

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique  
Université Hassiba Benbouali de Chlef

Faculté de Technologie

Département de Génie Mécanique



# THÈSE

Présentée pour l'obtention du diplôme de

## DOCTORAT

Filière : Génie mécanique

Spécialité : Génie mécanique

Par

**Mohammed ABBADENI**

Thème :

---

### **Simulation de l'Interaction Fluide-Structure Pour le Procédé d'Hydroformage**

---

Soutenue le 19/04/2018, devant le jury composé de :

Abdelkader HOCINE	Professeur	Université Hassiba Benbouali de chlef	Président
Ibrahim ZIDANE	MCA	Université Hassiba Benbouali de chlef	Rapporteur
Hamou ZAHLOUL	Professeur	Université Hassiba Benbouali de chlef	Co-Rapporteur
Ali BILEK	Professeur	Université de Tizi-Ouzou	Examineur
Miloud TAHAR ABBES	Professeur	Université Hassiba Benbouali de chlef	Examineur
Mohammed MENDAS	MCA	Université Hassiba Benbouali de chlef	Examineur
Ali BENHADJ M'HAMED	Ingénieur – chef de production	ENIEME Miliana	Invité

## Remerciements

*Ce travail s'est déroulé sous la direction de Monsieur Ibrahim ZIDANE, Maitre de conférences à l'UHB de Chlef et de Monsieur Hamou ZAHLOUL, Professeur à l'UHB de Chlef. Je tiens à leur exprimer ma très vive gratitude pour leur encadrement, leur grande disponibilité et leurs conseils utiles durant toutes ces années de thèse.*

*Je tiens à exprimer ma reconnaissance à Monsieur Mohamed HAJJAM, Professeur et responsable de l'axe Ttibolub à l'Institut Pprime, pour m'avoir accueilli au sein de son laboratoire.*

*Je serai extrêmement reconnaissant à Monsieur Aurelian FATU, Professeur à l'Université de Poitiers, pour son aide et ses conseils utiles pendant la phase de la programmation numérique.*

*J'exprime ma profonde reconnaissance à Madame Kouadri Mostefai Soumia, Professeur à l'UHB de Chlef et ex-vice-rectrice de la post-graduation et de la recherche scientifique pour m'avoir aidé à effectuer les calculs numériques.*

*Je remercie l'ensemble des membres de jury qui ont accepté de donner de leurs temps afin d'examiner ce travail. Il s'agit de Monsieur Abdelkader HOCINE, Professeur à l'UHB de Chlef, de Monsieur Ali BILEK, Professeur à l'UMM de Tizi-Ouzou, de Monsieur Miloud TAHAR ABBAS, Professeur à l'UHB de Chlef et de Monsieur Mohammed MENDAS, Maitre de conférences à l'UHB de Chlef.*

*Je voudrais remercier également Monsieur Ali BENHAJ M'HAMED, Ingénieur et chef de production à l'ENIEME Miliana, pour avoir accepté de faire partie du jury de ma thèse.*

*Mes remerciements vont aussi à tous les enseignants du département de Génie Mécanique et au personnel de la faculté de Technologie.*

*Pour finir, une pensée particulière est adressée à mes parents, mes frères et sœurs qui m'ont soutenu et m'ont encouragé tout au long de mon cursus universitaire.*

## Résumé

L'hydroformage est un procédé de fabrication largement utilisé pour la mise en forme de pièces tubulaires ou sous forme de tôles de faibles épaisseurs. Il possède de nombreux avantages qui le rendent très intéressant pour plusieurs domaines industriels comme l'aéronautique, l'automobile, l'électroménager ... L'objectif de ce travail est de contribuer à l'étude et à la simulation numérique de ce procédé. Le formage hydromécanique a été choisi parmi les différents procédés d'hydroformage. Ce procédé met en jeu des phénomènes complexes. Pour modéliser et simuler ce procédé, il faut non seulement décrire le procédé lui-même (géométrie, action des outils sur la pièce, thermique ...), mais aussi de prendre en compte le comportement rhéologique du matériau mis en forme, ses limites de formabilité, l'écoulement du fluide sous pression et l'interaction fluide-structure.

Les simulations classiques du procédé de formage hydromécanique supposent que la pression du fluide dans la cavité est généralement donnée par des courbes expérimentales, et que l'écoulement du film fluide, entre la tôle et la matrice, est souvent négligé. Cependant, peu de recherches sont réalisées sur les effets de l'écoulement du fluide et son interaction avec la structure. D'un point de vue pratique, l'action du poinçon sur le fluide dans la cavité génère un film fluide lubrifiant au niveau de la zone de contact matrice-tôle. Ce mécanisme de lubrification a été détaillé et expliqué rigoureusement dans ce travail. Trois régimes de lubrification sont distingués, à savoir, limite, mixte et hydrodynamique. Par hypothèse, un comportement hydrodynamique du film fluide lubrifiant est considéré. Ce comportement est modélisé analytiquement à partir de l'équation classique de Reynolds. La distribution de la contre-pression du fluide dans la cavité de la matrice est ainsi modélisée à partir de la variation du volume du fluide dans la cavité. Ces deux modèles ont été implémentés dans le code de calcul ABAQUS/Explicit au moyen du sous-programme VDLOAD sous une extension Fortran. Deux matériaux de la tôle sont utilisés dans la modélisation numérique ; le premier est l'acier de haute résistance E275 pour valider l'approche numérique par rapport à des résultats expérimentaux ultérieurs, le deuxième est un alliage d'aluminium commercial AA5086 pour étudier l'influence de la force de serrage sur la formabilité.

L'analyse comparative des résultats numériques et expérimentaux a montré que le modèle proposé décrit fidèlement les différents phénomènes mis en jeu et que la simulation numérique est capable de donner des résultats proches de la réalité. L'influence de la force de serrage et de la pression du fluide sur la formabilité de la tôle métallique a été investiguée. Un choix approprié de la force de serrage permet de réduire la déformation dans la tôle et prévenir le risque de rupture.

**Mots-clés:** Hydroformage; Interaction fluide-structure; Simulation numérique; film fluide ; Méthode des éléments finis.

## Abstract

Hydroforming is a manufacturing process widely used to draw tubular or sheet parts. It has many advantages which make it very interesting for several industrial areas such as aeronautics, automotives... The objective of this work is to contribute to the study and numerical simulation of this process. The hydromechanical forming was chosen among different hydroforming processes. This process involves complex phenomena. To model and simulate this process, it must be not only describe the process itself (geometry, tool actions, thermal ...), but also to take into account the rheological behavior of the material and its limits of formability, the flow of the pressurized fluid and fluid-structure interaction.

Classical simulations of the hydromechanical forming process assume that the pressure of the fluid in the cavity is generally given by experimental curves, and the fluid film flow, at the blank-die contact zone, is often neglected. However, little research is carried out on the effects of the fluid flow and its interaction with the structure. From a practical standpoint, the punch action on the fluid in the cavity generates a fluid film lubricant at the blank-die contact zone. This lubrication mechanism has been explained rigorously in this work. Three lubrication regimes are distinguished namely: limit, mixed and hydrodynamic. By assumption, a hydrodynamic behavior of the fluid film lubricant is considered. This behavior is modeled analytically using the classical Reynolds equation. The distribution of the fluid counter-pressure in the cavity is also modeled from the variation of the fluid volume in the cavity. These two models have been implemented in the ABAQUS/Explicit software using VDLOAD subroutine under a FORTRAN extension. Two blank materials are used in the numerical modeling; the first is the high strength steel E275 to validate the numerical approach, the second one is the commercial aluminum alloy AA5086 to study the influence of the blank holder force on the formability.

The comparative analysis of numerical and experimental results showed that the proposed model describes the different involved phenomena and that the numerical simulation is capable of giving results very close to the reality. The influence of the blank holder force and the fluid pressure on the formability on the blank has been investigated. An appropriate choice of the blank holder force reduces the deformation in the blank and prevents the risk of rupture.

**Key words:** Hydroforming; Fluid-structure interaction; Numerical simulation; Fluid film; Finite element method.

## ملخص

التشكيل الهيدروليكي هو طريقة تصنيعية تستخدم على نطاق واسع لتشكيل قطع معدنية أنبوبية أو صفائحية ضعيفة السمك. العديد من مزايا التصنيع الهيدروليكي تجعله مستقطباً لعدة قطاعات صناعية مثل الطيران، السيارات... الهدف من هذا العمل هو المساهمة في دراسة و محاكات التشكيل الهيدروليكي. من بين عدة انواع لطرق التشكيل الهيدروليكي المختلفة، تم اختيار التشكيل الهيدروميكانيكي. تتضمن هذه الطريقة ظواهر ميكانيكية مختلفة و معقدة. لنمذجة ومحاكاة هذه الطريقة التصنيعية، فمن الضروري ليس و فقط وصف العملية نفسها (الرسم الهندسي، عمل أدوات التصنيع ، الحرارة ...)، ولكن أيضا الأخذ بعين الاعتبار السلوك الريولوجي لمادة الصفيحة و قابليتها للتشكيل، تدفق السوائل وتفاعل السوائل مع أدوات التصنيع.

المحاكاة التقليدية لعملية التشكيل الهيدروميكانيكي تفترض أن ضغط السائل يعطى عموماً بمنحنيات تجريبية وأن تدفق السائل بين الصفيحة و القالب غالباً ما يهمل. مع ذلك، تم إجراء القليل من البحوث على آثار تدفق السوائل وتفاعلها مع أدوات التشكيل الهيدروميكانيكي. من الناحية العملية، ضغط المولد على السائل يؤدي الى سريان هذا الأخير الى منطقة الاتصال بين الصفيحة و القالب لكي تصبح هذه المنطقة مزينة قليلة الإحتكاك. قد تم تفصيل نظام التزييت هذا وشرحه بدقة في هذا العمل. نستطيع تميز ثلاثة أنظمة تزييت: محدود، مختلط و هيدروديناميكي. فرضياً، تم تطبيق إلا السلوك الهيدروديناميكي للسائل. قمنا بنمذجة هذا السلوك باستعمال المعادلة الكلاسيكية لرينولدز. و قمنا كذلك بنمذجة توزيع ضغط السائل في القالب إستناداً الى تغير الحجم أثناء التشكيل. تم تطبيق كلا النموذجين في برنامج ABAQUS/Explicit باستخدام الروتين الفرعي (VDLOAD). قمنا باستخدام نوعين من المواد: الأول هو حديد صلب صنف E275 للتحقق من صحة النموذج العددي المقترح لمحاكات التشكيل الهيدروميكانيكي، والثاني هو ألومونيوم تجاري صنف AA5086 لدراسة تأثير قوة الشد على قابلية التشكيل.

أظهرت التحليل المقارن لنتائج المحاكات العددية والتجريبية أن النموذج المقترح يصف بصورة جيدة الظواهر المختلفة الموجودة في التشكيل الهيدروميكانيكي و أن المحاكاة العددية قادرة على إعطاء نتائج قريبة جداً من التجربة. تم أيضاً دراسة تأثير قوة الشد وضغط السائل لتوضيح تأثيرهما على قابلية التشكيل. أظهرت النتائج على أهمية اختيار قوة شد مناسبة للتقليل من الإجهاد في الصفيحة و الذي يمكن أن يمنع خطر التشقق أثناء التشكيل.

**كلمات البحث:** التشكيل الهيدروليكي؛ التفاعل هيكل سائل؛ المحاكاة الرقمية؛ فيلم السائل؛ طريقة العناصر المحدودة.

# Tables des matières

<i>Liste des figures</i> .....	<i>i</i>
<i>Liste des tableaux</i> .....	<i>iii</i>
<i>Nomenclature</i> .....	<i>iv</i>
<i>Introduction générale</i> .....	<b>1</b>
<b>Chapitre 1. État de l'art sur l'hydroformage</b> .....	<b>4</b>
<b>1.1. Introduction</b> .....	<b>5</b>
<b>1.2. Procédés d'hydroformage</b> .....	<b>5</b>
1.2.1. Hydroformage de tubes.....	7
1.2.2. Hydroformage de flan simple .....	10
1.2.2.1. Hydroformage de flan simple avec membrane diaphragme .....	11
1.2.2.2. Hydroformage de flan simple par emboutissage (hydromécanique) .....	12
1.2.3. Hydroformage de flan double .....	14
1.2.4. Autres variantes du procédé d'hydroformage .....	16
1.2.4.1. Hydroformage de coques sphériques .....	16
1.2.4.2. Hydroformage par fluides visqueux .....	16
<b>1.3. Modes d'échec en hydroformage</b> .....	<b>17</b>
<b>1.4. Problématique de la simulation numérique des procédés d'hydroformage</b> .....	<b>20</b>
<b>1.5. Modélisation des matériaux</b> .....	<b>21</b>
1.5.1. Matériaux utilisés en hydroformage .....	21
1.5.2. Comportement élastique.....	22
1.5.3. Comportement plastique .....	23
1.5.3.1. Critères de plasticité .....	24
1.5.3.2. Lois d'écrouissage .....	29
1.5.3.3. Courbes limites de formage (CLFs).....	30
1.5.3.4. Loi d'endommagement de Gurson .....	35
<b>1.6. Contacts pièce-outils</b> .....	<b>37</b>
1.6.1. Frottement .....	39
1.6.2. Lubrification.....	40
<b>1.7. Interaction fluide-structure</b> .....	<b>41</b>
<b>1.8. Conclusion</b> .....	<b>47</b>
<b>Chapitre 2. Principe de fonctionnement du procédé de formage hydromécanique et mécanismes de lubrification au contact tôle-matrice</b> .....	<b>49</b>
<b>2.1. Introduction</b> .....	<b>50</b>
<b>2.2. Description du procédé de formage hydromécanique</b> .....	<b>50</b>
2.2.1. Outils.....	50
2.2.2. Cycle de travail .....	52
2.2.3. Forces d'emboutissage (de formage) et de serrage .....	54
<b>2.3. Mécanismes de lubrification au contact tôle-matrice</b> .....	<b>59</b>
2.3.1. Régimes de lubrification .....	59
2.3.2. Limites entre les différents régimes – courbe de Stribeck .....	60

2.3.3.	Equation générale de Reynolds pour un contact lubrifié .....	63
2.3.3.1.	Comportement hydrodynamique du film fluide .....	64
2.3.3.2.	Comportement mixte du film fluide .....	69
<b>2.4.</b>	<b>Conclusions .....</b>	<b>74</b>
<b>Chapitre 3. Modélisation et Simulation d'une opération de formage</b>		
	<b>Hydromécanique .....</b>	<b>75</b>
<b>3.1.</b>	<b>Introduction .....</b>	<b>76</b>
<b>3.2.</b>	<b>Modélisation numérique du procédé de formage hydromécanique.....</b>	<b>76</b>
3.2.1.	Géométrie et maillage .....	77
3.2.2.	Matériaux .....	79
3.2.3.	Modélisation des contacts.....	79
3.2.4.	Conditions aux limites .....	80
3.2.5.	Modélisation de l'interaction fluide-structure .....	81
3.2.5.1.	Distribution de la pression dans la cavité .....	81
3.2.5.2.	Distribution de la pression au contact tôle-matrice .....	83
3.2.5.3.	Débit volumique de la fuite.....	84
<b>3.3.</b>	<b>Résultats et discussions .....</b>	<b>86</b>
3.3.1.	Analyse de l'interaction fluide-structure dans le formage hydromécanique.....	86
3.3.1.1.	Validation du modèle numérique .....	86
3.3.1.2.	Comportement hydrodynamique du film fluide .....	88
3.3.1.3.	Déformations dans la tôle.....	89
3.3.2.	Influence de la force de serrage .....	90
3.3.2.1.	Formabilité.....	90
3.3.2.2.	Comportement hydrodynamique du film fluide .....	92
3.3.2.3.	Contraintes de Von-Mises.....	93
3.3.2.4.	Déformation dans l'épaisseur de la tôle .....	94
3.3.2.5.	Force de réaction du poinçon .....	95
3.3.3.	Pression de contact .....	96
<b>3.4.</b>	<b>Conclusion.....</b>	<b>98</b>
<b>Conclusions &amp; Perspectives .....</b>		<b>100</b>
<b>Références .....</b>		<b>102</b>
<b>Annexe 1 .....</b>		<b>108</b>

## Liste des figures

FIGURE 1-1 : EXEMPLE D’HYDROFORMAGE DE TOLES – GM PONTIAC SOLSTICE GXP, MODELE 2007 [1].	6
FIGURE 1-2 : HYDROFORMAGE D’UN CHASSIS AUTOMOBILE – CADRE FORD HD F-150 [2].	6
FIGURE 1-3 : CLASSIFICATION DES PROCEDES D’HYDROFORMAGE.	6
FIGURE 1-4 : HYDROFORMAGE DE TUBES [3].	7
FIGURE 1-5 : HYDROFORMAGE DE TUBES PAR PRESSION EXTERNE [6].	8
FIGURE 1-6 : HYDROFORMAGE DE TUBES PAR PRESSION INTERNE : A- SANS FORCES AXIALES, B- AVEC FORCES AXIALES [6].	9
FIGURE 1-7 : SIMULATION NUMERIQUE DE L’HYDROFORMAGE DE TUBE : A- HYDROFORMAGE DE TUBES A DOUBLE COUCHE. B- HYDROFORMAGE DE TUBES A UNE COUCHE [9].	9
FIGURE 1-8 : SIMULATION DE L’HYDROFORMAGE DE TUBES A DOUBLE COUCHE : A- RESULTATS NUMERIQUES, B- RESULTATS EXPERIMENTAUX ET C- MODELE NUMERIQUE [10].	10
FIGURE 1-9 : HYDROFORMAGE DE FLAN SIMPLE [3].	11
FIGURE 1-10 : HYDROFORMAGE DE TOLE AVEC MEMBRANE DIAPHRAGME [14].	12
FIGURE 1-11 : FORMAGE HYDROMECHANIQUE AVEC JOINT D’ETANCHEITE [14].	12
FIGURE 1-12 : FORMAGE HYDROMECHANIQUE : A- SANS JOINT D’ETANCHEITE, B- A PRESSION RADIALE [5].	13
FIGURE 1-13 : METHODES PROPOSEES PAR NAKAMURA AND NAKAGAWA [16,17].	13
FIGURE 1-14 : PROCEDE D’HYDROFORMAGE DE FLANS DOUBLES [20].	14
FIGURE 1-15 : SYSTEMES D’INJECTION EN HYDROFORMAGE DE FLANS DOUBLES [21].	15
FIGURE 1-16 : PRINCIPE DU PROCEDE D’HYDROFORMAGE DE FLANS DOUBLES [22].	15
FIGURE 1-17 : BOULE PRODUITE PAR LA TECHNOLOGIE IHBF (HARBIN INSTITUTE OF TECHNOLOGY) [5].	16
FIGURE 1-18 : HYDROFORMAGE PAR FLUIDES VISQUEUX D’UNE TOLE : A- PENDANT LA MISE EN FORME, B- A L’ETAT FINALE DE LA MISE EN FORME [7].	17
FIGURE 1-19 : MODES DES DEFAUTS LES PLUS COURANTS DANS LE PROCEDE D’HYDROFORMAGE DE TUBE [22].	18
FIGURE 1-20 : DIAGRAMME DE CHARGEMENT POUR UNE OPERATION D’HYDROFORMAGE AXISYMETRIQUE [19].	18
FIGURE 1-21 : RUPTURE EN HYDROFORMAGE DE TOLES [26].	18
FIGURE 1-22 : RUPTURE D’UNE PIECE INDUSTRIELLE [11].	19
FIGURE 1-23 : PHENOMENES DE PLISSEMENT EN HYDROFORMAGE DE TOLES [27].	19
FIGURE 1-24 : MODELISATION D’UN PROCEDE D’HYDROFORMAGE.	20
FIGURE 1-25 : REPRESENTATION SCHEMATIQUE D’UNE DEFORMATION ELASTIQUE [31].	23
FIGURE 1-26 : REPRESENTATION D’UNE DEFORMATION ELASTO-PLASTIQUE [31].	23
FIGURE 1-27 : CRITERES DE TRESCA (GAUCHE) ET DE VON MISES (DROITE) [31].	25
FIGURE 1-28 : EPROUVETTE DE TRACTION UNIAXIALE.	26
FIGURE 1-29 : SENS DE PRELEVEMENT DES EPROUVETTES PAR RAPPORT A LA DIRECTION DE LAMINAGE.	26
FIGURE 1-30 : COURBE D’ECROUISSAGE ( $\sigma(\epsilon)$ ).	29
FIGURE 1-31 : QUELQUES CAS DE DEFORMATION DE PIECES OU LA LIMITE DE FORMABILITE A ETE DEPASSEE.	31
FIGURE 1-32 : REPRESENTATION D’UNE COURBE LIMITE DE FORMAGE (CLF).	32
FIGURE 1-33 : TEST DE NAKAZIMA [37].	32
FIGURE 1-34 : TEST DE MARCINIAK [38].	33
FIGURE 1-35 : TEST DE GONFLAGE HYDRAULIQUE [39].	33
FIGURE 1-36 : TYPES D’EPROUVETTES UTILISEES DANS TEST DE GONFLAGE HYDRAULIQUE [11].	33
FIGURE 1-37 : MACHINE DE TRACTION BIAXIALE AVEC QUATRE VERINS HYDRAULIQUES [40].	34
FIGURE 1-38 : CLF DE L’ALLIAGE D’ALUMINIUM AA5086 OBTENUE PAR LA METHODE DE TRACTION BIAXIALE [40].	34
FIGURE 1-39 : MECANISMES DE LA RUPTURE DUCTILE [41].	35
FIGURE 1-40 : INTERACTION ENTRE LA PIECE DEFORMABLE ET L’OUTIL LORS D’UN CONTACT A L’ETAT STATIQUE [31].	37
FIGURE 1-41 : INTERACTION ENTRE LA PIECE ET L’OUTIL DURANT LE FORMAGE [31].	38
FIGURE 1-42 : DIFFERENTS DEFAUTS SUR UNE MATRIE.	38



