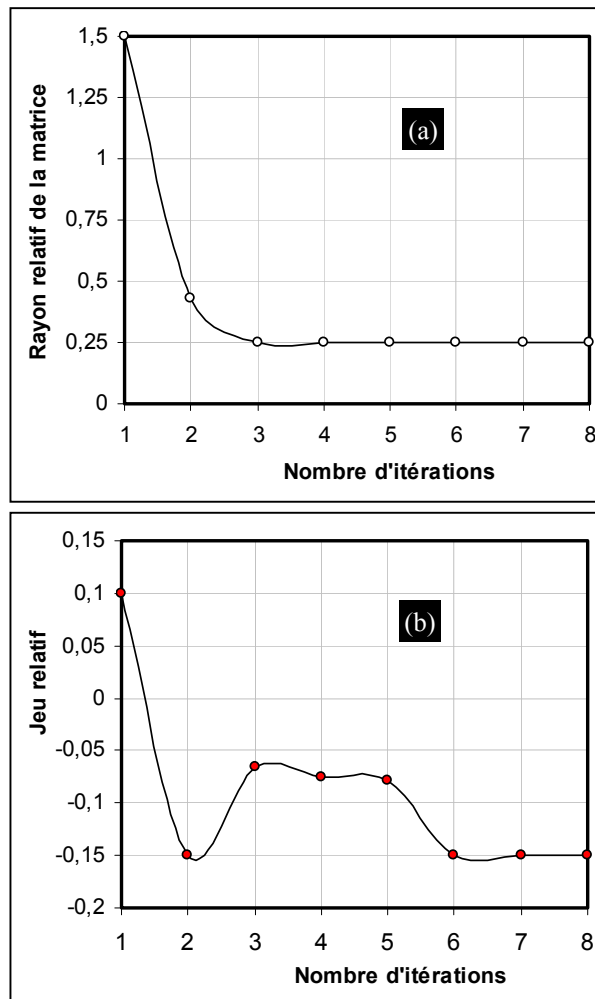


Figure 7.17: Variation des paramètres du procédé pendant la phase de minimisation du retour élastique en fonction des itérations **a)** Rayon relatif de la matrice **b)** Jeu relatif

Les résultats de cette optimisation sont conformes à ce que les industriels constatent, c'est-à-dire que des pliages effectués avec de petits rayons de matrice et de jeux négatifs (serrage de la tôle en fin de parcours du poinçon) font apparaître un faible retour élastique. C'est une des

techniques utilisées pour fournir des pièces avec une bonne géométrie finale si on ne se préoccupe pas de l'état de contrainte et d'endommagement qui en résulte.

7.3.2.3 Minimisation des fonctions objectives par la méthode des Stratégies d'Evolution

a- OPTIMISATION DE LA FORCE DE PLIAGE

La troisième méthodologie d'optimisation testée est relative aux stratégies d'évolution. Dans un premier temps, on veut minimiser l'effort de pliage.

L'un des principaux avantages de cet algorithme évolutionnaire est que son processus ne nécessite pas le calcul du gradient de la fonction objective et des contraintes par rapport aux variables de conception. De plus, le calcul se base sur une population d'individus et la convergence peut être atteinte sans l'utilisation d'un module d'optimisation mathématique comme celui utilisé pour la méthode par éléments diffus.

La mise en œuvre du processus conduit à la minimisation de la fonction objective illustrée par la figure 7.18. Le nombre total d'évaluations est de 716 et le temps de traitement est de l'ordre de 3 secondes. On voit sur la figure ci dessous que la convergence de l'effort relatif de pliage vers sa valeur minimale commence à être atteinte au bout des cent premières évaluations. Dans ce cas la valeur optimale obtenue est de $\bar{F}_{\min} = 0.2242$.

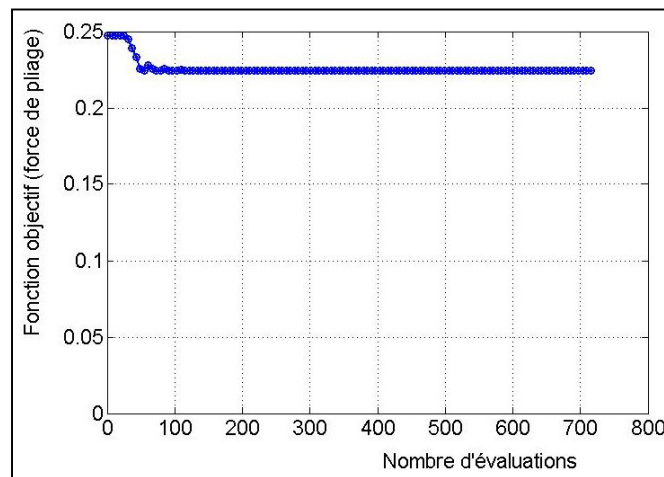


Figure 7.18: Courbe de convergence de l'effort relatif de pliage vers la solution optimale en fonction du nombre d'évaluations

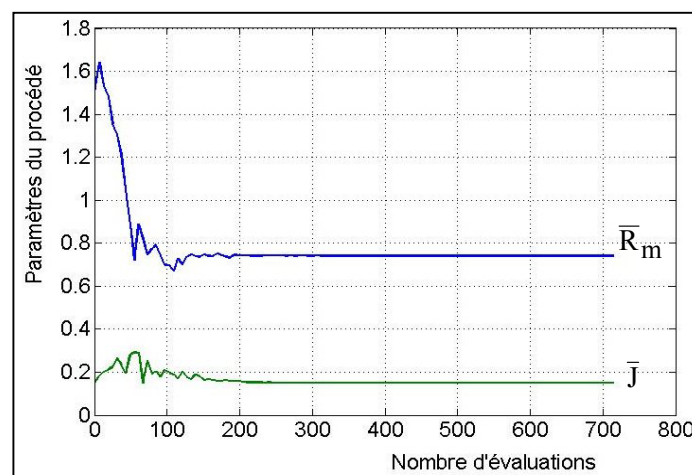


Figure 7.19: Variation des paramètres relatifs du procédé durant la phase d'optimisation de la fonction objective

Pour ce qui concerne les évolutions des paramètres géométriques du procédé au cours des évaluations, l'algorithme donne la convergence pour des valeurs relatives du rayon de matrice et du jeu poinçon/tôle égales respectivement à $\bar{R}_m = 0.7422$ et $\bar{J} = 0.15$. Ces valeurs peuvent être rapprochées des résultats précédents pour constater qu'elles ne diffèrent pas beaucoup les unes des autres.

b- RESULTATS D'OPTIMISATION DU RETOUR ELASTIQUE

On cherche ici à minimiser la valeur relative de l'angle du retour élastique produit après dégagement des outillages de pliage des éprouvettes. L'évolution de la fonction objective durant le processus d'optimisation est donnée par la figure 7.20 en fonction du nombre d'évaluations. D'après la courbe représentative, on remarque que la valeur minimale de la réponse se stabilise à partir de 120 évaluations. L'optimum global est obtenu pour un nombre total d'évaluations de 1370 nécessitant 4 secondes de temps de calcul. La solution minimale correspond à une valeur relative du retour élastique de $\bar{\theta}_{\min} = 2.7772$. Une comparaison avec les résultats obtenus par l'approche globale (paragraphe 7.3.2.1) montre que les deux solutions optimales sont quasiment identiques, ce qui va dans le sens d'une validation de cette méthode.