FIGURE 1-43 : RUPTURE DUE AU GRIPPAGE.....	38
FIGURE 1-44 : MODELES DE FROTTEMENT LES PLUS UTILISES EN MISE EN FORME : A- CONTRAINTE DE CISAILLEMENT EN FONCTION DE LA PRESSION DE CONTACT POUR DIFFERENTS MODELES, B- NOMS DES MODELES [32]. .....	39
FIGURE 1-45 : REGIMES DE LUBRIFICATION [31]. .....	40
FIGURE 1-46 : INTERACTION FLUIDE-STRUCTURE POUR LE PROCEDE D'HYDROFORMAGE DE TUBES [48]. .....	41
FIGURE 1-47 : ILLUSTRATION DE L'APPROCHE LAGRANGIENNE-EULERIENNE ARBITRAIRE UTILISEE POUR LA MODELISATION DE L'INTERACTION FLUIDE-STRUCTURE DANS L'HYDROFORMAGE DE TUBES [50]. .....	41
FIGURE 1-48 : PIECES HYDROFORMEES AVEC DES GEOMETRIES CONCAVES [54]. .....	42
FIGURE 1-49 : EVOLUTION DE LA PRESSION DANS LA CAVITE POUR DIFFERENTES VITESSES DU POINÇON [60]. .....	43
FIGURE 1-50 : A- PRESSION DU FILM FLUIDE EN FONCTION DU DEPLACEMENT DU POINÇON. B- ÉPAISSEURS DU FILM FLUIDE AU CONTACT TOLE-MATRICE POUR DIFFERENTES POSITION DU POINÇON [61]. .....	44
FIGURE 1-51 : DESCRIPTION SCHEMATIQUE DE LA MODELISATION DE L'ÉCOULEMENT DU FILM FLUIDE AU CONTACT TOLE-MATRICE [64]. .....	44
FIGURE 1-52 : DESCRIPTION SCHEMATIQUE POUR LE CALCUL DE LA PRESSION DU FLUIDE [63]. .....	45
FIGURE 1-53 : DIAGRAMME SCHEMATIQUE POUR LE PROCEDE DE FORMAGE HYDROMECHANIQUE [66]. .....	45
FIGURE 1-54 : VARIATION DE LA PRESSION DU FLUIDE DANS LA CAVITE PAR RAPPORT AU DEPLACEMENT DU POINÇON [65]. ..	45
FIGURE 1-55 : VARIATION DE LA PRESSION DANS LA CAVITE POUR PLUSIEURS VALEURS DE LA PRESSION DE CONTROLE [66]. ..	46
FIGURE 1-56 : VARIATION DE LA PRESSION ET DE L'ÉPAISSEUR DU FILM AU CONTACT TOLE-MATRICE [68]. .....	47
FIGURE 2-1 : OUTILS DE FORMAGE HYDROMECHANIQUE, BCR-UNITE ORFEE. ....	51
FIGURE 2-2 : REPRESENTATION SCHEMATIQUE DES DIFFERENTS OUTILS DU PROCEDE DE FORMAGE HYDROMECHANIQUE .....	52
FIGURE 2-3 : POSITIONNEMENT ET SERRAGE DE LA TOLE. ....	53
FIGURE 2-4 : DEPLACEMENT DU POINÇON VERS LE BAS. ....	53
FIGURE 2-5 : DEPLACEMENT MAXIMAL DU POINÇON. ....	54
FIGURE 2-6 : OPERATION DE MISE EN FORME A L'ETAT FINALE. ....	54
FIGURE 2-7 : PRESSIONS APPLIQUEES SUR LA TOLE AU DEBUT DE L'OPERATION DE MISE EN FORME. ....	55
FIGURE 2-8 : ANNOTATIONS. ....	58
FIGURE 2-9 : PRESSIONS APPLIQUEES SUR LA TOLE DURANT L'OPERATION DE MISE EN FORME. ....	58
FIGURE 2-10 : MECANISME DE LUBRIFICATION EN HYDROFORMAGE DE TOLES. ....	59
FIGURE 2-11 : COURBE DE STRIBECK ET REGIMES DE LUBRIFICATION [83]. .....	61
FIGURE 2-12 : NOTATION DE L'ÉPAISSEUR DU FILM FLUIDE POUR LES SURFACES RUGUEUSES. ....	61
FIGURE 2-13 : LIGNE MOYENNE D'UNE SURFACE RUGUEUSE [82]. .....	62
FIGURE 2-14 : SCHEMA D'UN CONTACT LUBRIFIE [78]. .....	63
FIGURE 2-15 : SYSTEME DE COORDONNEES CARTESIENNES APPLIQUE A UN CONTACT LUBRIFIE. LA 1 <sup>ERE</sup> SURFACE DE CONTACT EST ANIMEE AVEC DEUX VITESSES $U_1$ ET $W_1$ DANS LES DIRECTIONS X ET Z RESPECTIVEMENT, AVEC $V_1=0$ PUISQUE LE SYSTEME D'AXE EST PLACE SUR CETTE SURFACE. LA 2 <sup>EME</sup> SURFACE EST ANIMEE AVEC TROIS VITESSES $U_2$ , $V_2$ ET $W_2$ DANS LES DIRECTIONS X, Y ET Z. L'INTERVALLE ENTRE LES DEUX SURFACES EST L'ÉPAISSEUR DU FILM FLUIDE $h$ [80]. .....	65
FIGURE 2-16 : SYSTEME DE COORDONNEES CYLINDRIQUES APPLIQUE A UN CONTACT LUBRIFIE. LA 1 <sup>ERE</sup> SURFACE DE CONTACT EST ANIMEE AVEC DEUX VITESSES $U_1$ ET $V_1$ DANS LES DIRECTIONS $R$ ET $\theta$ RESPECTIVEMENT, AVEC $W_1=0$ PUISQUE LE SYSTEME D'AXE EST PLACE SUR CETTE SURFACE. LA 2 <sup>EME</sup> SURFACE EST ANIMEE AVEC TROIS VITESSES $U_2$ , $V_2$ ET $W_2$ DANS LES DIRECTIONS $R$ , $\theta$ ET $Z$ . L'INTERVALLE ENTRE LES DEUX SURFACES EST L'ÉPAISSEUR DU FILM FLUIDE $h$ [80]. .....	69
FIGURE 2-17 : SCHEMA REPRESENTATIF DE LA LUBRIFICATION MIXTE [78]. .....	69
FIGURE 2-18 : VOLUME DE CONTROLE POUR LE DEBIT MOYEN. ....	71
FIGURE 3-1 : ORGANIGRAMME GLOBAL DE LA SIMULATION DU PROCEDE DE FORMAGE HYDROMECHANIQUE. ....	76
FIGURE 3-2 : MODELE GEOMETRIQUE DU PROCEDE D'HYDROFORMAGE. ....	78
FIGURE 3-3 : MODELE EF ET MAILLAGE DE LA TOLE. ....	78
FIGURE 3-4 : CONDITIONS AUX LIMITES IMPOSEES. ....	80
FIGURE 3-5 : SCHEMA DESCRIPTIF DE LA DISTRIBUTION DE LA PRESSION. ....	81
FIGURE 3-6 : SCHEMA EXPLICATIF DU CALCUL DE LA VARIATION DU VOLUME DANS LA CAVITE. ....	83
FIGURE 3-7 : ORGANIGRAMME DE CALCUL DE LA PRESSION APPLIQUEE SUR LA SURFACE INFERIEURE DE LA TOLE. ....	85

FIGURE 3-8 : (A) COMPARAISON ENTRE LES RESULTATS NUMERIQUES ET EXPERIMENTAUX DE LA VARIATION DE LA PRESSION DANS LA CAVITE EN FONCTION DU DEPLACEMENT DU POINÇON. (B) VARIATION DE LA PRESSION ET DE LA FUITE DU FLUIDE EN FONCTION DU DEPLACEMENT DU POINÇON.....	86
FIGURE 3-9 : VARIATION DE L'ÉPAISSEUR DU FILM FLUIDE ENTRE LA TOLE ET LA MATRICE SUIVANT LA DIRECTION RADIALE POUR DIFFERENTS DEPLACEMENTS DU POINÇON. ....	87
FIGURE 3-10 : VARIATION DE L'ÉPAISSEUR DU FILM FLUIDE ET DE LA PRESSION SUIVANT LA DIRECTION RADIALE. ....	88
FIGURE 3-11 : DISTRIBUTION DE LA DEFORMATION DANS LA TOLE SUIVANT LA DIRECTION RADIALE POUR DIFFERENTES POSITION DU POINÇON. ....	89
FIGURE 3-12 : VARIATION DE L'ÉPAISSEUR DE LA PIECE PAR RAPPORT A LA POSITION RADIALE INITIALE POUR DIFFERENTES POSITION DU POINÇON. ....	90
FIGURE 3-13 : INFLUENCE DE LA FORCE DE SERRAGE SUR LES DEFORMATIONS LIMITES DANS LA TOLE POUR UN DEPLACEMENT DE 15MM DU POINÇON, (FS : FORCE DE SERRAGE). ....	91
FIGURE 3-14 : INFLUENCE DE LA FORCE DE SERRAGE SUR LES DEFORMATIONS LIMITES DANS LA TOLE POUR UN DEPLACEMENT DE 50MM DU POINÇON, (FS : FORCE DE SERRAGE). ....	91
FIGURE 3-15 : VARIATION DE LA PRESSION DU FILM FLUIDE POUR DIFFERENTES VALEURS DE LA FORCE DE SERRAGE APRES 25MM DE DEPLACEMENT DU POINÇON.....	92
FIGURE 3-16 : VARIATION DE LA PRESSION ET DE L'ÉPAISSEUR DU FILM FLUIDE POUR DIFFERENTES VALEURS DE LA FORCE DE SERRAGE APRES 25MM DE DEPLACEMENT DU POINÇON. ....	93
FIGURE 3-17 : CARTOGRAPHIES DE LA CONTRAINTE EQUIVALENTE DE VON MISES A 25MM DE DEPLACEMENT DU POINÇON POUR DIFFERENTES VALEURS DE LA FORCE DE SERRAGE. ....	94
FIGURE 3-18 : VARIATION DE L'ÉPAISSEUR DE LA TOLE SUIVANT LA DIRECTION RADIALE POUR DIFFERENTES VALEURS DE FORCE DE SERRAGE APRES 20MM DE DEPLACEMENT DU POINÇON. ....	95
FIGURE 3-19 : VARIATION DE LA FORCE DE REACTION EN FONCTION DU DEPLACEMENT DU POINÇON POUR DIFFERENTES VALEURS DE FORCE DE SERRAGE. ....	96
FIGURE 3-20 : CARTOGRAPHIES DE LA PRESSION DE CONTACT SUR LES DEUX SURFACES DE LA PIECE POUR DIFFERENTS DEPLACEMENT DU POINÇON : (A) 1 MM, (B) 10 MM, (C) 20 MM, (D) 30 MM, (E) 40 MM. ....	97
FIGURE 3-21 : PRESSION DE CONTACT ENTRE LA TOLE ET LA MATRICE POUR DIFFERENTS DEPLACEMENTS DU POINÇON. ....	98

## Liste des tableaux

TABEAU 1-1 : QUELQUES MATERIAUX UTILISES EN HYDROFORMAGE DE TUBE [30]. ....	22
TABEAU 2-1 : COEFFICIENTS POUR LE CALCUL DES FACTEURS $\phi_x$ ET $\phi_y$ [86]. ....	73
TABEAU 2-2 : COEFFICIENTS POUR LE CALCUL DU FACTEUR $\phi_s$ ( $H > 0.5$ ) [86]. ....	73
TABEAU 3-1 : PARAMETRES DES MATERIAUX UTILISES.....	79

## Nomenclature

$A_0$	surface de la tôle en contact avec le serre-flan
$D_a$	diamètre de la pièce
$D_p$	diamètre du poinçon
$D_{contact}$	diamètre de contact entre la tôle et le poinçon
$D_{sf}$	diamètre intérieur du serre-flan
$E$	module de Young
$e_0$	épaisseur initiale de la pièce
$f$	surface de charge
$F_{id}$	force idéale de formage
$F_{tôle/Serre-flan}$	force de frottement entre la tôle et le serre-flan
$F_{tôle/matrice}$	force de frottement entre la tôle et la matrice
$F_{tôle/poinçon}$	force de frottement entre la tôle et le poinçon
$F_{cp}$	force due à la contre pression
$F_{g/poinçon}$	force de gonflement agissant sur le poinçon
$F_g$	force de gonflement
$F_{g/sf}$	force de gonflement agissant sur le serre-flan
$F_{ff}$	force due à la pression hydrodynamique du film fluide
$f_C$	porosité critique correspondant au début de la coalescence
$f_F$	porosité correspondante à la rupture finale du matériau
$f_0$	porosité initiale
$h$	épaisseur du film fluide
$h_{min}$	épaisseur minimale du film fluide
$\bar{h}_l$	jeu moyen entre les surfaces
$\bar{h}$	est la ligne moyenne ou moyenne arithmétique des auteurs
$He$	nombre de Hersey
$h_l$	épaisseur locale du film fluide
$H$	distance moyenne adimensionnée entre les surfaces en contact
$K$	la consistance du matériau
$L$	déplacement du poinçon
$n$	coefficient d'écrouissage
$n_x$	représente les points de mesure
$Oxys$	system de coordonnées cartésiennes
$Or\theta z$	system de coordonnées cylindriques
$P$	pression hydrodynamique
$\bar{P}$	pression hydrodynamique moyenne du film fluide
$P_{cav}$	pression dans la cavité
$P_{max}$	pression maximale
$P_{out}$	pression à la sortie

$p_s$	pression du serre-flan
$Q_r$	débit d'écoulement du fluide
$q_x, q_y$	débites volumiques dans les directions x et y
$\bar{q}_x, \bar{q}_y$	débites volumiques moyens dans les directions x et y
$Ra$	rugosité arithmétique
$r^i$	position radiale du nœud "i"
$r_c$	coordonnée radiale du nœud "c"
$R$	rayon
$r$	coefficient de Lankford (d'anisotropie)
$\Delta r$	écart du coefficient de Lankford
$\bar{r}$	coefficient d'anisotropie moyen
$r_0, r_{45}, r_{90}$	coefficients de Lankford à 0°, 45° et 90° de la direction de laminage
$t$	temps
$\Delta t$	pas de temps
$u, v, w$	vitesse du fluide selon Ox, Oy et Oz respectivement
$U_1, U_2$	vitesse de la paroi 1 et 2 dans la direction radiale
$V_1, V_2$	vitesse de la paroi 1 et 2 dans la direction de $\theta$
$V_c$	volume initiale de la cavité
$V_p$	volume de la tôle déformée
$V_l$	volume de la fuite
$W_1, W_2$	vitesse de la paroi 1 et 2 dans la direction de z
$z_0$	position axiale initiale du nœud "i"
$z_i$	position axiale du nœud "i"
$\eta$	viscosité dynamique du fluide
$\rho$	densité du fluide
$\tau$	contrainte de cisaillement
$\tau_{rz}$	contrainte de cisaillement suivant r
$\tau_{\theta z}$	contrainte de cisaillement suivant $\theta$
$\sigma$	contrainte
$\varepsilon$	déformation
$\chi$	coefficient de compressibilité
$\nu$	coefficient de Poisson
$\bar{\sigma}$	contrainte équivalente
$\bar{\varepsilon}$	déformation équivalente
$\sigma_{ij}$	tenseur des contraintes
$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$	déformations principales
$\sigma_0$	contrainte à la limite élastique
$\varepsilon_0$	déformation à la limite élastique
$\sigma_s$	contrainte stationnaire
$\mu$	coefficient frottement de Coulomb
$\sigma_g$	contrainte appliquée

$\beta_0$	taux de formage
$\sigma_{TS}$	résistance à la traction
$\sigma$	écart-type équivalent de rugosité
$\delta_1$	amplitude de la rugosité aléatoire de la surface 1
$\delta_2$	amplitude de la rugosité aléatoire de la surface 2
$\phi_x, \phi_y$	facteurs d'écoulement en pression
$\phi_s$	facteur d'écoulement en cisaillement
$\gamma$	orientation des rugosités
$\delta$	coefficient d'accélération de la coalescence
$\dot{\varepsilon}_{kk}^p$	trace du tenseur macroscopique des vitesses de déformation
$q_1, q_2, q_3$	paramètres constitutifs
$\varepsilon_N, S_N, f_N$	paramètres de nucléation

## Introduction générale

L'hydroformage est un procédé de fabrication largement utilisé pour la mise en forme de pièces tubulaires ou sous forme de tôles de faibles épaisseurs. Il possède de nombreux avantages qui le rendent très intéressant pour plusieurs domaines industriels comme l'automobile, l'aéronautique, l'électroménager, ... Pendant les dernières décennies, ce procédé est apparu comme un procédé de fabrication approprié pour produire de pièces de formes complexes avec moins d'opérations secondaires. La différence principale entre le procédé d'hydroformage et les autres procédés de mise en forme est l'utilisation de l'action d'un fluide sous pression. Ce dernier permet d'améliorer le rapport d'emboutissage, la formation de pièces de plus en plus complexes et l'obtention de produits avec une meilleure qualité de surface. Le fluide peut, également, jouer le rôle d'un lubrifiant pour réduire les frottements et empêcher le contact métal-métal. Si le procédé d'hydroformage est fort de ses avantages technologiques, il n'en demeure pas moins qu'une bonne maîtrise de ce procédé est vitale pour son développement.

Dans un contexte industriel de plus en plus compétitif, les constructeurs sont amenés à réduire les délais de conception, les coûts de développement de leurs nouveaux produits, et le plus important de réduire la mise au rebut des pièces fabriquées par hydroformage. Les causes principales de cette dernière particularité sont :

- ✓ l'apparition de la striction ou de la rupture dans la pièce,
- ✓ les phénomènes de plissement,
- ✓ le non respect des tolérances dimensionnelles et d'état de surface (rugosité),
- ✓ et le retour élastique après formage.

La simulation numérique est devenue aujourd'hui un outil incontournable pour répondre aux besoins industriels en réduisant le nombre de campagne d'essais, les coûts de fabrication et les délais de conception. Ce travail représente une contribution à l'étude et à la simulation des procédés d'hydroformage et peut répondre aux exigences principales du milieu industriel et qui consiste à :

- ✓ optimiser les temps de cycle de formage et les apports énergétiques pour un gain de temps et de coût,
- ✓ diminuer le poids des pièces, par exemple dans le secteur automobile, qui permet de réduire la consommation du carburant et donc réduire l'émission des gaz polluants,
- ✓ et optimiser la forme des pièces afin d'améliorer leur rigidité et leur tenue en service.

Parallèlement au gain indéniable en temps et en coût que peuvent offrir les simulations numériques, la compétitivité exige de cet outil de plus en plus de fiabilité et de précision. Pour modéliser et simuler un procédé d'hydroformage, il faut non seulement décrire le procédé lui-même (géométrie, action des outils sur la pièce, thermique, ...), mais aussi de prendre en compte le comportement rhéologique du matériau mis en forme et ses limites de formabilité, ainsi l'écoulement du fluide sous pression et son interaction avec la structure.

Les recherches effectuées dans le cadre de cette thèse portent sur la modélisation et la simulation numérique des procédés d'hydroformage. L'objectif principal est de tenir en compte l'écoulement du fluide sous pression et son interaction avec les différents outils du procédé d'hydroformage.

Cette thèse est scindée en trois chapitres :

Le premier chapitre est consacré à l'état de l'art sur l'hydroformage. Une étude bibliographique, plus en moins détaillée, est présentée sur : - les types disponibles du procédé d'hydroformage, - les applications industrielles, - et les modes d'échec des pièces tubulaires et celles obtenues à partir de tôles métalliques. Cette dernière particularité, donne une nécessité au recours à la simulation numérique. Après une brève présentation de la problématique liée à la simulation du procédé d'hydroformage, une autre revue bibliographique détaille : - le comportement mécanique des matériaux dédiés à la mise en forme, - l'interaction fluide-structure, - et le comportement tribologique des contacts. Cette revue bibliographique montre que la recherche actuelle se focalise sur les deux dernières caractéristiques. Cela nous a mené à les analyser en profondeur tout en justifiant le choix de l'étude de l'interaction fluide-structure pour les procédés d'hydroformage dans ce travail.

Une opération simple d'emboutissage profond hydromécanique a été sélectionnée à partir de l'étude bibliographique pour cette étude. La description et le fonctionnement du procédé, et les mécanismes de lubrification dans la zone de contact tôle-matrice font l'objet du deuxième chapitre. Une description du procédé, en termes d'outils et de cycle de travail, a été présentée. Les phénomènes remarquables au contact tôle-matrice sont clairement expliqués physiquement afin de permettre une compréhension claire du fonctionnement de ce procédé.

Le dernier chapitre est dédié à la modélisation et la simulation du procédé de formage hydromécanique. Ce procédé est simulé en utilisant le logiciel commercial éléments finis ABAQUS. L'écoulement du fluide, au niveau de la zone de contact matrice-tôle, est modélisé analytiquement à partir de l'équation de Reynolds. La distribution de la contre-pression du fluide dans la cavité de la matrice est aussi modélisée à partir de la variation du volume du fluide dans la cavité. Ces deux modèles ont été implémentés dans le code ABAQUS/Explicit au moyen du sous-programme

VDLOAD sous une extension Fortran. Les résultats de cette approche numérique seront affrontés et discutés par rapport à des résultats expérimentaux antérieurs. A la fin, l'influence de la force de serrage et de la pression du fluide sur la formabilité de la tôle métallique (AA5086) sera investiguée et étudiée.



## **Chapitre 1. État de l'art sur l'hydroformage**

## **1.1. Introduction**

Les procédés d'hydroformage consistent à déformer plastiquement des tubes et des tôles métalliques de faible épaisseur généralement à l'aide d'un fluide sous pression. Suivant les applications, des pièces finies ou semi-finies de formes complexes sont obtenues possédant de bonnes caractéristiques mécaniques. Les applications les plus courantes sont principalement liées aux secteurs de l'automobile, de l'électroménager et de l'aéronautique. Plusieurs types du procédé d'hydroformage ont été développés. Certains de ces types du même procédé sont extrêmement différents. Pour certains, le fluide peut jouer le rôle d'une matrice et pour autre le rôle d'un poinçon, certains utilisent une matrice femelle et d'autres une matrice mâle, certains utilisent un fluide non visqueux alors que d'autres utilisent un fluide fortement visqueux.

Dans le premier volet de ce chapitre, une présentation plus en moins détaillée des types disponibles du procédé d'hydroformage, des applications industrielles dans lesquelles ces procédés peuvent être efficacement utilisés, et des modes d'échec des pièces tubulaires et celles obtenues à partir de tôles métalliques, est donnée. Cette dernière particularité, donne une nécessité au recours à la simulation numérique, qui peut contribuer à minimiser le rebut des pièces hydroformées. Après une brève présentation de la problématique liée à la simulation du procédé d'hydroformage, une revue bibliographique détaille : - le comportement mécanique des matériaux dédiés à la mise en forme, - l'interaction fluide-structure, - et le comportement tribologique des contacts. Cette revue bibliographique montre que la recherche actuelle se focalise sur les deux dernières caractéristiques. Cela nous a mené à les analyser en profondeur tout en justifiant le choix de l'étude de l'interaction fluide-structure pour les procédés d'hydroformage dans ce travail. A la fin de ce chapitre, une application d'hydroformage sera sélectionnée par rapport au contexte général de cette étude.

## **1.2. Procédés d'hydroformage**

Le terme « hydroformage » rassemble plusieurs procédés qui utilisent un fluide sous pression pour déformer plastiquement ou pour faciliter la déformation d'une pièce métallique tubulaire ou sous forme de tôle dans une forme désirée. Dans la littérature, l'hydroformage a une variété de noms tel que: le formage hydraulique, le formage flexible, le gonflement hydraulique, le formage à haute pression, le formage à faible pression et l'emboutissage hydromécanique. Ce procédé est apparu dans les années 1950. Jusqu'aux années 1990, la production de pièces utilisées dans la plomberie était l'application la plus courante [1]. Mais ce n'est que depuis des années 1990 que le procédé s'est développé en raison des progrès réalisés dans les domaines informatiques et hydrauliques. Pendant les dernières années et avec la demande de la réduction de poids et la production de pièces de plus en plus complexes dans le domaine de

construction automobile (Figure 1-1, Figure 1-2), aéronautique, aérospatial,... Les champs d'application de l'hydroformage sont devenus plus larges.



Figure 1-1 : Exemple d'hydroformage de tôles – GM Pontiac Solstice GXP, modèle 2007 [1].

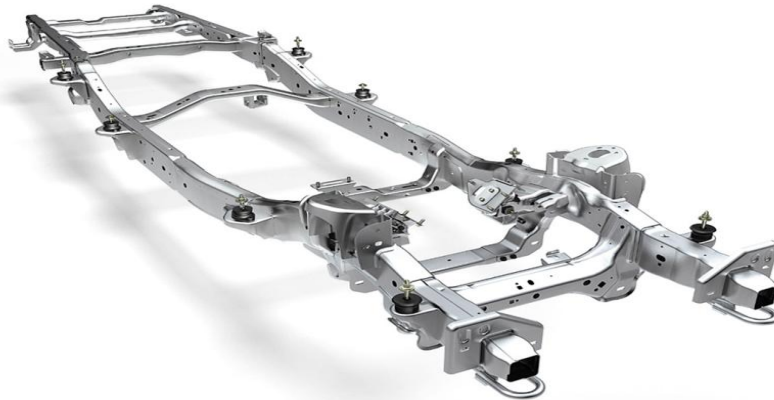


Figure 1-2 : Hydroformage d'un châssis automobile – cadre Ford HD F-150 [2].

En général, le procédé d'hydroformage peut être divisé en deux grandes catégories : l'hydroformage de tube et l'hydroformage de tôle (Figure 1-3).

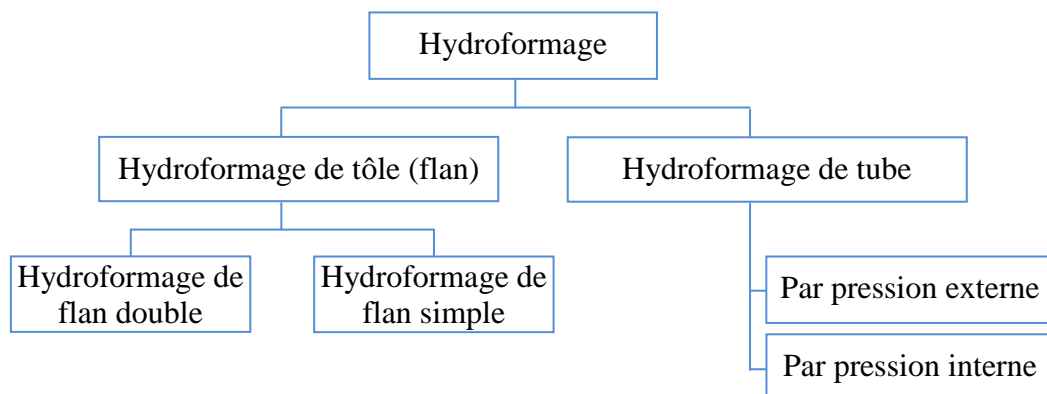


Figure 1-3 : Classification des procédés d'hydroformage.

### 1.2.1. Hydroformage de tubes

L'hydroformage de tube est parmi les processus de mise en forme les plus utilisés pour déformer des composants de forme tubulaire. Il permet de produire des pièces de dimensions très précises avec de bonne qualité de surface, rigides, légères, ayant de faibles tolérances et tout en réduisant les opérations supplémentaires d'assemblage et de finition [4,5]. Le principe de l'hydroformage de tube est présenté dans la Figure 1-4. Dans ce procédé, les tubes sont déformés en utilisant, simultanément, une pression interne par un fluide et des charges compressives axiales, qui sont souvent appliquées aux extrémités du tube, pour forcer les parois du tube à épouser la forme d'une cavité donné. Pour certaines applications, le tube peut être formé seulement par l'utilisation d'un fluide sous pression.

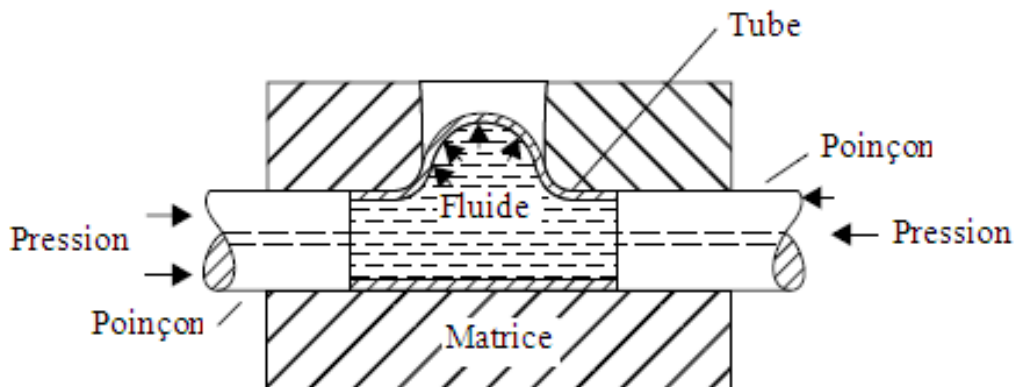


Figure 1-4 : Hydroformage de tubes [3].

Les tubes utilisés dans l'hydroformage peuvent être soumis à une pression interne plus élevée que 300MPa. Dans des applications industrielles, la pression interne normale est d'environ 400 MPa, et peut atteindre 600MPa, sauf à quelque exception où la pression atteint jusqu'à environ 1000MPa [5].

Généralement, le procédé d'hydroformage de tube se décompose de :

- presse qui est utilisée pour commander la matrice en ouverture/fermeture. Elle peut aussi jouer le rôle des dispositifs de serrage pour serrer le tube dans la matrice ;
- outillages qui se sont composés de leur part de supports de la matrice et la matrice elle même. Les caractéristiques mécaniques des outillages doivent être de haute résistance, contre l'usure et les efforts axiaux et radiaux dus à la grande pression du fluide. Pour réduire le frottement et augmenter la formabilité, une finition particulière est recommandée pour la surface intérieure de la matrice ;
- pompe et valves de contrôle pour fournir les niveaux exigés de la pression ;

- plongeurs axiaux qui sont utilisés pour sceller les extrémités du tube pour éviter les pertes de pression et pour introduire le matériel dans des régions d'expansion.

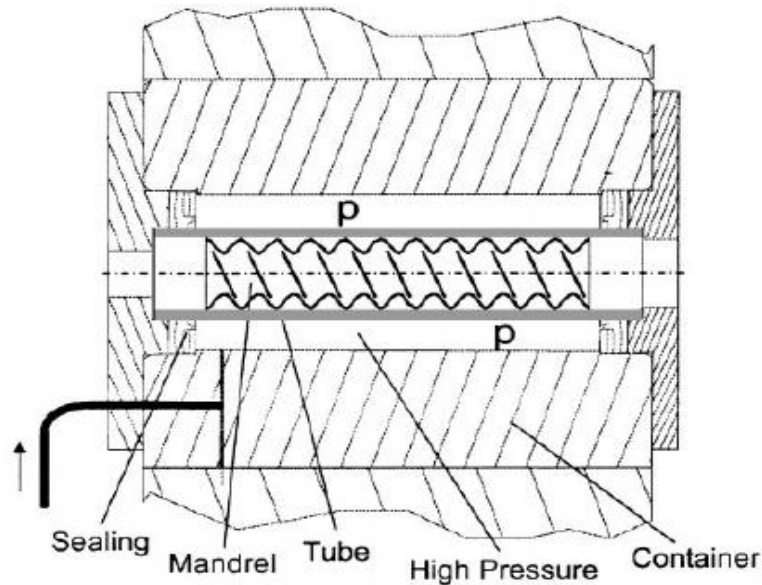


Figure 1-5 : Hydroformage de tubes par pression externe [6].

Ce procédé présente les avantages suivants : [7,8]

- Une meilleure qualité de la pièce (tolérances, pièces consolidée, réduction de poids, rigidité et finition de surface améliorée).
- Des coûts de fabrication réduits résultant aux faibles coûts d'outillage et à la réduction du nombre d'opérations de formage et d'assemblage (ex : pas de soudure).
- La fabrication des tubes carrés ou ronds de formes et géométries complexes.

On peut distinguer l'hydroformage de tube par pression hydraulique externe ou interne avec ou sans forces axiales [6]. Concernant les tubes formés par une pression hydraulique externe, le fluide sous pression agit entre la surface externe du tube et la surface interne de la matrice. Dans ce procédé un mandrin est utilisé pour mettre le fluide sous pression (Figure 1-5). Le tube est généralement fixé sur ses deux extrémités avec la matrice. En hydroformage avec pression interne (Figure 1-6), le fluide est mis sous pression par une pompe hydraulique et agit à l'intérieur du tube. Le serrage axial du tube permet un grand taux de déformation.

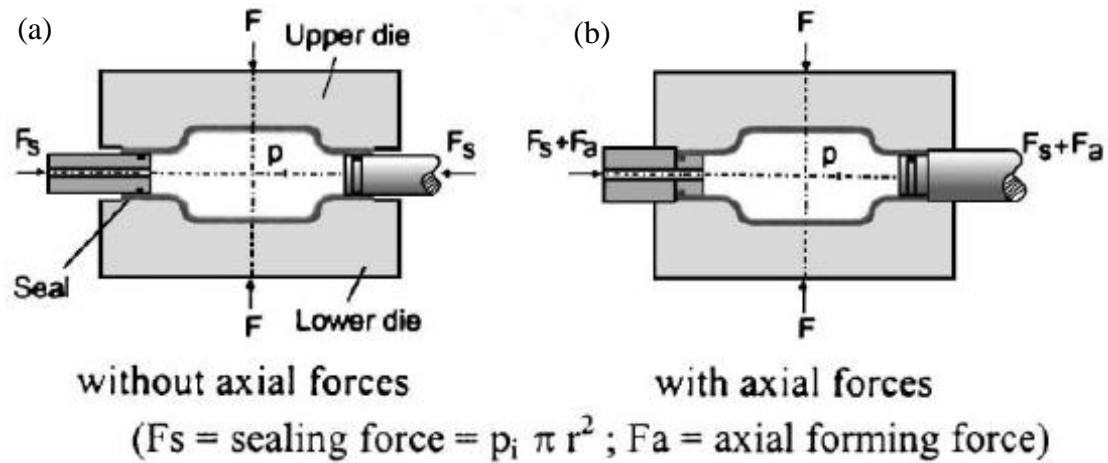


Figure 1-6 : Hydroformage de tubes par pression interne : a- sans forces axiales, b- avec forces axiales [6].



Figure 1-7 : Simulation numérique de l'hydroformage de tube : a- hydroformage de tubes à double couche. b- hydroformage de tubes à une couche [9].

Dans les dernières années, les recherches se dirigent vers l'hydroformage de tube à double couche et à multicouche. Alaswad et al. [9] ont modélisé par simulation numérique l'hydroformage de tube à une couche et à double couche (Figure 1-7). Une comparaison entre les deux pièces formées a été faite en gardant les mêmes conditions opératoires (géométrie, matériel, actions des outils ...). Dans un autre travail [9,10], une modélisation numérique a été menée sur l'hydroformage d'un tube à double couche de forme T et X (Figure 1-8). Le modèle numérique a été établi pour analyser les facteurs géométriques du tube (longueur, diamètre, épaisseur de la couche intérieure et extérieure).

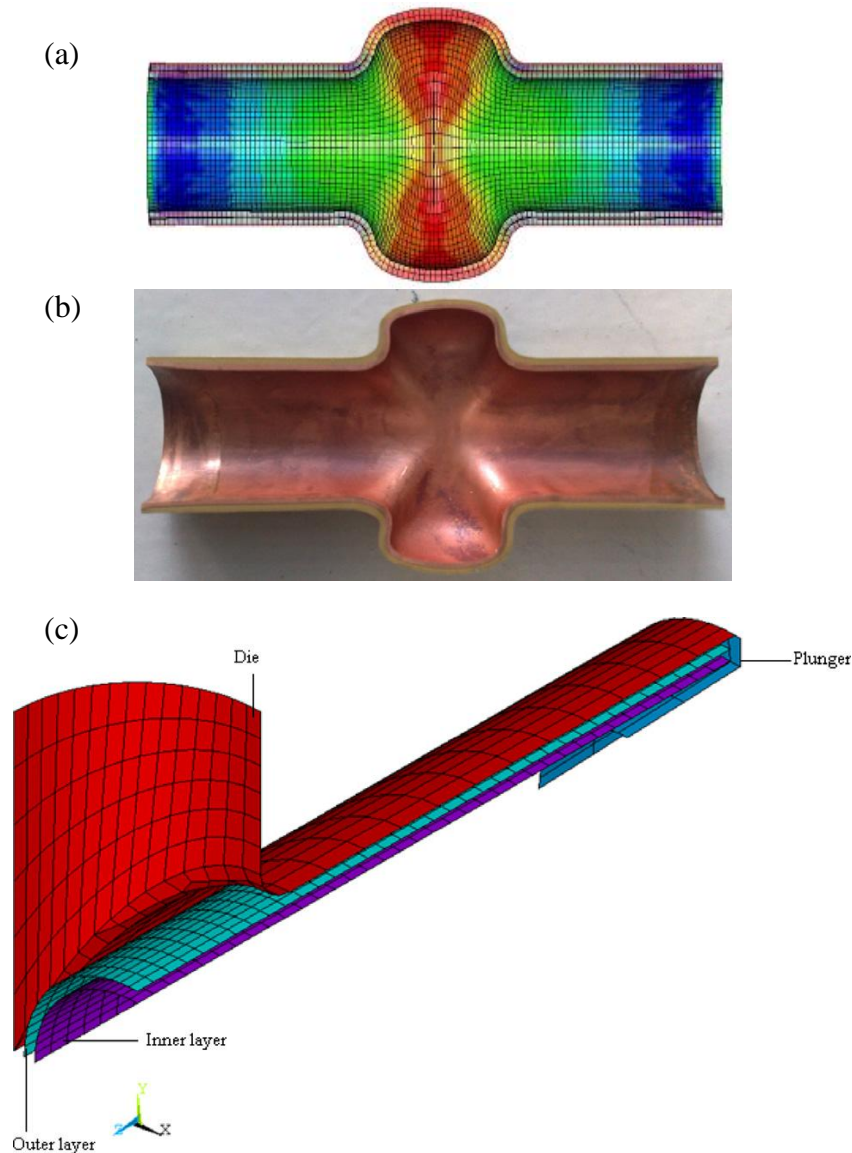


Figure 1-8 : Simulation de l'hydroformage de tubes à double couche : a- Résultats numériques, b- Résultats expérimentaux et c- modèle numérique [10].