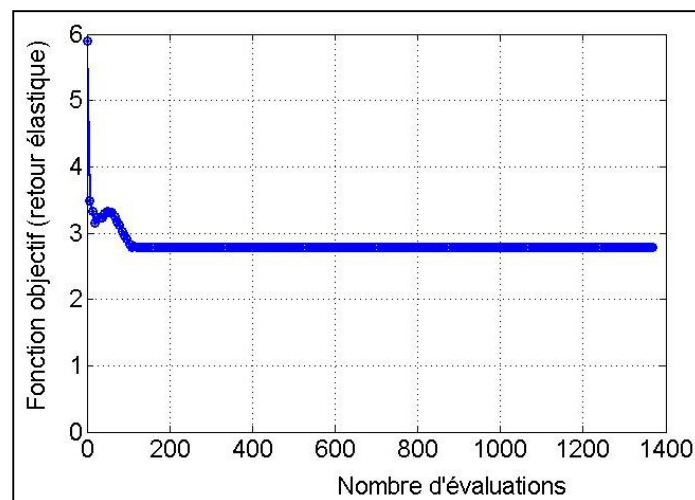


Figure 7.20: Courbe de minimisation du retour élastique en fonction des évaluations

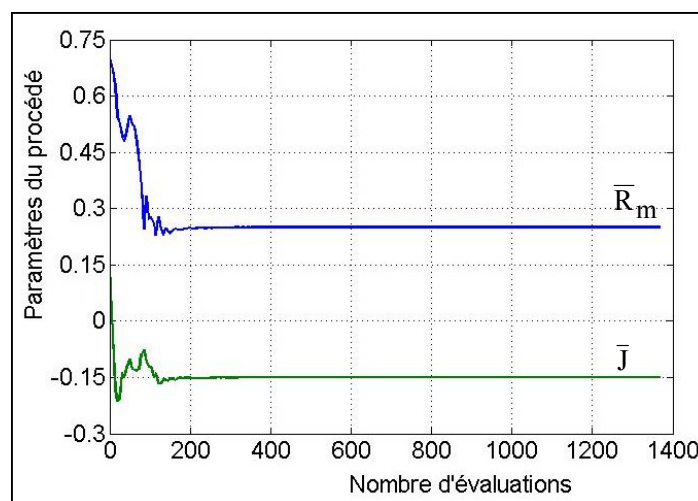


Figure 7.21: Evolution des valeurs relatives du jeu et de rayon de la matrice en fonction du nombre d'évaluations

Sur la figure 7.21 nous avons reporté les valeurs optimales du jeu et du rayon de matrice en

fonction du nombre d'évaluations. Au début de leur évolution, chacun des deux paramètres décroît en présentant de faibles fluctuations jusqu'à environ 180 évaluations puis au delà ils se stabilisent. Les valeurs optimales des deux variables sont respectivement $\bar{R}_m = 0.25$ et $\bar{J} = -0.15$.

Nous avons comparé ces deux résultats à ceux obtenus par l'approche globale et constaté une excellente concordance. Les deux méthodes conduisent exactement aux mêmes valeurs de la fonction objective puisque les valeurs optimales des paramètres se situent, dans les deux cas, aux bornes de leurs domaines.

7.3.2.4 Comparaison entre les résultats des trois méthodes d'optimisation

On entreprend une étude comparative entre les résultats fournis par les trois méthodes décrites précédemment, afin de s'assurer de la validité de chacune d'elles pour une prédiction optimale de l'effort de pliage et du retour élastique. Dans le tableau 7.2 nous avons reporté les valeurs minimales des deux fonctions objectives étudiées, $\bar{F}_{\min}$ et $\bar{\theta}_{\min}$ et les valeurs réduites des paramètres du procédé. Les trois méthodes d'optimisation: Approche Globale, Approximation Diffuse et Stratégies d'Evolution sont repérées $(.)^{\text{Global}}$, $(.)^{\text{A.D}}$ et $(.)^{\text{S.E}}$.

Fonction objective	$\bar{F}_{\min}^{\text{Global}}$	$\bar{F}_{\min}^{\text{A.D}}$	$\bar{F}_{\min}^{\text{S.E}}$	$\bar{\theta}_{\min}^{\text{Global}}$	$\bar{\theta}_{\min}^{\text{A.D}}$	$\bar{\theta}_{\min}^{\text{S.E}}$
Valeur minimale	0.2243	0.2313	0.2242	2.7772	2.8294	2.7772
$\bar{J}$	0.15	0.15	0.15	-0.15	-0.15	-0.15
$\bar{R}_m$	0.7375	0.7593	0.7422	0.25	0.25	0.25

Tableau 7.2: Comparaison des différents résultats obtenus par les 3 méthodes d'optimisation

Les résultats numériques obtenus par l'Approximation Diffuse et les Stratégies d'Evolution de $\bar{F}_{\min}$ et $\bar{\theta}_{\min}$ sont très proches des valeurs fournies par l'Approche Globale qui est prise comme référence et peuvent donc être considérés comme satisfaisants. Les erreurs relatives maximales de ces deux réponses par rapport à l'optimisation globale sont de 3% pour $\bar{F}_{\min}$ et 1.88% pour $\bar{\theta}_{\min}$. On peut remarquer aussi que les trois méthodes utilisées conduisent à des valeurs numériques réduites du jeu et de rayon de matrice presque identiques.

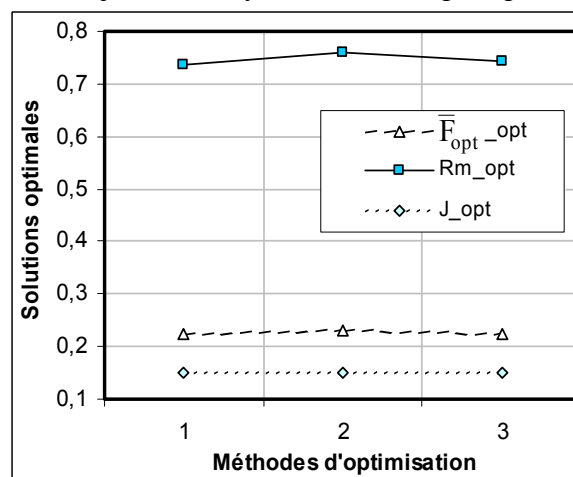


Figure 7.22: Optimisation de la force maximale de pliage en fonction de la méthode utilisée

La figure 7.22 illustre les variations des valeurs minimales de la force de pliage après

optimisation, en fonction de la méthode utilisée. Les trois valeurs de chacun des deux paramètres y sont aussi reportées. On voit bien que les optima sont prédits aux mêmes points de conception des outillages et que dans les intervalles de variation de R_m et J , les valeurs optimales sont:

$$R_m^{\text{moyen}} = 0.746 \times 4 = 2.984 \text{ mm (moyenne des 3 résultats)}$$

$$J = 0.15 \times 4 = 0.6 \text{ mm}$$

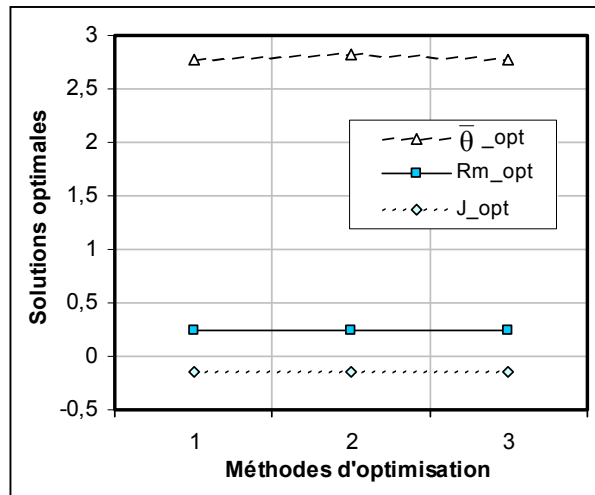


Figure 7.23: Minimisation du retour élastique en fonction de la méthode utilisée

Les variations des valeurs minimales du retour élastique après optimisation en fonction de la méthode utilisée, sont reportées sur la figure 7.23. Y figurent aussi les trois valeurs de chacun de deux paramètres. Dans ce cas, les valeurs optimales sont prédites aux mêmes points mais la conception des outillages est différente de celle préconisée pour la force de pliage. En effet, dans les intervalles de variation de R_m et J , les valeurs optimales sont respectivement:

$$R_m^{\text{moyen}} = 0.25 \times 4 = 1 \text{ mm et } J = -0.15 \times 4 = -0.6 \text{ mm}$$

Cependant les valeurs de R_m sont irréalistes car elles entraînent une fissuration des éprouvettes. Il faut donc restreindre l'intervalle de variation du rayon de matrice entre 2 mm et 6 mm si on veut des pièces saines.

En conclusion, les résultats déterminés par les trois méthodes: Approximation Diffuse, Stratégies d'Evolution et Approche Globale permettent de montrer une bonne cohérence entre eux et la fiabilité des algorithmes utilisés.

7.4 Conclusion

La qualité mécanique et géométrique des pièces fabriquées au moyen du procédé de pliage par tombé de bord dépend du choix des principaux paramètres du procédé qui sont le rayon de matrice, et le jeu entre l'outillage et la pièce. La réalisation des pièces de sécurité possédant une grande résistance au choc nécessite de minimiser le dommage et le niveau de contrainte engendrés dans le matériau.

Pour apporter des solutions, nous avons mis en œuvre quelques méthodes d'optimisation afin de minimiser des fonctions objectives caractérisant: (i) le dommage maximum apporté à la pièce et (ii) une contrainte équivalente. La démarche est basée sur l'expérimentation numérique fondée sur des plans d'expériences qui permettant de trouver des formulations analytiques du problème sous forme d'approximations polynomiales. Les résultats présentés par les deux méthodes des stratégies d'évolution, et la méthode des surfaces de réponse basée sur l'approximation des éléments diffus sont comparés avec succès à une approche par recherche globale. Cependant nous avons observé que le choix du point initial dans le cas d'application de l'approximation diffuse joue un rôle crucial sur la convergence de l'algorithme vers la solution optimale.

Dans un deuxième temps la validation de ces méthodes est apportée par l'optimisation du retour élastique et de l'effort maximal de pliage déterminés par des mesures expérimentales. Dans le cas de la minimisation de l'effort de pliage, nous avons constaté que la solution optimale déterminée par les 3 méthodes est obtenue pour la même valeur du jeu réduit $\bar{J} = 0.15$ et pour des valeurs légèrement différentes du rayon de matrice. La valeur maximale de l'erreur relative entre les prédictions ne dépasse pas 3%. Dans le cas de la minimisation du retour élastique nous avons montré qu'il y avait une bonne convergence vers les solutions optimales. Les valeurs minimales déduites par chacune de ces techniques d'optimisation conduisent à des valeurs des paramètres du procédés identiques $\bar{R}_m = 0.25$ et $\bar{J} = -0.15$.

Conclusions et perspectives

L'objectif essentiel de cette étude était d'optimiser des ferrures d'ancrage de ceintures de sécurité, fabriquées en acier à Haute Limite Elastique (H.L.E), ainsi que leur procédé de mise en forme. Le travail devait conduire à l'optimisation des paramètres les plus importants des opérations successives de découpage et pliage en vue de la réalisation optimale des pièces pour la meilleure tenue en service possible. Le travail comprend cinq parties principales consacrées à:

- Une étude d'optimisation numérique de la forme des attaches.
- Une étude expérimentale des procédés de découpage et de pliage.
- Une simulation numérique en 3D du procédé de pliage par tombé de bord en vue de caractériser puis d'optimiser le procédé (*pliage à 90°*).
- Une application des réseaux de neurones artificiels aux prédictions du comportement des pièces pliées et du procédé.
- Une étude comparative d'optimisation des paramètres du procédé conduite à l'aide de trois techniques différentes.

Dans l'étude bibliographique présentée au chapitre **-I-**, nous avons tenté de dégager les points essentiels caractérisant les deux procédés: découpage et pliage. Nous avons présenté les différents modes de pliage en mettant plus particulièrement l'accent sur le pliage par *tombé de bord*. La caractérisation mécanique et rhéologique du matériau S500MC, le couplage à l'endommagement de Lemaître et le développement de modèles numériques y sont aussi présentés.

L'état de l'art de différentes méthodes d'optimisation appliquées aux procédés de mise en forme des pièces mécaniques a fait l'objet d'une deuxième recherche bibliographique. Après une succincte présentation d'une partie des travaux d'optimisation réalisés dans ce domaine, nous avons pu définir les objectifs à atteindre et les méthodes applicables à l'étude. On propose d'appliquer des techniques numériques basées sur (i) l'utilisation des plans d'expériences découlant d'études paramétriques, (ii) des surfaces de réponse, (iii) des réseaux de neurones artificiels, (iv) l'approximation par éléments diffus et (v) une stratégie d'évolution.

Dans le chapitre **-III-** (Optimisation des attaches), nous avons effectué une étude d'optimisation numérique de la forme de la pièce de sécurité réelle, pour certaines variations des paramètres géométriques. Le comportement mécanique des attaches a été simulé numériquement en pliage et en traction uni-axiale. Cette étude permet de simuler de façon quasi-statique la résistance au choc de l'attache lors de son dépliage. Les résultats des simulations ont mis en lumière le paramètre géométrique le plus influent sur la tenue en service de la pièce pendant sa sollicitation: le rayon de l'arrondi du trou oblong. A travers cette étude nous avons montré qu'une augmentation du trou de passage de la ceinture, entraîne une augmentation de la contrainte pendant les phases de traction et de pliage, à cause du phénomène de concentration de contraintes. Alors que dans ce cas, on a montré aussi que le dommage diminue lorsque le rayon de l'arrondi croît lors de la mise en forme de l'attache par pliage, phénomène expliquée par sa meilleure répartition dans des parties circulaires localisées aux extrémités du trou oblong.

Dans une seconde partie, une analyse paramétrique a été conduite de façon automatique par l'intermédiaire d'un programme Script écrit en langage Python. La démarche d'optimisation est basée sur l'expérimentation numérique via l'utilisation de plans d'expériences et de surfaces de réponse. Les paramètres de conception sont les deux variables géométriques définissant la forme du trou oblong, à savoir le rayon des arrondis et l'entraxe. Cette étude montre que le comportement de l'attache est tributaire de la forme du trou oblong au moment de son pliage et lorsqu'elle est soumise à une brusque traction. L'optimisation et l'interprétation des résultats par des surfaces de réponse montrent qu'il existe des formes optimales lorsqu'on veut minimiser les valeurs maximales de la contrainte de von Mises et du dommage. On a trouvé que les dimensions du trou oblong devraient posséder un grand rayon d'arrondi et une faible valeur d'entraxe.

Les résultats de l'ensemble des essais mécaniques de découpage, de pliage, de dépliage et de chocs sont exposés dans le chapitre -IV-. Les éprouvettes ont servi comme un cas test du comportement d'une pièce industrielle. Elles comportent un trou au centre rappelant celui qui existe sur l'attache. Cette étude a permis de suivre le comportement mécanique du matériau et de mieux le comprendre lors d'une mise en forme et d'évaluer les sollicitations appliquées par les outillages lors d'un découpage et d'un pliage. En faisant varier le jeu entre le poinçon et la tôle et le rayon de la matrice, nous avons pu tester l'influence de ces paramètres grâce à un ensemble d'essais tirés d'un plan d'expériences. Nous avons pu mettre en évidence la forte dépendance de ces deux paramètres géométriques. En examinant différentes réponses représentées par:

- la force maximale exercée par le poinçon lors du pliage
- le retour élastique
- la tenue en service des pièces caractérisée par les valeurs maximale de l'effort statique de dépliage et le choc dynamique

Nous avons pu constater que le rayon de matrice est un paramètre prépondérant qu'il faut optimiser pendant l'opération de pliage. En ce qui concerne l'obtention d'une bonne qualité géométrique des pièces, le jeu influe sur la valeur du retour élastique. Des pliages avec des jeux négatifs, entraînent une compression de la tôle contre la matrice, conduisent à une diminution de sa résistance mais aussi à la réduction du retour élastique.

Par cette approche expérimentale, on a pu proposer des modèles mathématiques permettant d'approcher les différentes réponses mesurées. La méthode des surfaces de réponse construites pour un nombre limité de points d'évaluation permet de donner une représentation globale des phénomènes mesurés. Cette démarche destinée à l'optimisation du procédé, a conduit à proposer des algorithmes appliqués dans le chapitre -VII- pour choisir de façon optimale les paramètres de l'opération.

La modélisation de l'opération de pliage des éprouvettes trouées qui fait l'objet du chapitre V, réalisée par la méthode des éléments finis, a pour but d'optimiser les paramètres du procédé et de prédire l'état de la pièce après sa mise en forme. D'une manière semblable à l'étude expérimentale, les deux paramètres essentiels du procédé qui ont été retenus ici sont les rayons réduit R_m/t et le jeu réduit J/t . Nous avons montré que c'est le rayon de la matrice qui est le facteur essentiel pour la réduction des efforts de pliage appliqués par le poinçon bien que le jeu influe aussi sur l'évolution de l'effort maximal de pliage. Un plan d'expériences numériques a été réalisé conduisant à la représentation de l'évolution globale de la force maximale de pliage par une surface de réponse. La confrontation des résultats des simulations numériques à l'expérience a montré une surestimation de l'effort numérique qui est essentiellement due aux effets de contact entre la pièce et les outillages et à la précision des

paramètres du dommage caractérisant le matériau.

Le modèle numérique développé a aussi permis de prédire l'évolution du retour élastique lorsqu'on fait varier les paramètres du procédé dans le domaine faisable. La comparaison des évolutions globales de cette réponse pour les deux approches en fonction des valeurs relatives du jeu et de rayon de matrice, montrent une très bonne corrélation calcul/expérience. Nous avons constaté que la variation géométrique de l'angle de pliage est d'autant plus faible que les valeurs des paramètres diminuent.