### 1.2.2. Hydroformage de flan simple

L'hydroformage de flan simple est utilisé pour mettre en forme des tôles métalliques minces. Ce procédé est semblable au procédé d'emboutissage sauf qu'un fluide sous pression (eau, huile) est utilisé pour remplacer le poinçon. L'utilisation du fluide sous pression permet : - une meilleure gestion des problèmes de contact entre la tôle et les outils (réduction du frottement), - un meilleur contrôle de l'écoulement du métal dans la cavité de la matrice, - la mise en forme de pièces de forme très complexes puisque le fluide peut être acheminé dans des zones inaccessibles par le poinçon. Le cycle typique du procédé d'hydroformage de flan simple commence par l'insertion et le positionnement de la tôle métallique sur une matrice ou appelée aussi un moule. Par la suite une force de serrage s'applique sur le serre-flan pour bloquer la tôle sur la matrice.

La force de serrage doit être contrôlée soigneusement pour soit : - éviter la fuite du fluide entre la tôle et les outils – ou laisser une fuite maîtrisée entre la tôle et les outils. Cette fuite du fluide peut jouer le rôle d'un lubrifiant réduisant les frottements au contact tôle-outils. Le fluide est ensuite injecté, une haute pression est appliquée d'un seul côté de la tôle (Figure 1-9). La forte pression du fluide déforme la pièce et la pousse contre la paroi de la matrice. La forme finale de la pièce dépend uniquement de la forme de la matrice. À la fin de l'opération de formage, le serre-flan est desserré puis ouvert pour permettre l'extraction de la pièce formée.

Pour d'autres cas, le fluide en hydroformage de flan simple peut jouer le rôle de la matrice. La pièce est déformée sous l'action conjuguée d'un poinçon en déplacement et d'un fluide sous pression. A la fin, la tôle prend la forme du poinçon [11,12].

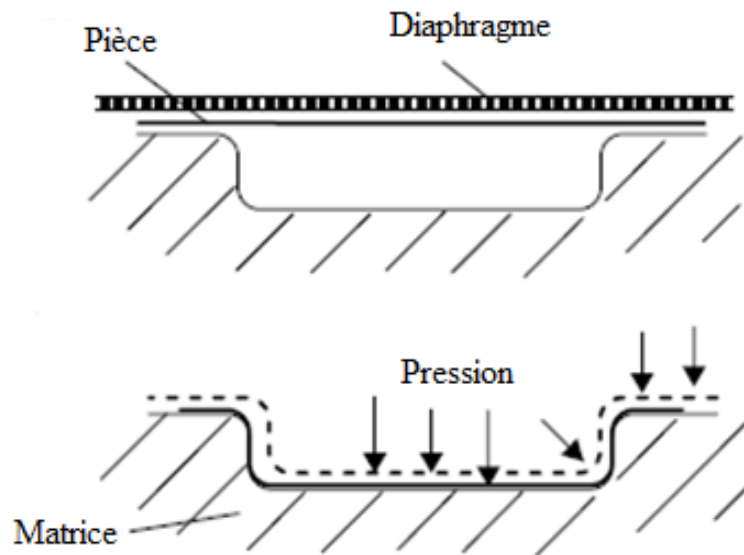


Figure 1-9 : Hydroformage de flan simple [3].

### **1.2.2.1. Hydroformage de flan simple avec membrane diaphragme**

Cette méthode a été développée au début des années cinquante, et principalement utilisée pour produire des pièces d'avion [13]. Dans ce type d'hydroformage, la pression utilisée pour la mise en forme est typiquement développée dans une cavité remplie par un fluide et isolée par un diaphragme élastique. Ce procédé comporte un poinçon et un serre-flan (Figure 1-10). Une tôle, revêtue par un lubrifiant, est positionnée entre le diaphragme et le serre-flan. Par le déplacement du poinçon, la pression dans la cavité augmente. Sous l'action de la pression du fluide, le diaphragme flexible conforme la pièce au profil du poinçon. Une fois la forme désirée est obtenue, la pression est relâchée et la pièce est peut être extraite.



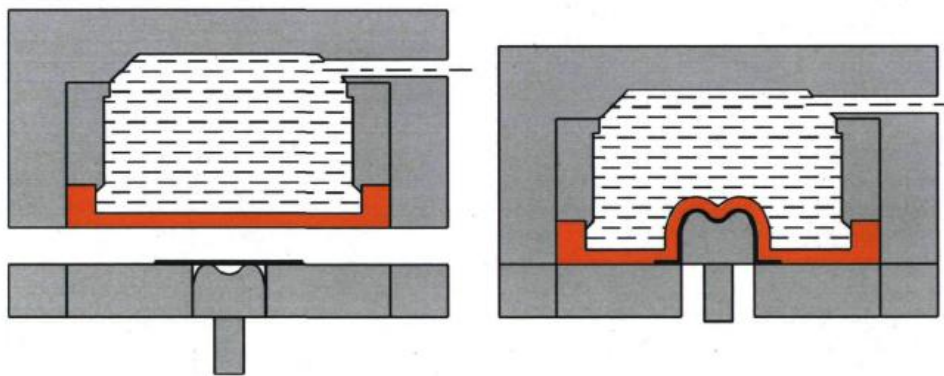


Figure 1-10 : Hydroformage de tôle avec membrane diaphragme [14].

### 1.2.2.2. Hydroformage de flan simple par emboutissage (hydromécanique)

Le formage hydromécanique est un type d'hydroformage de tôles métalliques minces. Il a été proposé en 1955 par des chercheurs japonais comme une solution aux problèmes de contact entre la tôle et la matrice [5,18]. Dans ce procédé, la pièce est coincée entre la matrice et le serre-flan par un système de serrage. La force de serrage appliquée est par fois constante et d'autre fois variable [15]. Avec le déplacement du poinçon, la tôle est forcée dans la cavité remplie par un fluide. Le fluide dans la cavité est mis sous pression. Pour le cas illustré sur la Figure 1-11, un joint d'étanchéité est placé entre la tôle et la matrice pour empêcher la fuite du fluide vers l'extérieur. La pression du fluide dans la cavité est contrôlée par une valve de sécurité qui s'ouvre à pression prédéfinie. Ce type s'appelle le formage hydromécanique avec joint d'étanchéité.

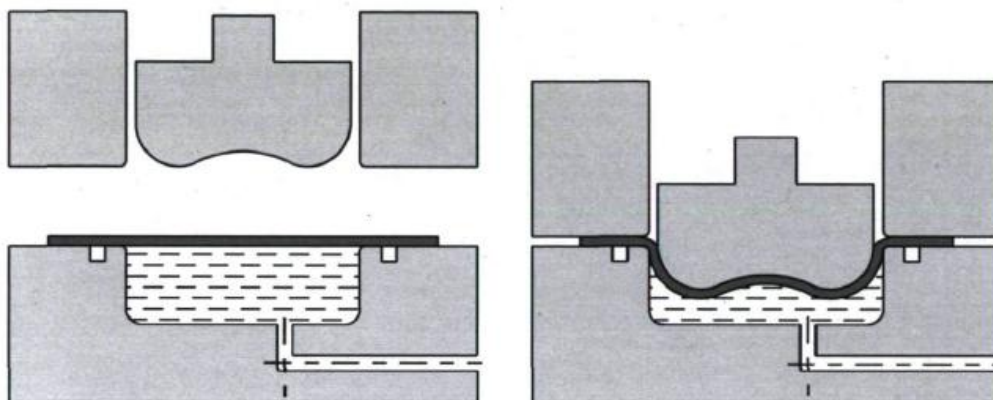


Figure 1-11 : Formage hydromécanique avec joint d'étanchéité [14].

Pour le cas illustré sur la Figure 1-12.a, le fluide sous pression s'écoule vers l'extérieur à travers le contact entre la tôle et la matrice. Ce mécanisme reprend la même configuration mécanique d'un contact lubrifié, où un film fluide sépare totalement ou

partiellement le contact tôle-matrice et réduit le frottement entre ces deux derniers. La pression du fluide dans la cavité est aussi contrôlée par une valve de sécurité. Ce type s'appelle le formage hydromécanique sans joint d'étanchéité ou Aquadraw.

Le formage hydromécanique à pression radiale, illustré sur la Figure 1-12.b, a été développé à partir du formage hydromécanique cité précédemment par quelques modifications à l'installation de l'outil [5]. Le fluide sous pression s'écoule à travers le contact tôle-matrice. En même temps, parce que l'espace à l'extrémité est petit, le fluide fuit vers l'extérieur produisant une pression radiale ce qui peut augmenter le taux d'emboutissage.

D'autres procédures, comme il est illustré dans la Figure 1-13, ont été proposées par Nakamura et Nakagawa [16,17] comme des solutions pour éviter la formation des plissements, améliorer le taux d'emboutissage et augmenter la formabilité des pièces formées. Plus d'informations sur ce type d'hydroformage peuvent être trouvées dans [5,12 et 18].

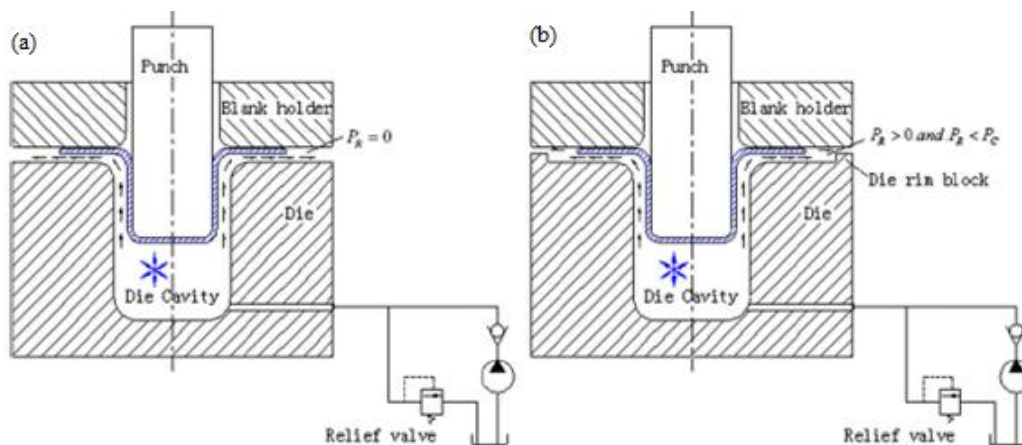


Figure 1-12 : Formage hydromécanique : a- sans joint d'étanchéité, b- à pression radiale [5].

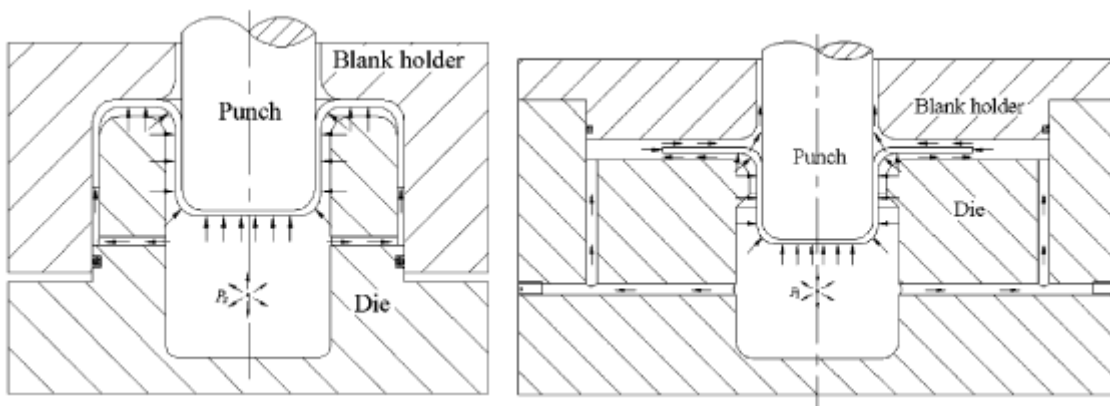


Figure 1-13 : Méthodes proposées par Nakamura and Nakagawa [16,17].

L'hydroformage de flan simple présente plusieurs avantages, parmi lesquels sont :

- la diminution du frottement entre la pièce et les outils de formage;
- le bon état de surface;
- l'obtention d'un meilleur taux d'emboutissage.

Les inconvénients majeurs sont :

- Ce type de procédé nécessite un contrôle complexe, sur le système d'étanchéité, le serrage et le contact tôle-outils, pour éviter la rupture et le phénomène de plissement sur les pièces finales;
- Il nécessite aussi un cycle de formage plus long par rapport aux procédés classiques d'emboutissage.

### 1.2.3. Hydroformage de flan double

Dans le procédé d'hydroformage de flan double (Figure 1-14), deux tôles sont formées en même temps au moyen d'un fluide sous pression. Les deux tôles doivent être placées dans une matrice d'une cavité supérieure et une autre inférieure. Après la fermeture de l'outil, un fluide est introduit entre les deux tôles. (Figure 1-15). L'acheminement du fluide sous pression jusqu'aux tôles est assuré par un système d'injection qui comporte généralement une pompe et un sur-presseur. Le fluide utilisé est souvent l'eau ou l'huile. Pour contrôler le mouvement des deux tôles et éviter l'ouverture de la matrice, la force de serrage ( $F_s$ ) doit être ajustée par rapport à la pression du fluide dans la matrice [19]. Une force de serrage excessive entraîne des contraintes supplémentaires sur les tôles en formage qui peuvent donner lieu à des zones de strictions dans certaines régions critiques [20].

Le procédé commence par une étape de gonflage libre, appelé aussi préformage, dans la quelle une partie importante de la déformation de la tôle est réalisé, suivie par une étape de calibrage ou le contact avec la matrice se produit. Par la suite, un gonflage final est effectué pour donner la forme finale de la pièce conformément à la géométrie des cavités des deux matrices (Figure 1-14, Figure 1-16) [11, 20 et 21].

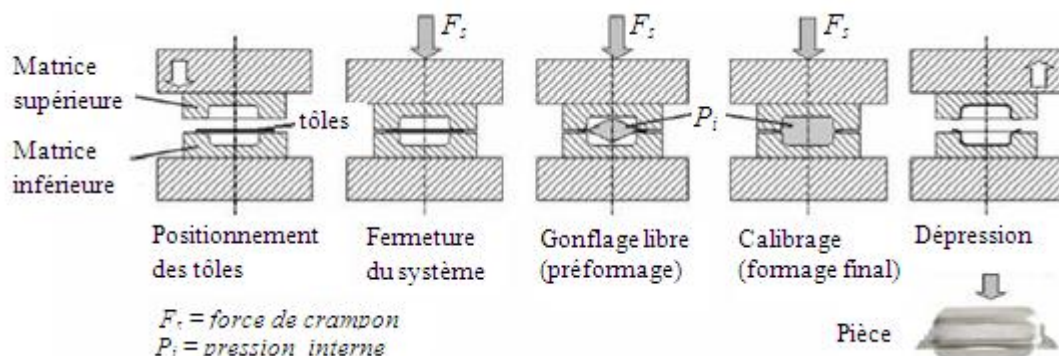


Figure 1-14 : Procédé d'hydroformage de flans doubles [20].

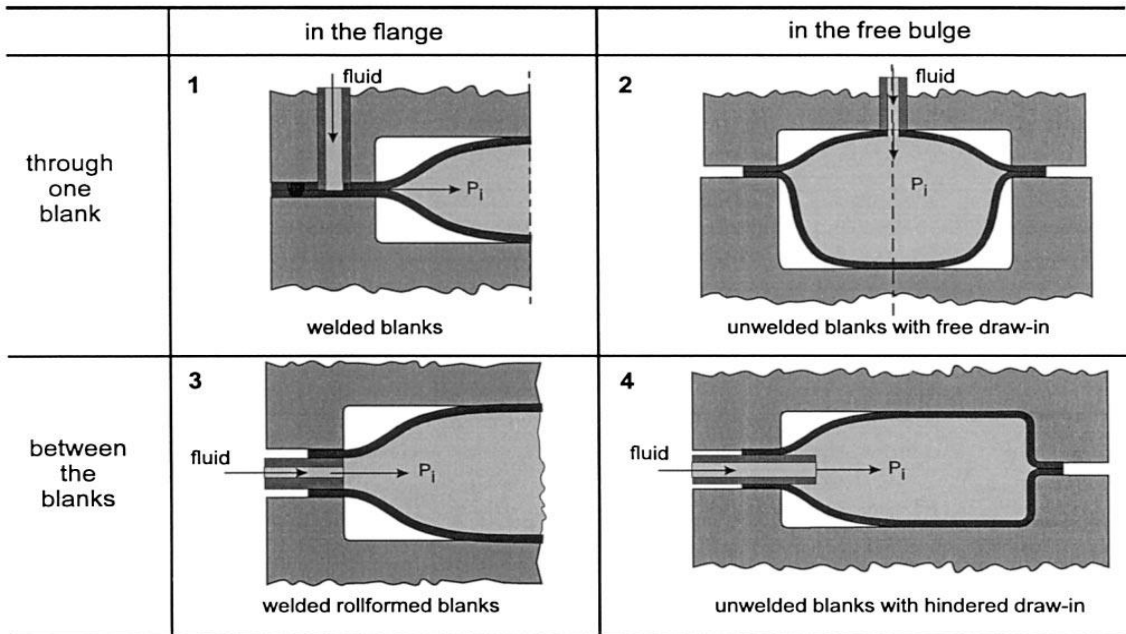


Figure 1-15 : Systèmes d'injection en hydroformage de flans doubles [21].