Dans la troisième partie du chapitre -V- nous nous sommes intéressés à l'influence de la variation des paramètres du procédé sur le comportement mécanique des éprouvettes à la fin du pliage. Le pliage a été simulé en tenant compte de l'évolution du dommage dans le matériau. Le modèle de Lemaître intégrant l'effet de la taille de l'élément et l'activation du dommage en traction, prévoit correctement la localisation des zones endommagées. Nous avons pu remarquer que les valeurs maximales des contraintes et du dommage sont très sensiblement affectées par la variation du jeu et du rayon de pliage. Un rayon relatif de matrice R_m/t supérieur à 1 garantit qu'il n'y aura pas de dégradation excessive du matériau et quelle que soit la valeur du jeu.

La dernière partie de ce chapitre est consacrée à la simulation numérique de la phase de dépliage des éprouvettes par un essai quasi-statique. On a pu prédire la localisation des zones les plus endommagées, qui constituent des sources d'initiation et de propagation des fissures. Elles sont situées dans la zone médiane de l'éprouvette au niveau des arrondis du trou oblong. Pendant la simulation de l'opération de dépliage nous avons constaté que la zone interne du pli du côté des fibres comprimées, sont fortement endommagées. Nous avons pu prédire les évolutions de l'effort de dépliage en fonction des variations du jeu et du rayon de la matrice mettant aussi en évidence l'influence de ces deux paramètres géométriques sur le comportement en service des pièces. La comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux, montre que le modèle numérique proposé fournit des résultats proches des observations expérimentales. Une étude d'optimisation a mené à la détermination des paramètres optimaux du procédé conduisant à la maximisation de la charge de rupture statique. La modélisation mathématique de l'effort maximal de dépliage a été faite grâce à l'utilisation des surfaces de réponse construites à partir d'une série d'essais numériques qui constituent un plan d'expériences. Nous avons constaté que le rayon de la matrice influe grandement sur la valeur maximale de la force. La représentation des évolutions globales de cette réponse par la méthode des surfaces de réponse montre une très bonne corrélation entre les résultats issus des deux approches: numérique et expérimentale.

Nous avons développé un algorithme numérique par réseau neurones artificiels pour prédire certaines réponses mécaniques et géométriques des pièces et de leur procédé de mise en forme. Ces algorithmes opèrent sur des résultats d'expériences antérieurs pour la phase d'apprentissage du réseau. L'algorithme de rétropropagation de l'erreur qui a été utilisé pour l'apprentissage du réseau, repose sur la minimisation par descente de gradient d'un critère d'erreur de type «moindres carrés». Dans un premier temps des études paramétriques ont permis de bien ajuster les paramètres du réseau afin d'obtenir une convergence rapide de l'algorithme avec une erreur quadratique moyenne minimale entre les valeurs de sortie mesurées et prédites. Le modèle numérique développé a servi pour la prédiction des efforts de pliage, de la rupture statique et dynamique et du retour élastique. L'étude comparative entre les résultats prédits et les résultats expérimentaux montre un bon accord entre eux, validant la démarche. Cette approche est donc bien adaptée à la prédiction d'autres valeurs des réponses caractérisant le comportement des éprouvettes lorsqu'on attribue d'autres valeurs aux paramètres du procédé.

La dernière partie des travaux qui constitue le chapitre -VII- est consacrée à l'optimisation des paramètres du procédé. L'objectif est la détermination des valeurs optimales du jeu et du rayon de matrice qui permettent de minimiser le dommage et les contraintes induits dans le matériau, l'effort de pliage et le retour élastique mesurés expérimentalement. Pour cela, nous avons testé trois méthodes numériques d'optimisation : une approche globale, une approche locale par la méthode des surfaces de réponse et approximation par éléments diffus et finalement par une stratégie d'évolution. Nous avons montré que les trois algorithmes proposés conduisent à des valeurs optimales semblables des paramètres de conception. Cependant nous avons aussi pu constater que le choix du point de départ initial conditionne la convergence vers la solution optimale de l'approximation diffuse. Nous avons pu apprécier la rapidité de convergence et les performances des algorithmes d'évolution sans avoir besoin de calculer le gradient de la fonction. La minimisation de fonctions par cette méthode fournit le minimum global lorsqu'on prend soin de bien caler les constantes de l'algorithme.

Perspectives de développement

Les suites à donner à ce travail dépendent naturellement des besoins et des priorités définies par l'ensemble des personnes concernées, mais nous pouvons proposer plusieurs thèmes de recherche en terme de perspectives:

- ❑ Il pourrait être envisagé de développer un modèle numérique en dynamique explicite permettant de simuler dynamiquement le choc sur l'attache introduit par la ceinture de sécurité. Cette étude devrait trouver une relation entre l'effort quasi-statique que nous avons mené et la réalité.
- ❑ Il est fort souhaitable de réaliser des simulations numériques permettant le couplage entre les opérations successives de découpage-pliage et pliage-choc dynamique par la technique du transfert des champs de déformation de contrainte et du dommage.
- ❑ On pourrait proposer une étude expérimentale et numérique permettant de caractériser l'influence du rayonnage des bords découpés sur la résistance mécanique des pièces finales après pliage et d'étendre cette analyse jusqu'à l'enchaînement entre les opérations de découpage, de rayonnage et du pliage appliquées sur des éprouvettes.
- ❑ Si on peut mener à bien ces différentes études, il sera enfin possible de simuler de façon réaliste l'ensemble des opérations de mise en forme sur presse à l'aide d'un outil à suivre, ce qui ouvre la voie à un scénario de «réalité virtuelle».

Liste des publications

Ce travail de thèse a donné lieu aux contributions suivantes :

Revues internationales

1. R. Bahloul, Ph. Dal Santo, A. Potiron
Influence de la forme des attaches de sécurité sur leur comportement en service, Journal Mécanique & Industrie (Accepté référence #MI/2004/0043).
2. R. Bahloul, S. Ben-Eléchi, A. Potiron
Optimisation of springback predicted by experimental and numerical approach by using response surface methodology, International Journal of Materials Processing Technology (Accepté le 3.11.2005, référence #PROTEC 9621).
3. R. Bahloul, S. Ben Eléchi, Ph. Dal Santo, H. Naceur, A. Potiron
Optimisation of bending process by means of response surface and moving least squares methods, Far East Journal of Applied Mathematics, Vol 22, No.1, pp 25-54, 2006.
4. A. Mkaddem, R. Bahloul, Ph. Dal Santo, A. Potiron
Experimental characterisation in sheet forming processes by using Vickers micro hardness technique, Journal of Materials Processing Technology (Accepté, référence #MSH-1609).

Conferences internationales

1. R. Bahloul, Ph. Dal Santo, A. Potiron
Shape optimisation of automotive security-parts regarding the influence of residual stresses and material damage, 4th European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering 2004, - Finland, pp 490.
2. R. Bahloul, A. Potiron
Optimisation de forme de pièces de sécurité à l'aide de plans d'expériences et surfaces de réponse, 1st International Congress Design and Modelling of Mechanical Systems 2005, Hammamet – Tunisia, pp 98.
3. R. Bahloul, Ph. Dal Santo, A. Mkaddem, A. Potiron
Optimisation of springback predicted by experimental and numerical approach by using response surface methodology, Proceedings of International Conference of Sheet Metal 2005, Erlangen – Germany, pp 573-760.
4. R. Bahloul, Ph. Dal Santo, A. Potiron
Optimisation of process parameters in wiping die bending operation in order to minimise of stresses and Lemaitre's damage, International conference on material forming ESAFORM 2005, Cluj-Napoca – Romania, pp 159-162.
5. R. Bahloul, A. Mkaddem, Ph. Dal Santo, A. Potiron
Sheet metal bending optimisation using response surface method, numerical simulation and design of experiments, Congress of materials and manufacturing engineering and technology COMMENT 2005, Gliwice-Wista – Poland, pp 134.
6. R. Bahloul, Ph. Dal Santo
Optimisation of process parameters for the minimisation of stress field and bending load in sheet metal bending operation, International conference on innovations in deep drawing IDDRG 2005, Besançon – France, pp 1-10.
7. R. Bahloul, S. Ben Eléchi, Ph. Dal Santo, A. Potiron
Optimisation of the L-bending process: A comparison between Response Surface, Moving Least Squares and Evolution Strategies Methods, Proceedings of the first invited COST 526 conference on Automatic Process Optimization in Materials Technology 2005, May 30-31, Morschach – Switzerland, pp 120-131.
8. A. Mkaddem, R. Bahloul, A. Potiron
H.S.L.A. steel sheet metal characterisation for metal forming processes by using experimental approaches, The 7th International ESAFORM Conference on Material Forming 2004, Trondheim – Norway, pp 539-546.
9. A. Mkaddem, R. Bahloul, A. Potiron, Ph. Dal Santo
Experimental and numerical investigation in sheet bending processes using Response Surface Methodology, Congress of materials and manufacturing engineering and technology COMMENT 2005, Gliwice-Wista – Poland, pp 156.
10. A. Mkaddem, R. Bahloul, A. Potiron
Numerical analysis and response surface method to investigate friction effects in sheet bending application, International conference on material forming ESAFORM 2005, Cluj-Napoca – Romania, pp 261-264.