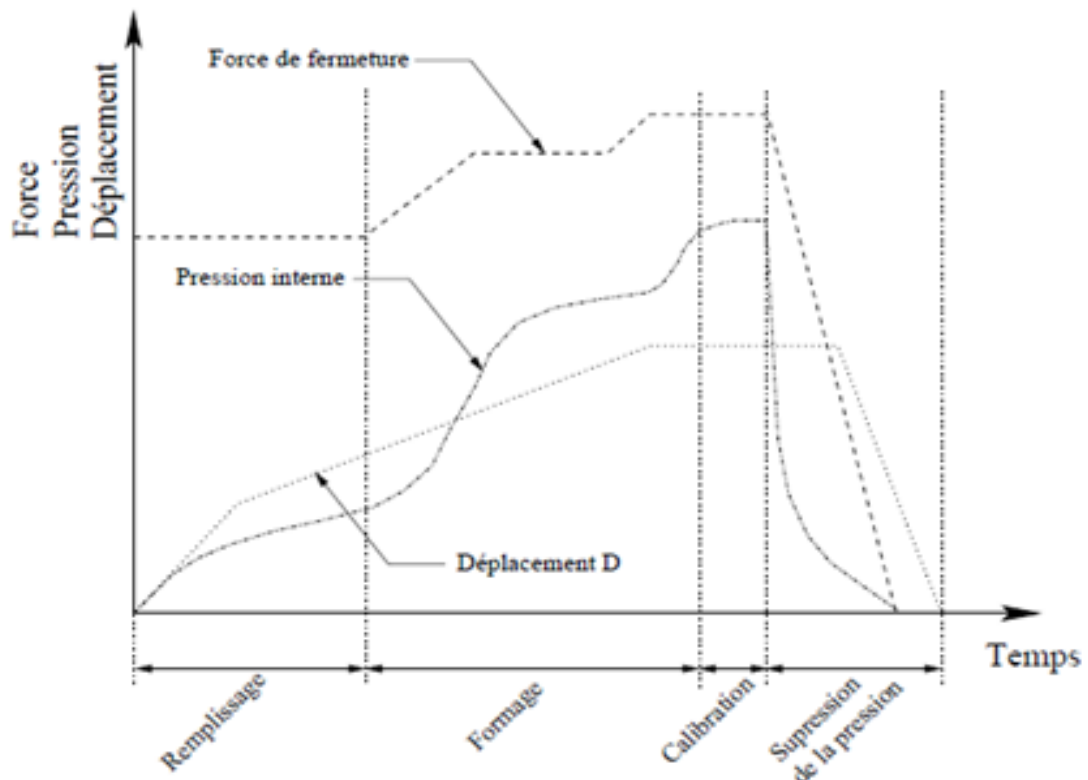


Figure 1-16 : Principe du procédé d'hydroformage de flans doubles [22].

## 1.2.4. Autres variantes du procédé d'hydroformage

### 1.2.4.1. Hydroformage de coques sphériques

L'hydroformage de coquilles sphériques (Figure 1-17), ou bien IHBF (integral hydrobulge forming), a été proposé par Z.R. Wang en 1985 à l'Institut de Technologie de Harbin en Chine [5]. Cette technologie est utilisée pour la fabrication des pièces de forme sphérique ou sphéroïdale avec une couche ou multicouches. Plusieurs produits fabriqués à l'aide de cette technologie comme les châteaux d'eau sphérique fabriquée en charpente métallique d'acier, les réservoirs d'eau, les structures de bâtiment sphéroïdales en acier. Cette technologie a été prouvée efficace, moins chers et prometteur [7].



Figure 1-17 : Boule produite par la technologie IHBF (Harbin Institute of Technology) [5].

### 1.2.4.2. Hydroformage par fluides visqueux

L'hydroformage par fluides visqueux (viscous pressure forming - VPF) est un procédé développé par Liu, Westhoff, Ahmetoglu et Altan [7] (Figure 1-18). Ce procédé est destiné à la fabrication des pièces en production de petites séries. Il est similaire à l'hydroformage de flan simple, la principale différence est que VPF utilise un fluide visqueux. Dans ce procédé, la viscosité a une grande influence sur l'uniformité de la déformation [7].

Ahmetoglu et al. [23] ont réalisé des expériences d'hydroformage de tôles par des fluides visqueux. Ils ont étudié l'influence de plusieurs paramètres, tels que : la force de serrage, la vitesse de formage et le matériau de la tôle. Shulkin et al. [24] ont présenté un système pour contrôler la force de serrage d'une machine de d'hydroformage par fluides visqueux. Ils ont étudié numériquement et expérimentalement la formabilité du matériau de la tôle utilisée. Ce procédé a aussi été

étudié par Liu et al. [25] pour déformer des pièces d'aluminium à des températures élevées. Les résultats ont montré que les déformations limites pour une température élevée sont plus grandes que celles à des températures ambiantes. Dans ce travail, l'influence de la température de formage sur la distribution d'épaisseur et sur la force de formage a été également étudiée.

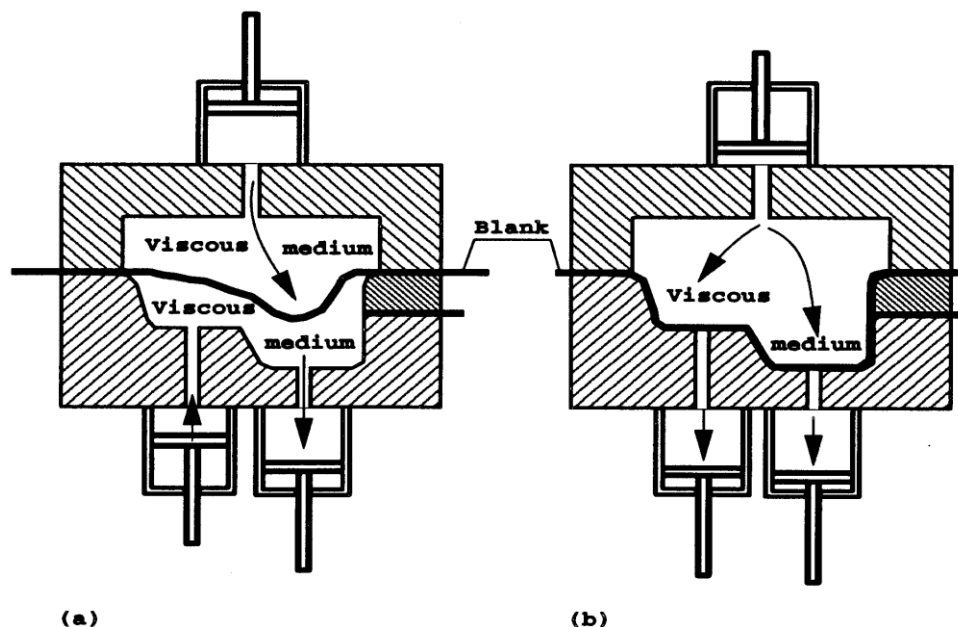


Figure 1-18 : Hydroformage par fluides visqueux d'une tôle : a- pendant la mise en forme, b- à l'état finale de la mise en forme [7].

### 1.3. Modes d'échec en hydroformage

Dans un contexte industriel de plus en plus compétitif, les coûts et les délais de fabrication sont deux facteurs importants. Réduire la mise au rebut des pièces fabriquées par un gain en temps et en coût est très important. Dans l'hydroformage de tubes, les types de défauts observés peuvent être illustrés par la Figure 1-19 [19,22]. Ces défauts sont :

- le flambage du tube au début de l'opération en raison des forces axiales excessivement élevées ;
- la formation des plis: - au milieu de la pièce pour des efforts axiaux trop élevés, - aux extrémités pour des pressions plus élevées ;
- l'éclatement du tube (rupture) ; - à partir d'une striction locale ou un défaut sur la paroi du tube, - en raison des pressions internes trop élevées ;
- Inversion aux extrémités dans les régions à grande expansion pour les tubes à parois minces.

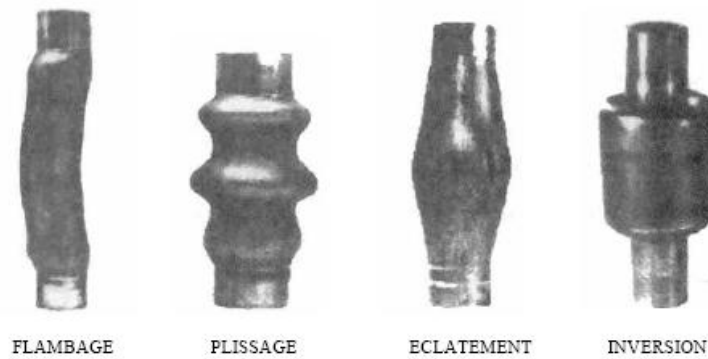


Figure 1-19 : Modes des défauts les plus courants dans le procédé d'hydroformage de tube [22].

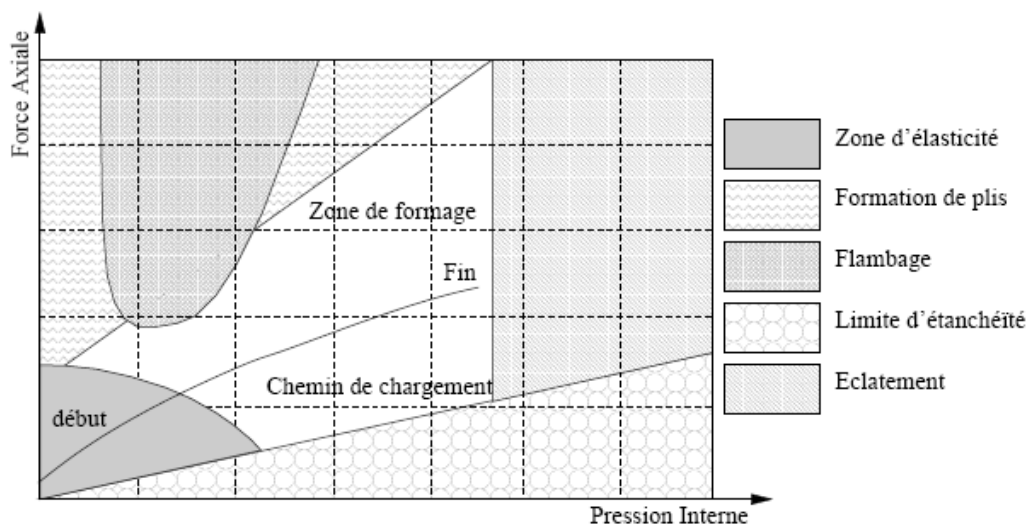
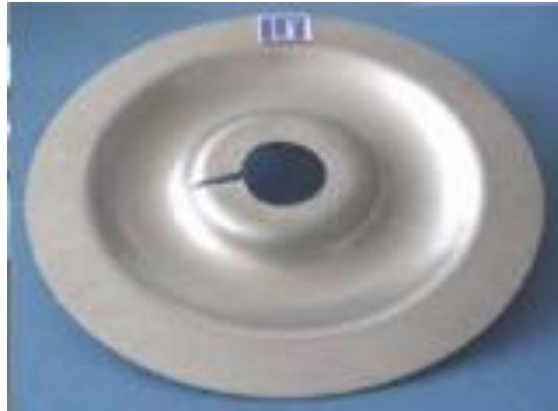


Figure 1-20 : Diagramme de chargement pour une opération d'hydroformage axisymétrique [19].

Pour éviter les défauts rencontrés en hydroformage de tube, généralement on utilise le diagramme illustré par la Figure 1-20. Cependant, plusieurs paramètres peuvent influencer les niveaux de la force axiale et la pression interne de ce diagramme. Parmi ces paramètres, on peut citer : le matériau du tube, le procédé lui-même, les dimensions ...etc.



Figure 1-21 : Rupture en hydroformage de tôles [26].



**Figure 1-22 : Rupture d'une pièce industrielle [11].**



**Figure 1-23 : Phénomènes de plissement en hydroformage de tôles [27].**

Concernant l'hydroformage de tôles, généralement les modes d'échec peuvent être divisés en deux catégories principales : la rupture et le plissement. Ces deux modes d'échec auront lieu à cause de l'incapacité de faire une combinaison optimale entre une multitude de variables telles que la pression du fluide, la formabilité du matériau de la tôle, l'état de l'outillage et le contact tôle-outils. Aussi, pendant l'opération de formage, le matériau est soumis aux efforts de traction et de compression. Ces efforts peuvent être excessifs à certaines régions critiques ce qui peuvent causer une rupture au niveau de ces régions. La rupture peut exister au début ou pendant l'opération de formage (Figure 1-21, Figure 1-22). Elle est généralement le résultat d'un mauvais contrôle de la pression du fluide et de la force de serrage, ou d'une lubrification inefficace causant un effort excessif de frottement et un taux d'emboutissage qui n'est pas adapté avec la formabilité du matériau utilisé.

Le plissement correspond à l'apparition d'ondulation sur la pièce déformée (Figure 1-23). Ce phénomène apparait quand :

- les intensités de la pression dans la cavité et de la force de serrage sont faibles ;
- les dimensions du poinçon sont très petites par rapport aux dimensions de la matrice (écart important entre la matrice et le poinçon) ;
- des rides ou des défauts existent déjà dans l'outil ;
- la distance entre le serre-flan et la matrice est très grande ;
- la lubrification est appliquée excessivement.



### 1.4. Problématique de la simulation numérique des procédés d'hydroformage

Puisque l'application du procédé d'hydroformage devient plus intéressante notamment dans l'industrie automobile, électroménagère, aéronautique..., la demande de la maîtrise du procédé devient de plus en plus requise. Les recherches récentes ont pour but d'améliorer le procédé d'hydroformage par : - la réduction du coût de production, - l'augmentation du taux de production, - l'élimination des défauts qui peuvent apparaître durant ou après le formage, - la production des pièces avec une bonne qualité de surface sans nécessité d'assemblage ou de soudure - et enfin l'obtention de pièces avec un poids réduit. Pour réussir une pièce fabriquée par l'hydroformage, il est nécessaire de contrôler tous les éléments et les facteurs qui influent sur le procédé. Trouver la combinaison optimale entre les différents paramètres du procédé reste toujours le défi principal pour les industriels et les chercheurs. Les méthodes d'essais expérimentales ne mènent pas toujours au succès du produit final. Pour répondre aux besoins industriels, généralement les chercheurs et les ingénieurs font toujours recours à la simulation numérique. Cette méthode est devenue aujourd'hui un outil incontournable qui peut aider à surmonter les problèmes rencontrés. Elle permet de reproduire fidèlement les opérations de mise en forme des pièces mécaniques avec beaucoup de précision, d'efficacité, réduisant ainsi le temps et le coût de la conception et du développement, et mène à la fabrication de nouvelles pièces.

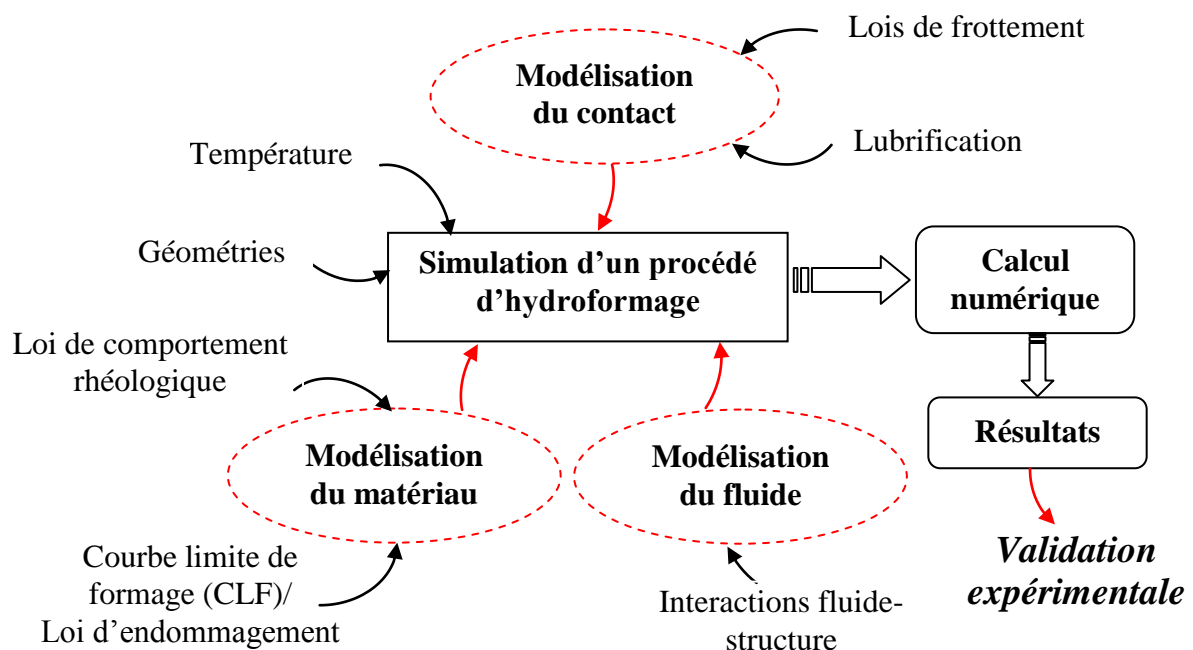


Figure 1-24 : Modélisation d'un procédé d'hydroformage.

Pour simuler numériquement une opération de mise en forme par hydroformage dans un code de calcul numérique, il faut non seulement modéliser le procédé lui-même

(géométrie, action des outils sur la pièce, thermique, ...), mais aussi d'alimenter le code de calcul par :

- une loi de comportement rhéologique décrivant le comportement du matériau mis en forme lorsqu'il est sollicité mécaniquement ;
- une courbe limite de formage ou une loi d'endommagement décrivant la défaillance ou la ruine du matériau mis en forme ;
- une loi de comportement tribologique exprimant le contact solide-solide qu'il soit sec ou lubrifier ;
- des lois décrivant l'écoulement du fluide (parfait, newtonien ou non-newtonien) et son interaction avec les différentes structures.

Néanmoins, avant d'aller vers la simulation numérique, il est nécessaire d'étudier les différents points ci-dessus.

## **1.5. Modélisation des matériaux**

### **1.5.1. Matériaux utilisés en hydroformage**

Les matériaux utilisés dans l'hydroformage sont très divers (Tableau 1-1). En fait, presque tous les matériaux utilisés dans les procédés conventionnels de mise en forme peuvent être utilisés dans l'hydroformage tel que l'acier inoxydable et ses alliages, les aciers à basse teneur en carbone, les alliages d'aluminium, de magnésium et de cuivre ... [5]. Les matériaux utilisés dans l'hydroformage doivent avoir une capacité de déformation plastique suffisante pour permettre la flexion et l'allongement sans échec. Les domaines d'application sont très divers, par exemple :

- les tôles en aciers revêtu de zinc sont très utilisées grâce à leurs propriétés de résistance à la corrosion,
- les aciers inoxydables sont utilisés essentiellement pour la décoration,
- les alliages d'aluminium séries 5000 (Al, Mg) et 6000 (Al, Mg, Si) ont une bonne formabilité mais sensibles aux rayures [28],
- les alliages de magnésium sont parmi les matériaux légers et qui offrent un potentiel élevé en termes de réduction de poids surtout en industrie automobile [29],
- les alliages de cuivre ont une bonne formabilité, résistance chimique, conductivité thermique et électrique,
- d'autres alliages exotiques peuvent être utilisés tel que le titane, le nickel, le niobium et le béryllium.

Lors du choix du matériau, les critères les plus importants sont liés à la qualité de la pièce telle que la formabilité, la rigidité, la résistance à la corrosion ... Pour cela, il

est nécessaire de décrire et comprendre les comportements mécanique et rhéologique des différents matériaux cités ci-dessus.

<b>Matériau</b>	<b>désignation Américaine</b>	<b>désignation Allemande</b>
Aciers	AISI 1015 AISI 1020 AISI 1035 AISI 1045 AISI 1015 AISI 1020 ASTM A572-575	C 15 C 22 C 35 C 45 St 37 St 42 St 50
Alliages d'aciers	AISI 5120 AISI 420 AISI 304 AISI 409	21 Mn Cr 5 X 20 Cr 13
Alliages d'aluminium	AA 1050A AA 5005A AA 5056A AA 5086 AA 7075 AA 5052 AA 5754 AA 6260 T4 AA 6061 T4 AA 6063 T4	Al 99.5 Al Mg 1 Al Mg 5 Al Mg 4 Mn Al Zn Mg Cu 1.5

**Tableau 1-1 : Quelques matériaux utilisés en hydroformage de tube [30].**

### 1.5.2. Comportement élastique

A l'échelle atomique, quand un faible effort extérieur est appliqué à un corps solide, une faible déformation aura lieu. Cette déformation correspond à de petits déplacements des atomes autour de leur position d'équilibre dans le réseau cristallin. Lorsque l'effort est retiré, les atomes reprennent leur position d'équilibre [31]. Dans ce cas, le corps retrouve sa forme initiale, dans cette condition le corps s'est déformé élastiquement (Figure 1-25). D'une façon générale, l'élasticité est la capacité d'un matériau à récupérer sa forme initiale lorsque l'effort qui a provoqué la déformation est retiré.