Références bibliographiques

- [Abd-95] A. Abdali, K. Benkrid, P. Bussy. Numerical simulation of sheet cutting. Proceedings NUMIFORM 95, pp 807-813, 1995.
- [Ala-04] F.M. Alam, K.R. McNaught, T.J. Ringrose. A comparison of experimental designs in the development of a neural network simulation metamodel. Simulation Modelling Practice and Theory, Vol.12, pp 559-578, 2004.
- [Ano-00] K. Anokye-Siribor, U.P. Singh, P. Agahi. Determination of spring back in air bending using parabolic model. Proceeding of the 8th International Conference on Sheet Metal, Birmingham, England, ISBN0-95276-643-4, pp 529-540, April 2000.
- [Bah-04] R. Bahloul, Ph. Dal Santo, A. Potiron. Shape Optimisation of Automotive Security-parts Regarding the Influence of Residual Stresses and Material Damage. 4th European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering, Finland, p. 490, 2004.
- [Bah-04a] R. Bahloul, Ph. Dal Santo, A. Potiron. Influence de la forme des attaches de sécurité sur leur comportement en service. Mécanique & Industrie (Accepté avec correction _ Reference n°: MI/2004/0043), Vol.- , pp -, 2004.
- [Bah-05a] R. Bahloul, S. Ben Eléchi, Ph. Dal Santo, A. Potiron. Optimisation of the L-bending process: A comparison between Response Surface, Moving Least Squares and Evolution Strategies Methods. Proceedings of the first invited COST 526 conference on Automatic Process Optimization in Materials Technology, Morschach – Switzerland, pp 120-131, May 30-31, 2005.
- [Bah-05b] R. Bahloul, Ph. Dal Santo, A. Mkaddem, A. Potiron. Optimisation of springback predicted by experimental and numerical approach by using response surface methodology. Proceedings of International Conference of Sheet Metal, Erlangen, Nurnberg, pp 573-760, April 5-8, 2005.
- [Bah-05c] R. Bahloul, Ph. Dal Santo, A. Potiron. Optimisation of process parameters in wiping die bending operation in order to minimise of stresses and Lemaitre's damage. International conference on material forming ESAFORM, Cluj-Napoca – Romania, pp 159-162, April 27-29, 2005.
- [Bah-05d] R. Bahloul, Ph. Dal Santo. Optimisation of process parameters for the minimisation of stress field and bending load in sheet metal bending operation. International conference on innovations in deep drawing IDDRG, Besançon – France, June 20-22, 2005.
- [Bah-05e] R. Bahloul; S. Ben Eléchi; Ph. Dal Santo; H. Naceur; A. Potiron. Optimisation of bending process by means of response surface and moving least squares methods. Far East Journal of Applied Mathematics, Vol 22, No.1, pp 25-54, 2006.

- [Bah-05f]** R. Bahloul, Ph. Dal Santo, A. Potiron. Optimisation de forme de pièces de sécurité à l'aide de plans d'expériences et surfaces de réponse. First International Congress Design and Modelling of Mechanical Systems, Hammamet – Tunisia, p 98, March 23-25, 2005.
- [Bah-05g]** R. Bahloul, A. Mkaddem, Ph. Dal Santo, A. Potiron Sheet metal bending optimisation using response surface method, numerical simulation and design of experiments. Congress of materials and manufacturing engineering and technology COMMENT, Gliwice-Wista – Poland, p 134, May 16-19, 2005.
- [Ben-04]** S. Ben Elechi. Analyse et conception rapides de paramètres du procédé d'emboutissage pour le contrôle du retour élastique. Thèse de doctorat, Université de Technologie de Compiègne (France), 13 décembre 2004.
- [Ben-05]** K.Y. Benyounis, A.G. Olabi, M.S.J. Hashmi. Optimizing the laser-welded butt joints of medium carbon steel using RSM. Journal of Materials Processing Technology, Vol.164-165, pp 986-989, 2005.
- [Bat-05]** J.L. Batoz; C. Knof-Lenoir, H. Naceur, A. Delamésière, S. Ben Elechi; L. Ben Ayed. Die Design and Material Identification for Springback Compensation in Sheet Metal Forming. Proceedings of the first invited COST 526 conference on Automatic Process Optimization in Materials Technology, Morschach – Switzerland, pp 252-261, May 30-31, 2005.
- [Boo-95]** A.J. Booker, A.R. Conn, J.E. Dennis, P.D. Frank, M. Trosset, V. Torczon. Global modeling for optimization. Boeing/IBM/Rice Collaborative Project, ISSTECH-95-032, The Boeing Company, Seattle, WA, 1995.
- [Bou-82]** C. Bouchêlier. Pliage, Formage des tôles fortes, Travail des métaux en feuilles. Techniques de l'ingénieur, pp B7631-1-B7631-4, 1982.
- [Bre-01]** P. Breitkopf, A. Rassineux, P. Villon, K. Saannouni, H. Cherouat. Meshfree operators for consistent field transfer in large deformation plasticity. In: Proceedings of ECCOMAS-ECCM-2001, Cracow, Poland, June 26-29, 2001.
- [Bre-05]** P. Breitkopf, H. Naceur, A. Rassineux, P. Villon. Moving least squares response surface approximation: Formulation and metal forming applications. Computer and Structures, Vol.83, pp 1411-1428, 2005.
- [Bui-04]** Q.V. Bui, L. Papeleux, J.P. Ponthot. Numerical simulation of springback using enhanced assumed strain elements. Journal of Materials Processing Technology, Vol.153-154, pp 314-318, 2004.
- [Cal-00]** M. Caldora Costa, S. Giurgea, J.L. Coulomb, Y. Maréchal. Application of Experimental Design Method in the Screening of Electromagnetic Devices Parameters. LEG - Laboratoire d'Electrotechnique de Grenoble - INPG/UJF, 2000.
- [Cer-90]** M. Cervenka, B. Bouchet, C. Gasc. Influence du mode de découpe sur le comportement en fatigue de tôles minces d'aciers dual-phase. Mémoires d'études scientifiques, Revues de métallurgie, pp 233-247, Mars 1990.
- [Cha-51]** T.M. Chang. Shearing of metal blank. Jour. Inst. Met. pp 393-414, 1951.
- [Cha-81]** J. L Chaboche. "Continuous damage mechanics-A tool to describe phenomena before crack initiation". Nucl. Engng. Vol.64, 1981.

- [Che-00] F.K. Chen, P.C. Tszeng. A study of sidewall curl in sheet metal forming processes. Proceeding of the 8th International Conference on Sheet Metal, Birmingham, England, ISBN0-95276-643-4, pp 225-234, April 2000.
- [Che-00] P.J. Chen, S.C. Lin. Using neural networks to predict bending angle of sheet metal formed by laser. International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol.40, pp 1185-1197, 2000.
- [Cho-99] I. Nan Chou, Ch. Hung. Finite element analysis and optimization of springback reduction. International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol.39, pp 517-536, 1999.
- [Chu-98] J.S. Chung, S.M. Hwang. Application of a genetic algorithm to process optimal design in non-isothermal metal forming. Journal of Materials Processing Technology, Vol.80-81, pp 136-143, 1998.
- [Cla-01] A.H. Clausen, O.S. Hopperstad, M. Langseth. Sensitivity of model parameters in stretch bending of aluminium extrusions. International Journal of Mechanical and Sciences, Vol.43, pp 427-453, 2001.
- [Coh-94] D. Cohn. Neural networks exploration using Optimal Experiment Design. Advances in Neural Information Processing Systems, 6, 2001.
- [Cou-82] R. Coutin. Les Aciers à Haute Limite d'Elasticité à dispersoïdes- Propriétés de formage. Cetim Informations, No.74, février, ISSN 0399-0001, pp 60-68, 1982.
- [Cri-91] M.A. Criesfield. Non linear finite element analysis of solids and structures. Vol.1, Wiley, 1991.
- [Dal-05] D. Daly. Modélisation des instabilités plastiques et du comportement de post-localisation en hydroformage de tubes. Thèse de doctorat, Université de Technologie de Compiègne (France), 28 Juin 2005.
- [Del-02] A. Delamézière, H. Naceur, P. Bretkopf, Catherine Knof-Lenoir, J.L. Batoz, Pierre Villon. Faisabilité en emboutissage: optimisation du matériau par surface de réponse. Mécanique et Industries, Vol. 3, pp 93-98, 2002.
- [Esa-02] V. Esat, H. Darendeliler, M.I. Gokler. Finite element analysis of springback in bending of aluminium sheets. Materials and Design, Vol.23, pp 223-229, 2002.
- [Fan-03] K.J. Fann, P.Y. Hsiao. Optimization of loading conditions for tube hydroforming. Journal of Materials Processing Technology, Vol.140, Issues 1-3, pp 520-264, 2003.
- [Fuj-95] S. Fujikawa, K. Ishii. Diagnostic expert systems for defects in forged parts. Journal of Intelligent Manufacturing, Vol.6, Issue 3, pp 163-173, 1995.
- [Gar-57] F.J. Gardiner. Trans. ASME, pp 1-9, January 1957.
- [Gho-85] A. Ghosh, P.B. Popat, V. Raghu. A new approach to the mechanics of the blanking operation: Theoretical model and experimental verification. Journal of mechanical working technology, Vol. 11, pp 215-228, 1985.
- [Gou-99] J. Goupy. Plan d'expériences pour surface de réponse. Dunod, Paris, ISBN 2-10-005765-0, 1999.
- [Gri-01] B. Grizelj. The influence of press and die on enhancement of bending accuracy. Proceeding of the 8th International Conference on Sheet Metal, Birmingham, England, ISBN90-73802-78-4, pp 149-156, April 2001.