La loi de Hooke, qui représente la variation linéaire entre la contrainte ( $\sigma$ ) et la déformation élastique ( $\varepsilon$ ), est la relation de base pour la caractérisation du comportement élastique d'un matériau. Cette loi s'écrit par la relation suivante:

$$\sigma = E \varepsilon \quad \mathbf{1-1}$$

Où  $E$  est le module de Young.

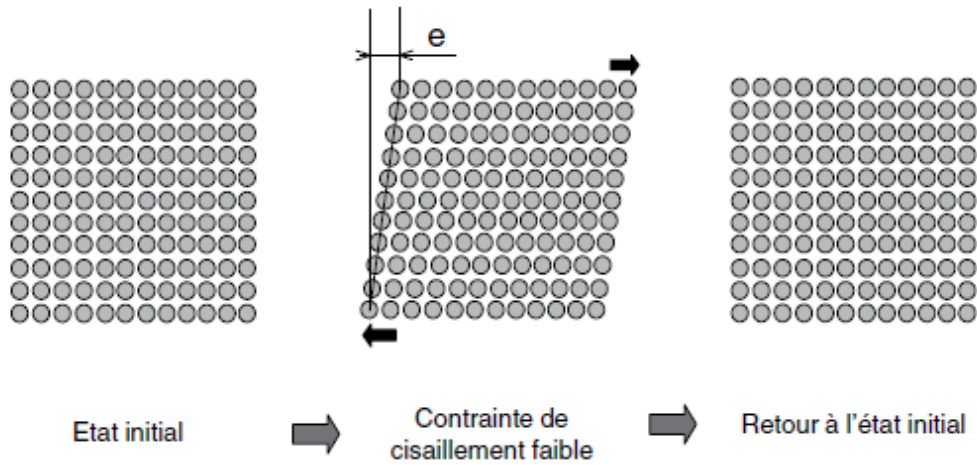


Figure 1-25 : Représentation schématique d'une déformation élastique [31].

Pour un matériau isotrope, une contrainte axiale génère une déformation  $\varepsilon_{xx}$  et une déformation transverse  $\varepsilon_{yy} = \varepsilon_{zz} = \nu \varepsilon_{xx}$ , où  $\nu$  est le coefficient de Poisson.

La loi de Hooke généralisée s'écrit :

$$\begin{cases} \varepsilon_{xx} = \frac{1}{E} (\sigma_{xx} - \nu \sigma_{yy} - \nu \sigma_{zz}) \\ \varepsilon_{yy} = \frac{1}{E} (\sigma_{yy} - \nu \sigma_{xx} - \nu \sigma_{zz}) \\ \varepsilon_{zz} = \frac{1}{E} (\sigma_{zz} - \nu \sigma_{xx} - \nu \sigma_{yy}) \end{cases} \quad 1-2$$

### 1.5.3. Comportement plastique

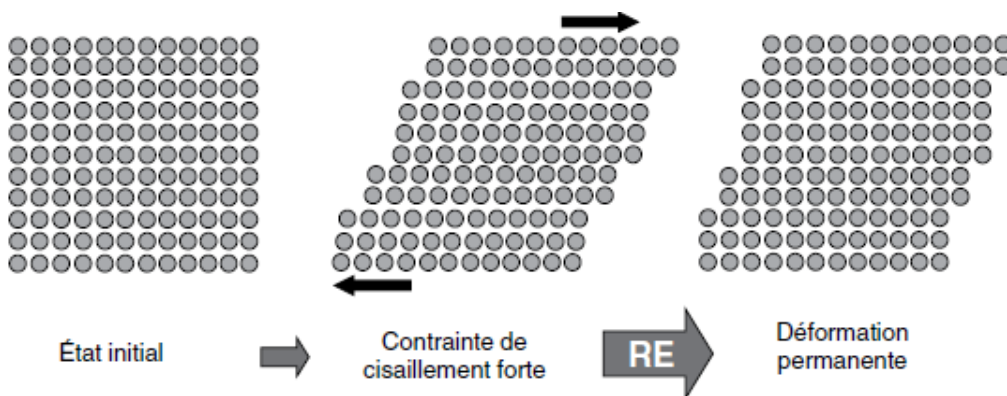


Figure 1-26 : Représentation d'une déformation élasto-plastique [31].

Si la contrainte appliquée à un matériau dépasse une certaine valeur critique, appelée seuil de plasticité ou limite d'élasticité, la déformation du matériau devient irréversible (Figure 1-26). Pour décrire le comportement plastique d'un matériau, on a besoin d'un critère de plasticité et d'une loi d'érouissage.

### 1.5.3.1. Critères de plasticité

L'utilisation d'un critère pour la modélisation du comportement plastique d'un matériau est indispensable pour l'étude des procédés de mise en forme par simulation numérique. Ces critères de plasticité sont modélisés par une fonction  $f$  appelée « surface de charge ». Cette fonction décrit une surface de contraintes plastiques délimitant la zone élastique de la zone plastique.

La fonction de charge permet la comparaison entre la contrainte équivalente ( $\bar{\sigma}$ ) qui est déterminée à partir des composantes du tenseur des contraintes ( $\sigma_{ij}$ ) et la contrainte seuil de plasticité ( $\sigma_0$ ). La fonction de charge s'écrit comme suit :

$$f(\sigma_{ij}, \varepsilon) = \bar{\sigma} - \sigma_0 \quad \mathbf{1-3}$$

La fonction  $f(\sigma_{ij}, \varepsilon) < 0$ , correspond à un comportement élastique du matériau.  $f(\sigma_{ij}, \varepsilon) = 0$ , correspond au seuil de plasticité du matériau.

Plusieurs variétés de critères de plasticité existent. Selon le matériau, le critère de plasticité peut être isotrope ou anisotrope.

Par définition, un matériau est isotrope quand il a les mêmes propriétés physiques dans toutes les directions dans lesquelles l'effort est appliqué, donc son comportement mécanique reste invariable quelque soit la direction. Parmi les critères de plasticité isotropes :

- Le critère de Tresca (1864) (Figure 1-27-a) est le premier critère de plasticité qui a été utilisé. Il se représente par un polygone, pour lequel les limites d'élasticité sont équivalentes en traction uniaxiale, traction plane et expansion équibiaxiale. Ce critère est rarement utilisé pour décrire la plasticité des tôles et des tubes dédiés aux procédés de mise en forme.
- Le critère de Von Mises (1913) (Figure 1-27-b) est le plus utilisé dans les codes de calcul numérique en raison de sa bonne représentation du comportement plastique des matériaux isotropes. Il est représenté par une ellipse, pour lequel les limites d'élasticité peuvent être déterminées à partir des essais de traction uniaxiale ou biaxiale et de cisaillement. Ce

critère est largement utilisé pour décrire la plasticité des tôles et des tubes dédiés aux procédés de mise en forme.

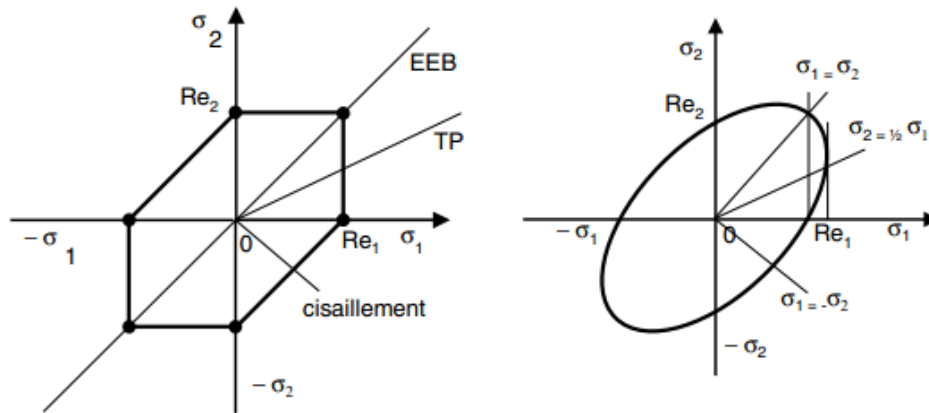


Figure 1-27 : Critères de Tresca (gauche) et de Von Mises (droite) [31].

Le point 0 correspond à l'état de repos du matériau, donc les contraintes sont nulles. Le point représentatif s'éloigne du point 0, lorsque la contrainte est positive, l'intérieur du polygone ou d'ellipse représente le domaine élastique. La déformation plastique commence si le point atteint la courbe formée par le polygone ou l'ellipse [31]. Le critère de plasticité de Von Mises est donné par l'équation suivante :

$$\bar{\sigma}(\sigma_{ij}) = \sqrt{\frac{1}{2} \left[ (\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + 6\sigma_{xy}^2 + 6\sigma_{yz}^2 + 6\sigma_{zx}^2 \right]} \quad 1-4$$

Avec l'hypothèse des contraintes planes ( $\sigma_{zz} = \sigma_{xz} = \sigma_{yz} = 0$ ) pour le cas de mise en forme de structures minces, le critère devient :

$$\bar{\sigma}(\sigma_{ij}) = \sqrt{\sigma_{xx}^2 + \sigma_{yy}^2 - \sigma_{xx}\sigma_{yy} + 3\sigma_{xy}^2} \quad 1-5$$

Généralement les procédés d'élaboration de tôles et de tubes métalliques induisent une certaine anisotropie, c'est-à-dire que les propriétés physiques, de certains matériaux, varient selon les directions dans lesquelles l'effort est appliqué.

L'essai de traction est généralement utilisé pour étudier l'anisotropie d'un matériau (Figure 1-28). Au cours de cet essai, il existe un rapport constant entre la déformation latérale ( $\varepsilon_2$ ) et la déformation dans l'épaisseur ( $\varepsilon_3$ ). Ce rapport est appelé coefficient d'anisotropie plastique ou coefficient de Lankford. Pour les matériaux anisotropes, le coefficient de Lankford varie selon l'orientation de découpage de l'éprouvette de traction.

$$r(\theta) = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_3} \quad 1-6$$

$\theta$  est l'angle entre la direction de traction et la direction de laminage de la tôle.

- $r$  est inférieur à 1, la déformation en épaisseur est plus qu'en largeur ;
- $r$  est supérieur à 1 la déformation se fait plus en largeur qu'en épaisseur ;
- $r$  est égal à 1, la déformation en épaisseur et en largeur sont identiques.

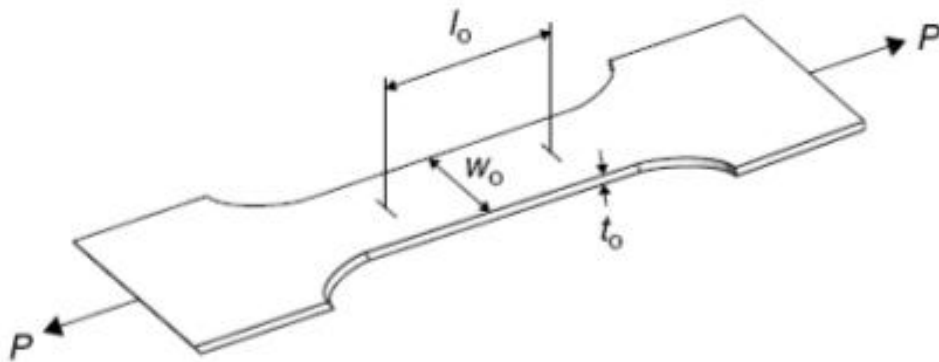


Figure 1-28 : Epreuve de traction uniaxiale.

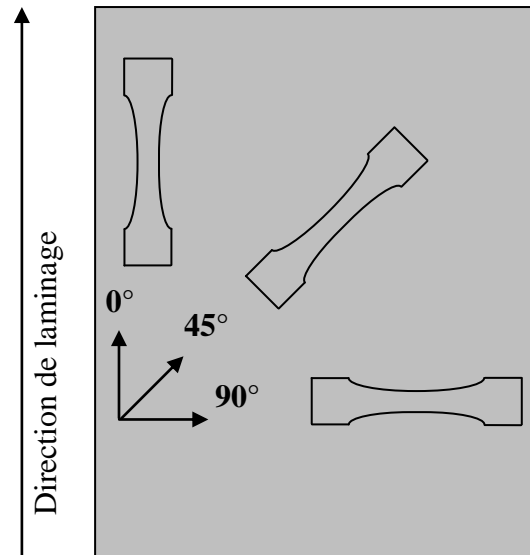


Figure 1-29 : Sens de prélèvement des éprouvettes par rapport à la direction de laminage.

Les déformations principales dans une éprouvette de traction peuvent s'écrire comme suit :

$$\varepsilon_1 = \ln\left(\frac{l_0}{l}\right) \quad 1-7$$

$$\varepsilon_2 = \ln\left(\frac{w_0}{w}\right) \quad \mathbf{1-8}$$

$$\varepsilon_3 = \ln\left(\frac{t_0}{t}\right) \quad \mathbf{1-9}$$

$$\varepsilon_3 = -(\varepsilon_1 + \varepsilon_2) \quad \mathbf{1-10}$$

Communément, pour étudier l'anisotropie d'un matériau, trois coefficients de Lankford pour trois orientations particulières par rapport à la direction de laminage (0°, 45° et 90°) doivent être définis (Figure 1-29), pour déduire à la fin un coefficient d'anisotropie moyen  $\bar{r}$  et son écart  $\Delta r$ .

Le coefficient d'anisotropie moyen  $\bar{r}$  est donné par la relation suivante :

$$\bar{r} = \frac{r_0 + 2r_{45} + r_{90}}{4} \quad \mathbf{1-11}$$

et l'écart  $\Delta r$  :

$$\Delta r = \frac{r_0 - 2r_{45} + r_{90}}{2} \quad \mathbf{1-12}$$

- $\bar{r} \neq 1$  et  $\Delta r \neq 0$ , on parle d'anisotropie transverse;
- $\bar{r} \neq 1$  et  $\Delta r = 0$ , on parle d'anisotropie normale;
- $r_0 = r_{45} = r_{90} = 1$  ou bien  $\bar{r} = 1$  et  $\Delta r = 0$ , on parle du cas isotrope.

Plusieurs critères de plasticité anisotrope ont été proposés pour modéliser les tôles et les tubes métalliques. Le critère le plus couramment utilisé est de Hill48. Il a été proposé par Hill en 1948 comme une forme modifiée du critère de Von Mises. Ce critère est donné par l'équation suivante :

$$\begin{aligned} \varphi(\sigma_{ij}) = \bar{\sigma}_H^2 = & F(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + G(\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + H(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 \\ & + 2L\sigma_{yz}^2 + 2M\sigma_{zx}^2 + 2N\sigma_{xy}^2 \end{aligned} \quad \mathbf{1-13}$$

$\bar{\sigma}_H^2$  est la contrainte équivalente de Hill et F, G, H, L, M et N sont les paramètres de Hill qui déterminent la forme de la surface de charge et le degré de son anisotropie.

Pour un chargement en contraintes planes, les composantes du tenseur des contraintes hors plan ( $\sigma_{zz} = \sigma_{xz} = \sigma_{yz} = 0$ ) sont négligées. Dans ce cas, le nombre de paramètres de Hill est réduit à quatre et le critère devient :



$$\bar{\sigma}_H^2 = (H + G)\sigma_{xx}^2 + (H + F)\sigma_{yy}^2 - 2H\sigma_{xx}\sigma_{yy} + 2N\sigma_{xy}^2 \quad 1-14$$

La contrainte équivalente dans la direction  $\theta$  est donnée sous la forme suivant :

$$\bar{\sigma}(\theta) = \frac{\sigma_0}{\sqrt{F(\sin\theta)^4 + G(\cos\theta)^4 + H((\cos\theta)^2 - (\sin\theta)^2) + 2N(\sin\theta)^2(\cos\theta)^2}} \quad 1-15$$

Le coefficient de Lankford, pour un essai de traction orienté d'un angle  $\theta$  par rapport à la direction de laminage, est exprimé sous la forme :

$$r(\theta) = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_3} = \frac{H + (2N - F - G - 4H)(\sin\theta)^2(\cos\theta)^2}{F(\sin\theta)^2 + G(\cos\theta)^2} \quad 1-16$$

La facilité d'identification est l'un des avantages de ce critère, il nécessite trois essais de traction suivant les angles  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $90^\circ$  par rapport à la direction de laminage pour mesurer respectivement les trois coefficients de Lankford ( $r_0$ ,  $r_{45}$ ,  $r_{90}$ ) et les trois contraintes à la limite élastique ( $\sigma_0$ ,  $\sigma_{45}$ ,  $\sigma_{90}$ ). Donc, l'identification des constantes du critère Hill48 est possible à partir des équations suivantes :

$$r_0 = \frac{H}{G} \quad 1-17$$

$$\sigma_0 = \frac{\sigma_0}{\sqrt{G + H}} \quad 1-18$$

$$r_{45} = \frac{N}{F + G} - \frac{1}{2} \quad 1-19$$

$$\sigma_{45} = \frac{2\sigma_0}{\sqrt{G + F + 2N}} \quad 1-20$$

$$r_{90} = \frac{H}{F} \quad 1-21$$

$$\sigma_{90} = \frac{\sigma_0}{\sqrt{F + H}} \quad 1-22$$

Plusieurs possibilités sont envisageables pour la détermination des constantes de Hill. Par exemple, la résolution des équations 1-17, 1-18, 1-19 et 1-21 conduit aux expressions suivantes des constantes de Hill :

$$F = \frac{r_0}{r_{90}(1 + r_0)} \quad 1-23$$

$$G = \frac{1}{1 + r_0} \quad 1-24$$

$$H = \frac{r_0}{1 + r_0} \quad 1-25$$

$$N = \frac{(1 + 2r_{45})(r_0 + r_{90})}{2r_{90}(1 + r_0)} \quad 1-26$$

En 1977, des chercheurs ont montré que ce critère n'est pas valide pour les matériaux où le coefficient d'anisotropie est inférieur à 1, comme c'est le cas pour certains alliages d'aluminium. Hill lui-même a proposé d'autres critères non quadratiques qui prennent en compte le comportement des alliages d'aluminium avec un faible écrouissage, on peut citer les critères Hill79, Hill90, Hill93. D'autres critères basés sur les travaux de Von Mises et de Hill sont apparus dans le temps. Ils se différencient entre eux par leur forme fonctionnelle quadratique ou non quadratique, par la prise en compte de données observables issues de différents essais mécaniques ou par le nombre de paramètres à identifier. Parmi ces critères on cite le critère de Hosford (1979), les critères de Barlat (1989, 1991, 2003) et le critère de Karafillis et Boyce (1993).

Compte tenu du nombre des critères qui existent, le choix d'un a une grande influence sur la précision des résultats. En effet, le nombre de paramètres qui font intervenir chaque critère de plasticité et la méthode d'identification de ses paramètres sont les points essentiels qui influent sur le choix du critère.

### 1.5.3.2. Lois d'écrouissage

Lors d'un essai mécanique, la courbe contrainte – déformation (Figure 1-30) qui est caractérisée par une partie élastique et une partie plastique représente physiquement le comportement du matériau. Dans la partie élastique, la variation entre la contrainte et la déformation est linéaire. Elle est représentée mathématiquement par la loi de Hook (paragraphe § 1.5.20). La partie plastique de cette courbe est approchée par des lois empiriques, appelées lois d'écrouissage, qui peuvent prendre plusieurs formes. Dans la littérature, il existe un grand nombre de lois formulées à partir d'un nombre très variable de paramètres. Les principales lois d'écrouissage utilisées sont illustrées ci-après :

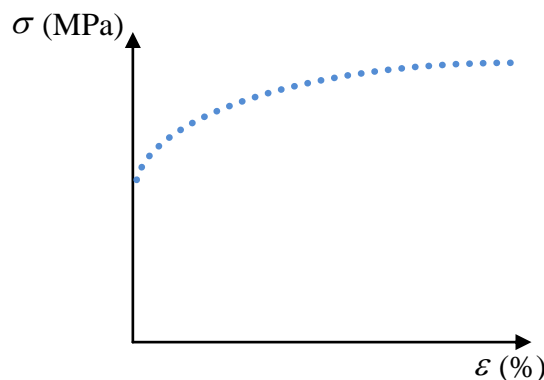


Figure 1-30 : Courbe d'écrouissage ( $\sigma(\epsilon)$ ).