- [Gui-00]** L. Guillaumat, "Aide au pré-dimensionnement de structures composites impactées". Mécanique et Industries, Vol. 1, pp 235-240, 2000.
- [Gil-03]** S.G. Gilmour, R. Mead. A Bayesian design criterion for locating the optimum point on response surface. Statics & Probability Letters, Vol.64, pp 235-242, 2003.
- [Had-03]** N.S. Hadi. Neural networks applications in concrete structures. Computer and Structures, Vol.81, pp 373-381, 2003.
- [Ham-95]** R. Hambli, A. Potiron, S. Boude, M. Reszka. Sheet metal blanking simulation with ABAQUS. ABAQUS User's Conference, Paris, pp 409-417, 1995.
- [Ham-96]** R. Hambli. Etude expérimentale, numérique et théorique du découpage des tôles en vue de l'optimisation du procédé. Thèse de doctorat ENSAM Angers, 1996.
- [Hamm-00]** Y. Hammi. Simulation numérique de l'endommagement dans les procédés de mise en forme. Thèse de doctorat, Université de Technologie de Compiègne-Université de Technologie de Troyes, pp 179-222, 2000.
- [Ham-00]** R. Hambli. Numerical fracture prediction during sheet-metal blanking process. Engineering Fracture Mechanics, Vol.68, Issue 3, pp 365-378, 2000.
- [Ham-01]** R. Hambli. Finite element simulation of fine blanking processes using a pressure-dependant damage model. Journal of Materials Processing Technology, Vol.116, Issues 2-3, pp 252-264, 2001.
- [Ham-01a]** R. Hambli. Comparison between Lemaitre and Gurson damage models in crack growth simulation during blanking process. International Journal of Mechanical Sciences, Vol.43, No.12, pp 2769-2790, 2001.
- [Ham-03]** R. Hambli, A. Potiron, Abdessamad Kobi. Application of design of experiment technique for metal blanking processes optimization. Mécanique et Industries, Vol.4, pp 175-180, 2003.
- [Ham-03a]** R. Hambli, F. Guerin. Application of neural network for optimum clearance prediction in sheet metal blanking processes. Finite Elements in Analysis and Design, Vol.39, pp 1039-1052, 2003.
- [Han-01]** N. Hansen, A. Ostermeier. Completely derandomised self-adaptation in evolution strategies. Evolutionary Computation, Vol.9, No.2, pp 159- 195, 2001.
- [Han-03]** N. Hansen, S. D. Müller, P. Koumoutsakos. Reducing the time complexity of the derandomised evolution strategy with covariance matrix adaptation (CMA-ES). Evolutionary Computation, Vol.11, No.1, pp 1-18, 2003.
- [Har-71]** R.L. Hardy. Multiquadratic equations of topography and other irregular surfaces. Journal of Geophysical Research. Vol.76, pp 1905-1915, 1971.
- [Har-92]** P. Hartley, I. Pillinger, C. Sturgess. Numerical modeling of material deformation process research, developpement and applications. Springer-Verlag, 1992.
- [Hoj-67]** H. Hojo. Shearing mechanisms of phenolic paper base laminated sheets. Annals of the CIRP, Vol.14, pp 409-428, 1967.
- [Hib-01a]** Hibbit, Karlsson, Sorensen, Inc. ABAQUS Scripting Manual. U.S.A., version 6.2, 2001.
- [Hib-02b]** Hibbit, Karlsson, Sorensen, Inc. ABAQUS/Standard User's Manual. U.S.A., version 6.2, 2002.

- [Hib-01c]** Hibbit, Karlsson, Sorensen, Inc. Contact and interaction modelling. ABAQUS/STANDARD User's Manual, U.S.A, version 6.2, pp 21.1.1-1 - 21.9.1-1., 2001.
- [Hib-01d]** Hibbit, Karlsson, Sorensen, Inc. ABAQUS Theory Manual, U.S.A., version 6.2, 2001.
- [Hin-99]** R. Hino, Y. Goto, M. Shiraishi. Spring back of sheet metal laminates subjected to stretch bending and the subsequent unbending. Proceedings of the 6th International conference on Technology of Plasticity, Erlangen, Germany, ISBN3-540-66066-6, pp 1077-1082, September 1999.
- [Hyu-94]** B.S. Hyun, H.S. Cho. Prediction of forming pressure curve for hydroforming processes using artificial neural network. Proceedings of the institution of Mechanical Engineers. Part I, Journal of Systems and Control Engineering, Vol.208, Issues 2, pp 109-121, 1994.
- [Ina-00a]** M.V. Inamdar, P.P. Date, S.V. Sabnis. On the effects of geometric parameters on springback in sheets of five materials subjected to air vee bending. Proceeding of the 8th International Conference on Sheet Metal, Birmingham, England, ISBN0-95276-643-4, pp 235-242, April 2000.
- [Ina-00b]** M.V. Inamdar, P.P. Date, U.B. Desai. Studies on the prediction of springback in air vee bending of metallic sheets using an artificial neural network. Journal of Materials Processing Technology, Vol.108, pp 45-54, 2000.
- [Jan-89]** S. Jana, N.S. Ong. Effect of punch clearance in the high-speed blanking of the thick metal using an accelerator for mechanical press. Journal of mechanical working technology, Vol. 19, pp 55-72, 1989.
- [Jim-63]** T. Jimma. The theoretical research on the blanking of a sheet material. Bulletin of JSME, Vol.6, No.1, 1963.
- [Kal-91]** S. Kalpakjian. Sheet metal forming processes, Manufacturing Processes for Engineering Materials. Second edition, Addison-Wesley Publishing Company, U.S.A, ISBN0-201-60702-6, pp 403-472, 1991.
- [Kal-91a]** S. Kalpakjian. Manufacturing processs for engineering materials. Second edition, Addison-Wesley Publishing Company, U.S.A, 1991.
- [Kam-00]** Z. Kampus. The influence of the shape of die inlet opening on bending. Proceeding of the 8th International Conference on Sheet Metal, Birmingham, England, ISBN0-95276-643-4, pp 497-504, April 2000.
- [Kim-02]** S.H. Kim, H. Huh. Design sensitivity analysis of sheet metal forming processes with a direct differentiation method. Journal of Materials Processing Technology, Vol.130-131, pp 504-510, 2002.
- [Kir-83]** S. Kirkpatrick, C.D. Gellatt and M.P. Vecchi. Optimization by Simulated Annealing, Science, Vol.220, N°4598, pp 671-680, 1983.
- [Kno-87]** C. Knopf-Lenoir, P. Trompette, C. Fleury. Optimisation des structures. Approche de l'ingénieur, Paris, 9-11 Septembre 1987.
- [Koe-96]** J.R. Koehler, A.B. Owen. Computer Experiments. Handbook of Statistics (S. Ghosh and C.R. Rao, eds), Elsevier Science, New York, pp 261-308, 1996.
- [Kra-05]** P. Krajnik, J. Kopac, A. Sluga. Design of grinding factors based on response surface methodology. Journal of Materials Processing Technology, Vol.162-163, pp 629-636, 2005.

- [Kur-85]** L. Kurt and al. Bending, Handbook of metal forming. First edition, Mcgraw-Hill Book Compagny, U.S.A, ISBN0-07-036285-8, 1985.
- [Kur-02]** H. Kurtaran, A. Eskandarian, D. Marzougui, N.E. Bedwi. Crashworthiness design optimization using response surface approximations. Computational Mechanics, Vol.29, pp 409-421, 2002.
- [Kus-99]** J. Kusiak, M. Pietrzyk. Artificial intelligence approach to the internal variable-based rheological model for steels. Proceeding of the Second International Conference on Intelligent Processing and Manufacturing of Materials IPMM'99, Vol.2, Hawaii, pp 773-778, July 10-15, 1999.
- [Kus-02]** J. Kusiak, R. Kuziak. Modelling of microstructure and mechanical properties of steel using the artificial neural network. Journal of Materials Processing Technology, Vol.127, pp 115-121, 2002.
- [Lan-86]** P. Lancaster, K. Salkauskas. An introduction: Curve and surface fitting. Academic Press; 1985.
- [Lee-96]** Y.H. Lee, H.M. Shin, B.H. Yang. An approach for multiple criteria simulation optimization with appication to turning operation. Computer and Industrial Engineering, Vol.110, Issues 1-3, pp 375-386, 1996.
- [Lei-00]** L.P. Lei, S.M. Hwang and B.S Kang. Finite element analysis and design in stainless steel sheet forming and its experimental comparison. Journal of Material Processing Technology, Vol.110, No.1, pp 70-77, 2000.
- [Lem-85]** J. Lemaitre. A continuous damage mechanics model for ductile fracture. Journal of Engineering Materials and Technology, Vol.107, pp 83-89, 1985.
- [Lem-88]** J. Lemaitre, J.L. Chaboche. Mécanique des matériaux solides. Dunod Paris, ISBN2-04-018618-2, pp 343-444, 1988.
- [Liv-01]** H. Livatyali, T.Altan. Prediction and elimination of springback in straight flanging using computer aided design methods. Part 1. Experimental investigation. Journal of Material Processing Technology, Vol.117, pp 262-268, 2001.
- [Liv-02]** H. Livatyali, H.C. Wu, T.Altan. Prediction and elimination of springback in straight flanging using computer-aided design methods. Part 2: FEM predictions and tool design. Journal of Material Processing Technology, Vol.120, pp 348-354, 2002.
- [Liv-03]** H. Livatyali, G. L. Kinzel, T. Altan. Computer aided die design of straight flanging using approximate numerical analysis. Journal of Materials Processing Technology, pp 532-543, 2003.
- [Mac-92]** D. MacKay. Information-based objective functions for active data selection. Neural computation 4.
- [Mag-02]** C. Magny. Lois de frottement évolutives destinées à la simulation numérique de l'emboutissage. La revue de Métallurgie - CIT/Science et Génie des Matériaux, pp 145-156, 2002.
- [Mai-91]** A. Maillard. Etude expérimentale et théorique du découpage. Thèse de doctorat, Université de Technologie de Compiègne, 1991.

- [Mar-95]** G. Marron (Sollac Fos), C. Bouchélier (Cetim). Le pliage des aciers HLE. Prévision et maîtrise du retour élastique. Revue de la métallurgie - CIT, pp 121-130, 1995.
- [Mar-92]** Z. Marciniak, J. Duncan. The Mechanics of sheet metal forming. First published, Edward-Arnold, Great Britain, ISBN 0-340-56405-9, pp 68-99, 1992.
- [Mar-04]** H. Martins Gomesa, A. Miguel Awruchb. Comparison of response surface and neural network with other methods for structural reliability analysis. Structural Safety 26, pp 49-67, 2004.
- [Math-02]** M. Math, B. Grizelj. Finite element approach in the plate bending process. Journal of Materials Processing Technology, Vol.125-126, pp 778-784, 2002.
- [Mat-02]** The Optimization Toolbox with MATLAB. MA: The Mathworks, Inc; June 18, version 6.2, 2002.
- [Mau-94]** P. Maurice. Introduction aux plans d'expériences par la méthode de Taguchi. ISBN 2-7081-1442-5, 1994.
- [Mau-97]** P. Maurice. Les plans d'expériences par la méthode de Taguchi. ISBN 2-7081-2031-X, 1997.
- [McD-00]** D.B. McDonald, W.J. Grantham, W.L. Tabor, M.J. Murphy. Response surface model development for global/Local optimization using radial basis functions. AIAA-2000-4776, 8th AIAA/USAF/NASA/ISSMO Symposium on Multidisciplinary Analysis and Optimisation, Sep. 6-4, Long Beach, CA, 2000.
- [Mka-03]** A. Mkaddem. Expérimentation et simulation du pliage de tôles H.L.E. Prévision du comportement en service des pièces pliées. Thèse de doctorat, ENSAM Angers, 16 décembre 2003.
- [Mon-84]** G. Monfort and A. Bragard. Voraussage und reduzierung der Rückfederung beim biegen hockfester stahlbleche. Stahl. U. Eisen, Vol. 104, pp1059-1064, 1984.
- [Mül-02]** S.D. Müller. Bio-inspired optimization algorithms for engineering applications. PhD Swiss institute of technology, Zürich 2002.
- [Mye-02]** R.H. Myers, D.C. Montgomery. Response Surface Methodology Process and Product Optimisation using Designed Experiments. John Wiley and Sons, New York, USA, 2^{end} ed. 2002.
- [Nay-94]** B. Nayroles, G. Touzot, P. Villon. Using the diffuse approximation for optimizing the location of anti-sound sources. Journal of Sound and Vibration, Vol.171-1, pp 1-21, 1994.
- [Oga-99]** H. Ogawa, A. Makinouchi. Small radius bending of sheet metal by indentation with V-Shape punch. Proceedings of the 6th International Conference on Technology of Plasticity, Erlangen, Germany, ISBN3-540-66066-6, pp 1077-1082, September 1999.
- [Oga-01]** H. Ogawa. A study of bottoming bend coining bend of sheet metal. Proceeding of the 9th International Conference on Sheet Metal, Birmingham, England, April 2001, ISBN90-73802-78-4, pp 247-254.
- [Oha-03]** T. Ohata, Y. Nakamura, T. Katayama, E. Nakamachi. Development of optimum process design system for sheet fabrication using response surface method. Journal of Materials Processing Technology, Vol.143-144, pp 667-672, 2003.

- [Osa-78]** T. Osaki, T. Yoshikai. Effect of profile in basal section in shearing process. Memoire of the faculty of engineering, Kyushu University, Vol.38, No.3, pp 249-273, September 1978.
- [Osa-84]** T. Osaki, S.S. Yamasaki. Effect of the geometry of cutting edge of tool in blanking process and punching. Memoire of the faculty of engineering, Kyushu University, Vol.38, No.4, pp 371-395, December 1984.
- [Osi-96]** I.G. Osio, C.H. Amon. An engineering design methodology with multistage bayesian surrogates and optimal sampling. Research in Engineering Design, Vol.8, pp 189-206, 1996.
- [Par-75]** P. Parniere. Appréciation des caractéristiques d'emboutissabilité des tôles minces, Mise en forme des métaux et alliages. Ecole d'été de métallurgie physique de Villars-sur-ollon, Suisse, ISBN2-222-01917-6, pp 305-330, Septembre 1975.
- [Par-92]** D. J. Park, B. E. Jun and J. H. Kim. Novel Fast Training Algorithm for Multilayer Feedforward Neural Network. Elec. Letters, 28, 6, 1992.
- [Pou-95]** F. Pourboghra, E. Chu. Prediction of spring-back and side-wall curl in 2-D draw bending. Journal of Materials Processing Technology, Vol.50, pp 361-374, 1995.
- [Pow-92]** J.D. Powell. The theory of radial basis function approximation in 1990. Advances in Numerical Analysis, Vol.2, Wavelets, Subdivision Algorithms, and Radial Basis Function, Edited by Will Light, Clarendon Press, Oxford, Chapter 3, pp 105-210, 1992.
- [Que-68]** A. Queener, R.J. De Angelis. Elastic sprigback and residual stresses in sheet metal parts formed by bending. Trans. ASME, Vol. 61, pp757-768, 1968.
- [Ras-03]** A. Rassineux, P. Breitkopf, P. Villon. Simultaneous surface and tetrahedron mesh adaptation using mesh free techniques. International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol.57, pp 371-389, 2003.
- [Red-02a]** M. Redhe, J. Forsberg, T. Jansson, P-O. Marklund and L. Nilsson. Using the Response Surface Methodology and the D-Optimality Criterion in Crashworthiness Related problems. Structural and Multidisciplinary Optimisation, 24:3, pp 185-194, 2002.
- [Red-02b]** M. Redhe, L. Eng and L. Nilsson. Using Space Mapping and Surrogate Models to Optimize Vehicle Crashworthiness Design. Third ISSMO/AIAA Internet Conference on Approximations in Optimization, October 14-25, 2002.
- [Rey-90]** L. M. Reyneri and E. Filippi. Modified Backpropagation Algorithm for Fast Learning in Neural Networks. Elec. Letters, 26, 19, 1990.
- [Rob-98]** S.M. Roberts, J. Kusiak, Y.L. Liu, A. Forcellese, P.J. Withers. Prediction of damage evolution in forged aluminium metal matrix composite using neural network approach. Journal of Materials Processing Technology, Vol.80-81, pp 507-512, 1998.
- [Rob-01]** S.M. Roberts, J. Kusiak. The application of artificial intelligence to the constitutive and microstructural behaviour of Nickel-base superalloys. The 4th International ESAFORM Conference on Material Forming, Liège-Belgium Vol 2, pp 441-444, April 23-25, 2001.