— La loi de Hollomon (loi de puissance) est la plus simple et la plus utilisée, cette loi est donnée sous la forme:

$$\sigma = K \epsilon^n$$

1-27

Pour identifier les paramètres  $K$  et  $n$ , la courbe  $(\sigma - \varepsilon)$  est transformée en une courbe linéaire  $(\ln(\sigma) - \ln(\varepsilon))$ . La pente de cette courbe donne la valeur du coefficient  $n$  appelé coefficient d'écroutissage. Le paramètre  $K$  est appelé la consistance.

Pour des cas de déformations plastiques faibles, cette loi présente une certaine limitation dans la description de l'écroutissage [11].

— La loi de Ludwik est donnée sous la forme :

$$\sigma = \sigma_0 + K \varepsilon^n \quad \mathbf{1-28}$$

Où  $\sigma_0$  est la contrainte à la limite élastique.

— La loi de Swift (loi de Krupkowski) s'écrit sous la forme :

$$\sigma = K (\varepsilon_0 + \varepsilon)^n \quad \mathbf{1-29}$$

Où  $\varepsilon_0$  est la déformation à la limite élastique.

— La loi de Voce s'applique plus pour la description des alliages d'aluminium et des laitons. Elle s'écrit sous la forme :

$$\sigma = \sigma_s - (\sigma_s + \sigma_0)^{-\alpha \varepsilon} \quad \mathbf{1-30}$$

Où  $\sigma_s$  est la contrainte de saturation et  $\alpha$  est une constante caractérisant l'écroutissage.

Pour de grandes déformations, la contrainte tend vers une limite  $\sigma = \sigma_s$ .

### **1.5.3.3. Courbes limites de formage (CLFs)**

Pendant la mise en forme, la tôle ou le tube sont soumises à des déformations plastiques élevées afin de changer leur forme. Parfois ces déformations deviennent excessives, de sorte que la striction commence à apparaître dans des régions critiques de la pièce. Chez les industriels, la striction est un des défauts entraînant le rebut de la pièce (Figure 1-31). Elle représente la limite de formabilité et le début de la rupture. Le terme limite de formabilité ou formabilité est utilisé généralement pour décrire la capacité d'un matériau d'être formé plastiquement sans apparition de striction ou de rupture.



**Figure 1-31 : Quelques cas de déformation de pièces où la limite de formabilité a été dépassée.**

Le concept d'évaluer la formabilité des matériaux a été introduit par Keeler et Backofen [33] et Goodwin [34] dans les années 1960. L'idée est de faire figurer sur un diagramme de déformations principales, les déformations correspondantes à la rupture du matériau à partir des tests expérimentaux. La courbe formée est appelée courbe limite de formage (CLF) [35]. Cependant, la rupture est un état avancé de la ruine pour la pièce. Donc, elle n'est pas retenue pour tracer une CLF précise. La recherche s'est orientée vers l'utilisation de la striction localisée qui précède la rupture de la pièce. Aujourd'hui, la majorité des CLFs sont définies à striction localisée, avec de nombreuses méthodes de détermination qui existent, elles se différencient entre elles par le mode de déformation des éprouvettes et la méthode d'estimation de l'apparition de la striction. Mais quelque soit la méthode utilisée pour leur détermination, les CLFs deviennent un outil indispensable dans l'industrie de mise en forme [36]. Elles sont utilisées largement pour caractériser l'aptitude des matériaux à la mise en forme et de donner la capacité en déformation d'un matériau avant l'apparition d'une striction localisée.

Les CLFs sont tracées habituellement dans un repère des directions principales de déformations, la déformation principale  $\epsilon_1$  (déformation majeure) qui est la plus

grande en valeur algébrique en ordonnée et la déformation secondaire  $\varepsilon_2$  (déformation mineure) qui est la moins grande en valeur algébrique en abscisse (Figure 1-32). De plus, la déformation majeure est toujours positive car elle est obtenue par expansion. Par contre, la contrainte mineure peut être positive dans le cas d'expansion ou négative dans le cas de rétreint. Dans un repère de déformations principales, la CLF représente la frontière entre le domaine correspond à des modes de déformation sans défaut et le domaine qui présente des risques de striction et de rupture [11].

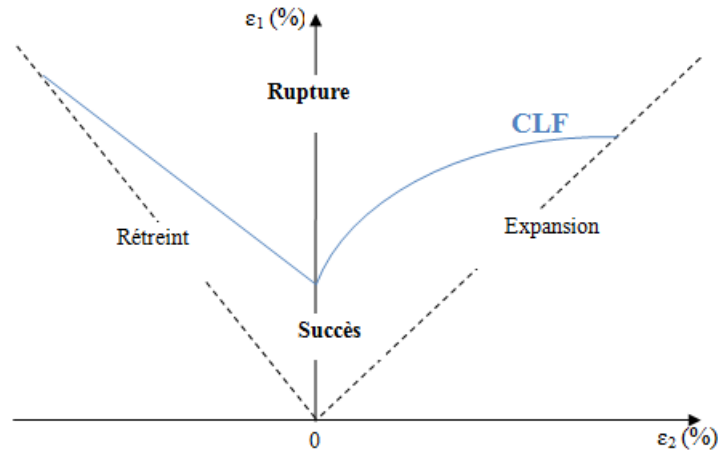


Figure 1-32 : Représentation d'une courbe limite de formage (CLF).

Il existe de nombreuses méthodes pour la déterminer des CLFs expérimentalement. Ces méthodes varient entre eux par le type d'essai, la façon de mesure des déformations et la méthode d'estimation de l'apparition de la striction [31]. Les essais utilisés pour établir les CLFs sont illustrés ci-après :

- L'essai de Nakajima [37], est un test utilisant un poinçon rigide à fond hémisphérique pour emboutir des éprouvettes planes de différentes largeurs (Figure 1-33). Ce test est simple d'emploi, l'un des inconvénients réside dans la présence du frottement entre poinçon et tôle et qui peut influencer la précision des résultats.

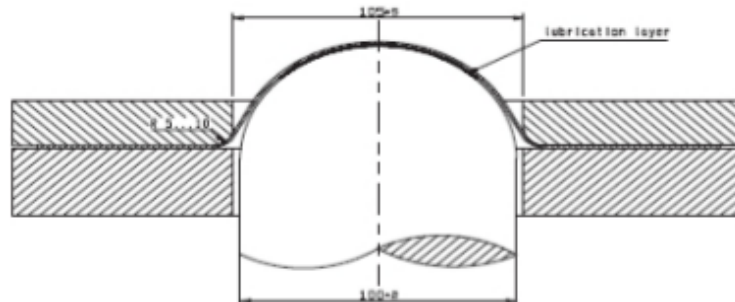


Figure 1-33 : Test de Nakajima [37].

- L'essai de Marciniak [38] reprend le même essai de Nakazima mais avec un poinçon à fond plat (Figure 1-35). Les éprouvettes utilisées sont de différentes largeurs comme pour l'essai précédent mais avec interposition d'un contre-flan posé entre le flan et le poinçon pour homogénéiser les déformations et réduire l'effet de frottement.

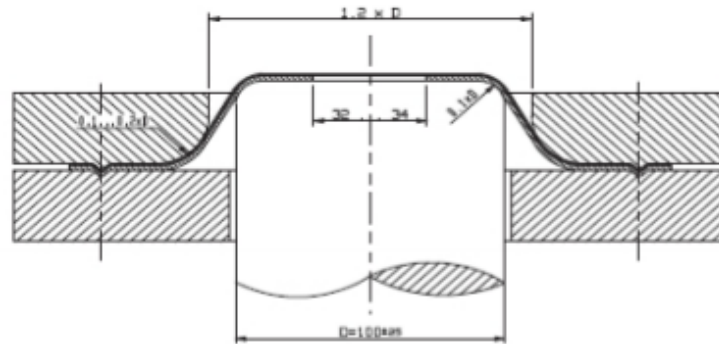


Figure 1-34 : Test de Marciniak [38].

- L'essai de gonflage hydraulique consiste à déformer des tôles métalliques minces sous l'effet d'un fluide sous pression à travers des matrices de formes circulaires ou elliptiques (Figure 1-35 et Figure 1-36). La tôle est bloquée entre la matrice et le serre-flan. L'élimination des effets de frottement est l'avantage de cette méthode par rapport aux deux méthodes précédentes. Cependant, cet essai couvre uniquement le domaine d'expansion de la CLF.

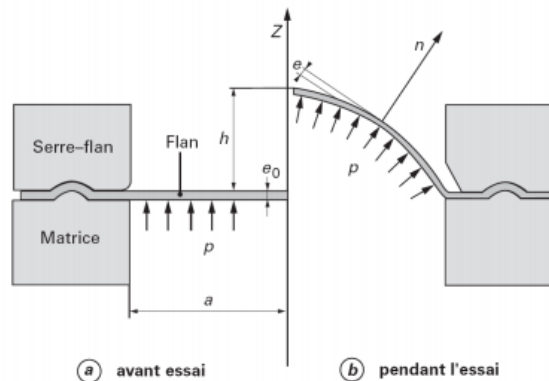


Figure 1-35 : Test de gonflage hydraulique [39].



Figure 1-36 : Types d'éprouvettes utilisées dans test de gonflage hydraulique [11].

- L'essai de traction biaxiale est réalisé généralement sur un dispositif à quatre vérins (Figure 1-37). Il consiste à appliquer un chargement sur une éprouvette cruciforme constituée de quatre bras. Cette technique permet d'éliminer les effets de frottement et d'appliquer des chemins de déformation linéaires et non-linéaires [40]. L'optimisation et la fabrication des éprouvettes sont les principales difficultés de cette technique.

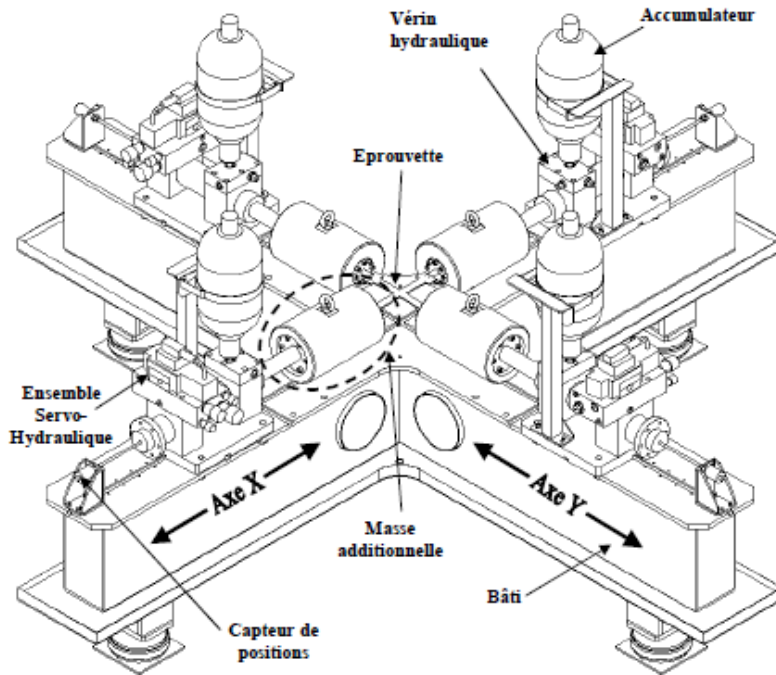


Figure 1-37 : Machine de traction biaxiale avec quatre vérins hydrauliques [40].

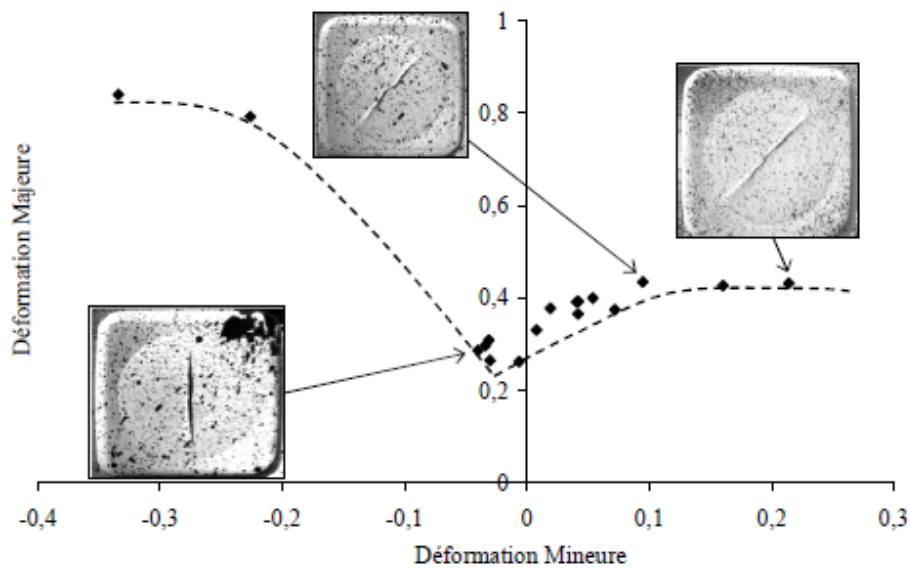


Figure 1-38 : CLF de l'alliage d'aluminium AA5086 obtenue par la méthode de traction biaxiale [40].

Pour les essais cités précédemment, les déformations et la striction dans les éprouvettes sont déterminées en utilisant généralement la méthode de la corrélation des images qui nécessite de filmer l'essai. Cette technique requiert l'utilisation d'une caméra si la surface observée est plane et de deux caméras dans le cas contraire.

#### 1.5.3.4. Loi d'endommagement de Gurson

Dans le procédé d'hydroformage, le matériau atteint une grande déformation plastique avant d'obtenir la forme désirée. La formabilité au sein de ce procédé a été étudiée profondément en utilisant un cadre classique tel que les CLFs (paragraphe §1.5.3.3). Ces CLFs sont caractérisées à l'échelle macromécanique et représentent juste la striction. Cependant, il existe autres méthodes pour caractériser les déformations limites à l'échelle micromécanique. Cette méthode repose sur la modélisation de l'endommagement au sein de la tôle ou du tube. La recherche sur l'endommagement nécessite une connaissance plus approfondie du comportement du matériau. L'approche la plus utilisée en endommagement consiste à intégrer l'effet de l'endommagement du matériau dans sa loi de comportement, elle concerne les modèles dits couplés. L'apparition d'une fissure est caractérisée par le fait que l'endommagement atteint une valeur critique et que le champ de contraintes devient nul. On peut citer comme exemples les modèles de Rousselier et de Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN).

Le processus physique d'endommagement comporte trois phases élémentaires : l'amorçage (ou nucléation), la croissance et la coalescence des cavités (Figure 1-39). L'amorçage des microcavités peut se produire soit par fragmentation des inclusions et particules de seconde phase, soit par décohésion à l'interface matrice-particule. Puis, la phase de croissance des cavités correspond à l'augmentation continue de la taille de ces cavités. Enfin, la coalescence des cavités est une phase très instable, qui s'effectue soit par cisaillement localisé, soit par striction interne entre cavités.

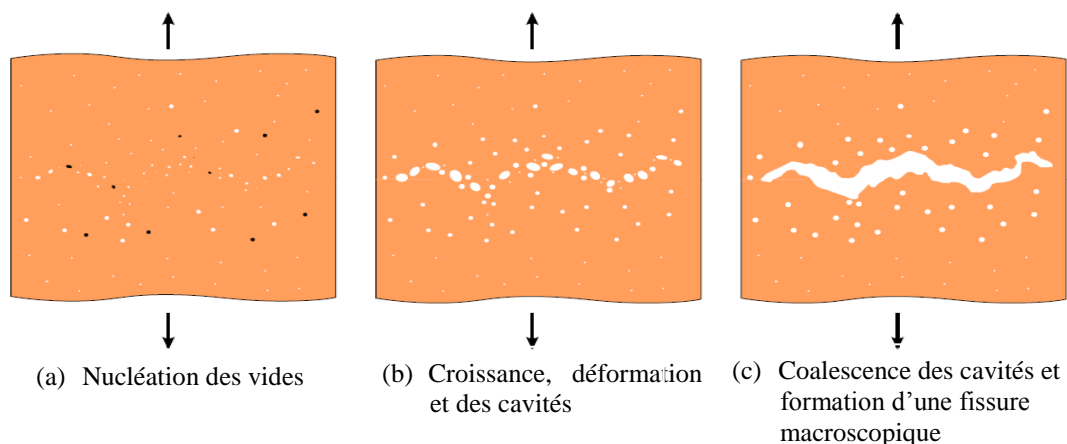


Figure 1-39 : Mécanismes de la rupture ductile [41].



La loi d'endommagement la plus utilisée est le modèle de Gurson [42]. Ce modèle constitutif a été développé pour les matériaux ductiles poreux se basant sur un comportement rigide parfaitement plastique du matériau et le théorème de la borne supérieure de la plasticité. Tvergaard [43] a constaté que le modèle de Gurson donne des résultats satisfaisants pour des forts taux de triaxialité des contraintes mais surestime la déformation à la rupture (ductilité) pour les faibles taux de triaxialité.

Dans le critère d'écoulement précédent, Tvergaard et Needleman [44] ont introduit la fonction  $f^*(f)$  afin de tenir compte de la perte rapide de rigidité du matériau lors de la coalescence des vides. La surface d'écoulement du modèle de Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN) s'écrit sous la forme suivante:

$$\Phi(\sigma_{eq}, \sigma_y, f^*) = \frac{\sigma_{eq}^2}{\sigma_y^2} + 2q_1 f^* \cosh\left(\frac{3}{2}q_2 \frac{\sigma_m}{\sigma_y}\right) - (1 + q_3 f^{*2}) = 0 \quad \mathbf{1-31}$$

où  $f^*$  est une porosité modifiée qui suit la loi suivante :

$$f^*(f) = \begin{cases} f & \text{si } f \leq f_C \\ f_C + \delta(f - f_C) & \text{si } f_C < f < f_F \\ f_U^* & \text{si } f \geq f_F \end{cases} \quad \mathbf{1-32}$$

avec  $\delta = \frac{f_U^* - f_C}{f_F - f_C}$  appelé coefficient d'accélération de la coalescence,  $f_C$  est la porosité critique correspondant au début de la coalescence,  $f_F$  désigne la porosité correspondante à la rupture finale du matériau. La valeur de  $f_U^*$  est atteinte lors que la rupture macroscopique se produit par la perte de la capacité de charge et se calcule de la manière suivante  $f_U^* = \frac{1}{q_1}$  dans le cas où  $q_3 = q_1^2$ . Au cours d'un écoulement plastique, l'évolution de la porosité est due, en partie à la croissance des cavités existantes et en partie à la nucléation de nouvelles cavités de nouveaux vides :

$$\dot{f} = \dot{f}_{croissance} + \dot{f}_{nucléation} \quad \mathbf{1-33}$$

En supposant l'incompressibilité de la matrice, le terme du à la croissance des cavités est donné par la relation :

$$\dot{f}_{croissance} = (1 - f)\dot{\varepsilon}_{kk}^p \quad \mathbf{1-34}$$

Où  $\dot{\varepsilon}_{kk}^p$  est la trace du tenseur macroscopique des vitesses de déformation. Lorsque la nucléation est contrôlée par la déformation plastique, sa contribution est comme suit :

$$\dot{f}_{nucléation} = A \dot{\bar{\varepsilon}}^p \quad 1-35$$

$\bar{\varepsilon}^p$  est la déformation plastique équivalente. Chu et Needleman [45] ont supposé que l'amorçage des vides suit une distribution normale avec une déformation moyenne  $\varepsilon_N$  et un écart type  $S_N$  :

$$A = \frac{f_N}{S_N \sqrt{2\pi}} \exp \left[ -\frac{1}{2} \left( \frac{\bar{\varepsilon}^p - \varepsilon_N}{S_N} \right)^2 \right] \quad 1-36$$

Les paramètres du modèle GTN peuvent être répartis en trois groupes :

- les paramètres constitutifs :  $q_1, q_2, q_3$  sont généralement fixés à  $q_1=1.5, q_2=1$  et  $q_3=(q_1)^2$  ;
- les paramètres de nucléation :  $\varepsilon_N, S_N, f_N$  où  $\varepsilon_N$  est la déformation moyenne,  $S_N$  est l'écart type,  $f_N$  est la fraction volumique des vides nucléés ;
- les porosités  $f_0, f_c, f_F$ , qui peuvent être considérés comme des paramètres matériaux avec  $f_0$  : la porosité initiale mesurée à partir d'observations microscopiques ou estimée à partir de la formule de Franklin.