- [Rou-02]** W.J. Roux, N. Stander, R.T. Haftka. Response surface approximations for structural optimization. International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol 42, pp 517-534, 1998.
- [Rum-86]** D. E. Rumelhart, G. E. Hinton and R. J. Williams. Learning Internal Representations by Error Propagation. Parallel Distributed Processing: Explorations in the Microstructures of Cognition, Vol.1, pp 318-362, 1986.
- [Sac-51]** G. Sachs. Principes et modes de fabrication des tôles. New York 1951.
- [Sac-89]** J. Sacks, W.J. Welch, T.J. Mitchell, H.P. Wynn. Design and analysis of computers experiments. Statistical Science, Vol 4, No.4, pp 409-435, 1989.
- [Ser-01]** W. Serruys. Adaptive Bending. Proceeding of the 9th International Conference on Sheet Metal, Birmingham, England, ISBN90-73802-78-4, pp 503-512, April 2001.
- [Sim-98]** T.W. Simpson, T.M. Mauery, J.J. Korte, F. Mistree. Comparison of response surface and kriging models for multidisciplinary design optimization. American Institute of Aeronautics and Astronautics, Vol 4755, pp 1-11, 1998.
- [Sin-00]** U.P. Singh, S.K. Maiti, P.P. Date, K. Narasimhan. Numerical simulation of the influence of air bending tool geometry on product quality. Proceeding of the 8th International Conference on Sheet Metal, Birmingham, England, ISBN0-95276-643-4, pp 477-488, April 2000.
- [Sta-01]** N. Stander. The successive response surface method applied to sheet-metal forming. In: Proceedings, First MIT Conference on Computational Fluid and Solid Mechanics, pp 481-485, June 12-15, 2001.
- [Sto-97]** R. Storn, K. Price. Differential evolution- A simple and efficient heuristic strategy for global optimization over continuous spaces. Journal of global optimization, Vol 11, pp 341-359, 1997.
- [Tek-04]** Z. Tekiner. An experimental study on the examination of springback of sheet metals with several thicknesses and properties in bending dies. Journal of Materials Processing Technology, Vol.145, pp 109-117, 2004.
- [Tod-04]** A. Todoroki, T. Ishikawa. Design of experiments for stacking sequence optimisations with genetic algorithm using response surface approximation. Composite Structures, Vol.64, pp 349-357, 2004.
- [Wan-93]** C.T. Wang, G.L. Kinzel, T. Altan. Mathematical modeling of plane-strain bending of sheet and plate. Journal of Materials Processing Technology, Vol.39, pp 279-304, 1993.
- [Wan-84]** N. Wang. Proceedings of the IDDRG Congress, Melbourne, Australia, 1984.
- [Wan-02]** P.P. Wang. Parameter optimisation in radial basis function response surface approximation. AIAA-2002-1344, Presented at 43rd AIAA/ ASME/ ASCE/ AHS/ ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference, April 22-25, Denver, CO, 2002.
- [Was-68]** B. Wassilieff. « Pliage et correction du springback », paru dans la revue *Métaux en feuilles, production -travail- traitements*; No.17, Février 1968.
- [Wat-87]** R. L. Watrous. Learning Algorithms for connectionist Networks: Applied Gradient Methods of Non linear Optimization. IEEE First International Conf. On Neural Networks, San Diego, California, June 21-24, 1987.

- [Wel-90]** W.J. Welch, T.K. Yu, S.M. Kang, J. Sacks. Computer experiments for quality control by parameter design. *Journal of Quality Technology*, Vol 22, No.1, pp 15-22, 1990.
- [Wol-96]** S. Wolfram, *Le logiciel Mathematica*, version 3.0, 1996.
- [Won-75]** V.G. Wong, M.K. Das. Analysis of stresses in bar cropping. 15th.Int.Mach. tool. Res. Conference, Birmingham, Macmillan, pp 617-624, 1975.
- [Xu-04]** W.L. Xu, C.H. Ma, C.H. Li, W.J. Feng. Sensitive factors in springback simulation for sheet metal forming. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.151, pp 217-222, 2004.
- [Yan-96]** M. Yang, K.I. Manabe, H. Nishimura. Development of real-time process control system for precision and flexible V-bending with an on-line database. *Journal of Material Processing Technology*, Vol.60, pp 249-254, 1996.
- [Yan-01]** J.B. Yang, B.H. Jeon and S.I. Oh. Design sensitivity analysis and optimization hydroforming process. *Journal of Material Processing Technology*, Vol.113, Issues 1-3, pp 666-672, 2001.
- [Zmu-05]** A. Zmudzki, J. Kusiak. Neural Networks based optimization in inverse analysis. Proceedings of the first invited COST 526 conference on Automatic Process Optimization in Materials Technology, Morschach – Switzerland, pp 236-241, May 30-31, 2005.

OPTIMISATION DU PROCÉDÉ DE PLIAGE SUR PRESSES DE PIÈCES EN TÔLES A HAUTE LIMITE D'ÉLASTICITÉ

RESUME: Les ferrures d'ancrage sont des pièces de sécurité automobile qui doivent résister à des chocs éventuels sans se rompre. Elles sont issues de tôles en acier à Haute Limite Elastique et mises en forme par découpage et pliage. L'étude de leur comportement lors de leur fabrication et des qualités mécaniques qui en résulte a été conduite de manière expérimentale et numérique avec confrontation des résultats pour valider la simulation.

L'endommagement apporté au matériau est pris en compte dans les routines utilisateur du code EF Abaqus Standard. C'est une des fonctions objectives intervenant dans l'optimisation de la forme des attaches ainsi que dans l'optimisation du procédé de pliage. Les études sont basées sur des plans d'expériences des représentations approchées par surfaces de réponse et la mise en œuvre d'un réseau de neurones artificiels.

Les fonctions objectives sont les efforts exercés sur le poinçon, les contraintes et le dommage lors de l'opération de pliage. Dans les opérations de dépliage figurant le choc dynamique, les fonctions objectives sont l'effort maximal de dépliage, les contraintes et le dommage. La recherche des optima est faite par la méthode des éléments diffus, les stratégies d'évolution et un calcul global. Les paramètres rayon de matrice et jeu entre la tôle et l'outillage sont optimisés en vue de fournir une pièce la plus résistante possible.

Mots-clés: choc, dépliage, dommage, méthode des éléments diffus, optimisation, pièces de sécurité, pliage, réseau de neurones, simulation E.F, stratégies d'évolution, surfaces de réponse.

OPTIMISATION OF THE BENDING PROCESS OF HIGH STRENGTH LOW ALLOY SHEET METAL

ABSTRACT: Anchorage parts for automobile safety belts and other safety parts must resist shock loadings without breaking. They are typically made from High Strength Low Alloy sheet metal and fabricated by blanking and bending operations. The study of their behaviour during fabrication and their resulting mechanical properties has been studied experimentally and numerically. The experimental results were used to validate the numerical simulation.

The resulting material damage is taken into by user subroutines in the Abaqus Standard finite element code. Damage is one of the objective functions intervening in the shape optimisation of the safety parts as well as the optimisation of the bending process. This study is based on the use of "the design of experiments technique", the approximated representation by response surfaces and the use of artificial neural networks.

The objective functions represent the maximum punch loads, the maximum stresses and maximum damage during the bending operation. For unbending operations, representative of dynamic choc loadings, the objective functions are again the maximum unbending load, the maximum stresses and maximum damage. The optimisation is done by the moving least square method, evolution strategies and a global calculation method. The parameters that represent the die radius and the clearance between the sheet and tool are optimised with the objective to obtain the most resistant safety part possible.

Keywords: bending, damage, evolution strategies, F.E simulation, moving least square method, neural networks, optimisation, response surfaces, safety parts, shock, unbending.