## 1.6. Contacts pièce-outils

Le contact entre deux corps solides sans mouvement relatif de translation est toujours assuré par l'intermédiaire des aspérités [31]. Pour une faible force de serrage ( $F_1$ ), le contact se produit seulement par les pics d'aspérités les plus élevés des deux corps (Figure 1-40). Dans ce cas, la surface réelle de contact est très faible, elle est limitée à quelques aspérités. Par contre, pour une force de serrage ( $F_2$ ) plus élevée, les aspérités se déforment plastiquement. D'autres aspérités s'écrasent et viennent en contact ce qui augmente la surface réelle de contact.

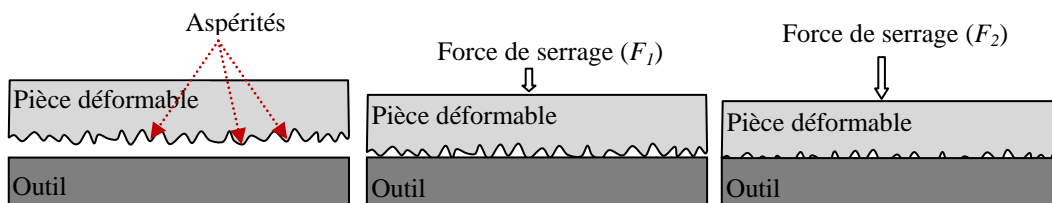


Figure 1-40 : Interaction entre la pièce déformable et l'outil lors d'un contact à l'état statique [31].

Si on considère le cas d'hydroformage, la pièce déformable peut être une tôle ou un tube. Le cas du contact sans mouvement relatif de translation ne dure pas longtemps, il correspond à l'étape de serrage de la pièce. Durant l'opération de formage, la pièce se déplace par rapport à l'outil (Figure 1-41). Ce contact génère des rayures, des empreintes, des microcavités, des traces d'usure et même des fissures sur l'outil tel qu'il est illustré sur la Figure 1-42. Ceci provoque une abrasion de la surface de la tôle suivi

dans certains cas par la formation des rayures et qui peut conduire à la rupture (Figure 1-43).

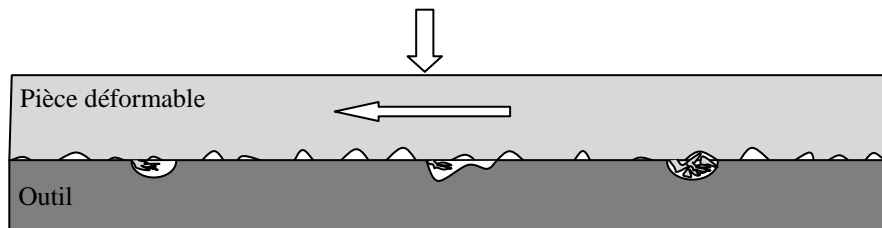


Figure 1-41 : Interaction entre la pièce et l'outil durant le formage [31].

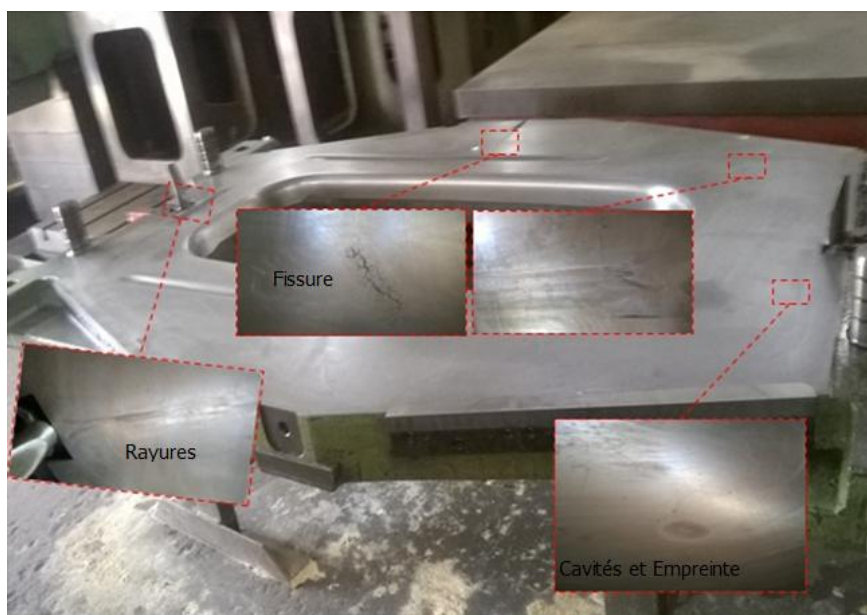


Figure 1-42 : Différents défauts sur une matrice.

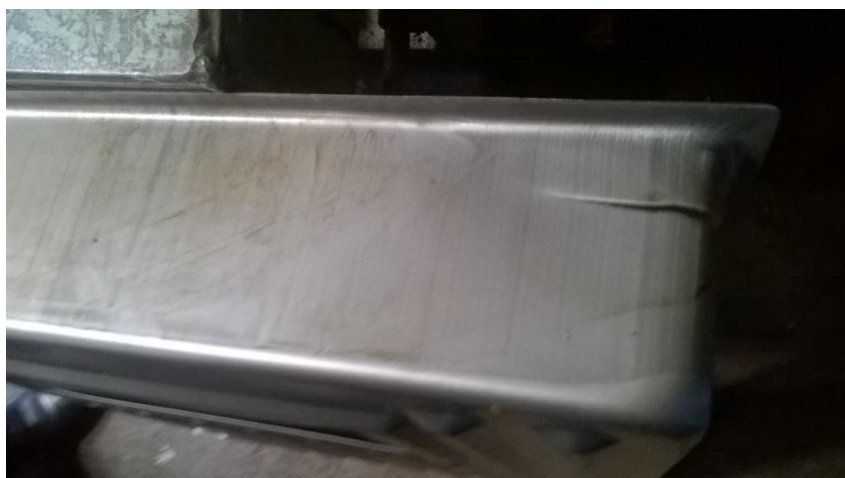
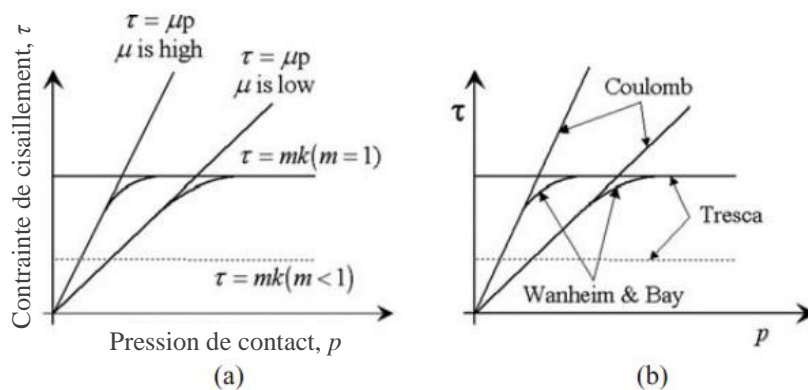


Figure 1-43 : Rupture due au grippage.

### 1.6.1. Frottement

Dans la mise en forme, le frottement est un facteur important en raison de son influence significative sur la durée de vie de l'outil, la formabilité et la qualité de la pièce formée. En hydroformage, le frottement est influencé principalement par l'état de surface de l'outil, la nature du contact, la vitesse de mouvement des surfaces de contact, les matériaux constituant la pièce et l'outil et leurs propriétés mécaniques, la température de contact et le lubrifiant utilisé.

Dans beaucoup d'applications du procédé d'hydroformage, les conditions réelles de frottement ne sont pas suffisamment connues. Malgré les recherches dans ce domaine, le frottement reste difficile à étudier et à évaluer à cause de la complexité trouvée pour réaliser des mesures à l'interface de contact entre la pièce et l'outil durant le formage [32]. Cependant, plusieurs modèles peuvent être utilisés pour modéliser le frottement (Figure 1-44). Dans le cas de basse pression de contact, le modèle de Coulomb est le plus approprié pour décrire le frottement entre les surfaces en contact. Selon ce modèle, la force tangentielle est proportionnelle à la force normale. La constante de proportionnalité s'appelle le coefficient de frottement de Coulomb.



**Figure 1-44 : Modèles de frottement les plus utilisés en mise en forme : a- Contrainte de cisaillement en fonction de la pression de contact pour différents modèles, b- Noms des modèles [32].**

Pour une pression de contact élevée, un autre modèle est généralement utilisé, pour une meilleure description du frottement, appelé le modèle de frottement de Tresca. Ce modèle prend en compte la limite d'écoulement du matériau. Il s'agit donc d'une loi indiquant la contrainte de cisaillement du matériau à l'interface de contact. Selon ce modèle, la force tangentielle est proportionnelle à la contrainte de cisaillement du matériau. Dans ce cas, la constante de proportionnalité s'appelle le facteur de frottement. Ce facteur peut varier entre 0 et 1. Il y a également un troisième modèle qui peut être utilisé pour certaines applications de mise en forme. Il s'appelle le modèle de frottement de Wanheim et Bay. Ce modèle est complexe et peu utilisé par rapport aux deux autres modèles.

Dans l'industrie, des lubrifiants sont utilisés pour gérer le problème de frottement. Ils sont utilisés pour assurer la séparation totale ou partielle des surfaces de contact, réduire l'interface de contact, faciliter le mouvement du matériau, réduire l'amincissement de la pièce, prolonger la durée de vie de l'outil en réduisant l'érosion et les forces de contact [1].

### 1.6.2. Lubrification

Dans le paragraphe précédant, nous avons présenté le mécanisme de contact pièce-outil et la nécessité d'utiliser un lubrifiant pour gérer le problème de frottement. Cette opération est appelée « la lubrification ». Le mécanisme de lubrification en mise en forme des matériaux se rapporte à la méthode avec laquelle le lubrifiant est appliqué à l'interface de contact entre la pièce et l'outil. La capacité d'assurer une séparation totale entre les surfaces en contact est le point le plus important d'un mécanisme de lubrification. Le régime à frottement sec est utilisé généralement pour décrire le frottement entre deux corps en contact sans présence d'un lubrifiant. Durant ce régime, une usure des surfaces de contact peut être provoquée. Le régime de lubrification mixte est généralement le plus courant en emboutissage et en hydroformage de tôles minces. Ce régime est caractérisé par la formation d'un film mince qui persiste dans l'interface de contact pour séparer partiellement les deux surfaces de contact. Dans ce cas, la pièce est en contact avec l'outil seulement en quelques aspérités. L'épaisseur du film lubrifiant est de l'ordre de quelques microns et la valeur du coefficient de frottement de Coulomb ( $\mu$ ) va dépendre directement du nombre d'aspérité de contact, sa valeur est entre 0.01 et 0.1 [32]. Finalement, le régime de lubrification hydrodynamique, qui est caractérisé par la formation d'un film épais de lubrifiant séparant complètement les deux surfaces de contact ce qui conduit à réduire le frottement, à éviter l'usure des outils et à limiter la perte d'énergie.

Pour certaines applications du procédé d'hydroformage, comme c'est le cas du formage hydromécanique, le fluide est utilisé pour la déformation de la pièce et pour la lubrification du contact tôle-matrice.

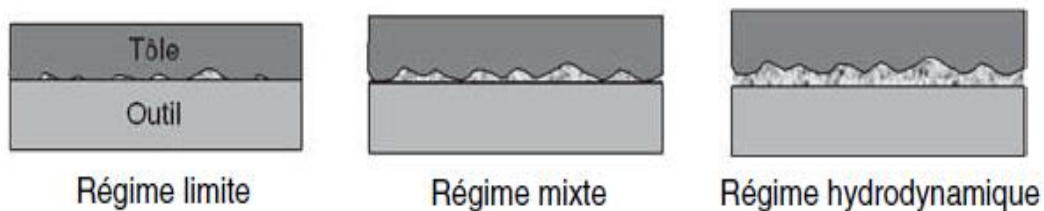


Figure 1-45 : Régimes de lubrification [31].

## 1.7. Interaction fluide-structure

Concernant le fluide et son interaction avec la structure dans les procédés d'hydroformage, la lecture bibliographique montre que les études et les travaux réalisés sont récents. En effet, plusieurs travaux ont été réalisés sur l'hydroformage de tube. Parmi ces travaux, Ceretti et al. [46] et Massoni et al. [47] qui ont souligné que la pression du fluide doit être prise en compte dans la modélisation du procédé d'hydroformage de tubes. D'après Gelin [48], la méthode courante pour modéliser le fluide (Figure 1-46) consiste à la détermination de la pression exercée par le fluide sur les parois du tube. Ce problème a été étudié par Jansson et al. [49], où ils ont proposé une méthode analytique développée spécialement pour la caractérisation de l'écoulement du fluide à l'intérieur du tube en utilisant l'approche Lagrangienne-Eulérienne arbitraire. Cette approche a été également utilisée par Gelin et al. [50] pour la prise en compte de l'interaction entre un fluide newtonien et les parois d'un tube pendant son hydroformage (Figure 1-47). L'idée est basée sur le calcul de la vitesse du fluide associé à la déformation des parois intérieures du tube. Les résultats obtenus montrent la capacité de l'approche proposée pour décrire le fluide et son interaction avec la structure.

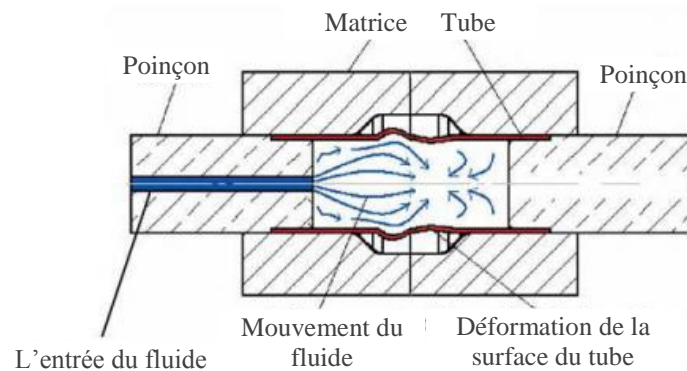


Figure 1-46 : Interaction fluide-structure pour le procédé d'hydroformage de tubes [48].

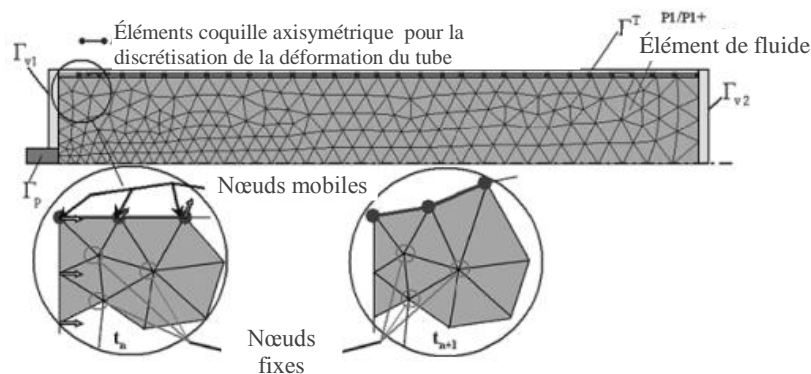


Figure 1-47 : Illustration de l'approche Lagrangienne-Eulérienne Arbitraire utilisée pour la modélisation de l'interaction fluide-structure dans l'hydroformage de tubes [50].

Pour le cas de l'hydroformage de tôles, plusieurs méthodes analytiques, semi-analytiques ou même des simulations numériques ont été proposées pour la prise en compte de l'effet du fluide. Singh et Kumar [51] ont étudié l'hydroformage de tôles d'acier pour montrer l'influence de la pression initiale et maximale dans la cavité sur la distribution d'épaisseur et la qualité de surface des produits finaux. Ils ont remarqué que l'amincissement de la tôle dans les zones de courbure qui existe dans l'emboutissage classique a été réduit en hydroformage, et que l'augmentation de la pression initiale du fluide dans la cavité réduit le problème d'apparition de la striction. Cependant, cette pression ne doit pas dépasser une certaine limite pour éviter la rupture de la tôle dans les régions critiques. Ils ont aussi remarqué que la distribution de l'épaisseur est devenue plus uniforme avec l'augmentation de la pression maximale dans la cavité. Comme conclusion, ils ont montré l'importance de trouver un compromis entre la pression initiale et maximale dans la cavité.

L'effet de la pressurisation initiale pendant le formage hydromécanique a été étudié par Lang et al. [52]. Les résultats ont montré que l'utilisation d'une pressurisation initiale a une influence significative sur les premières étapes de formage. L'augmentation de la pression augmente la surface de contact entre la pièce et le poinçon ce qui conduit à éviter la rupture dans la région de contact. Cependant, pour des valeurs excessives de la pression, la rupture aura lieu dans les zones critiques de la pièce. Dans un autre travail [53], ils ont étudié l'influence de la pression du fluide dans la cavité sur la déformation d'une tôle d'aluminium. Dans ce travail, une pression uniforme a été appliquée sur la surface de la tôle. Ils ont trouvé qu'une haute pression dans la cavité peut réduire l'épaisseur de la pièce formée. L'effet de l'anisotropie a aussi été étudié. Les résultats montrent son influence rigoureuse sur la qualité de la pièce finale en termes d'épaisseur.

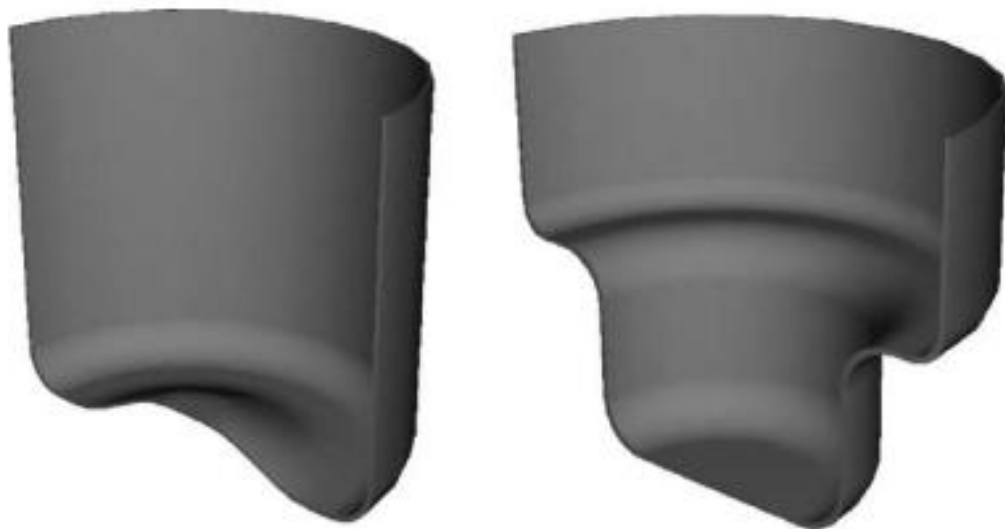


Figure 1-48 : Pièces hydroformées avec des géométries concaves [54].

L'hydroformage de pièces avec des géométries concaves (Figure 1-48) a été étudié par Qin et al. [54]. Des simulations ont été conduites pour examiner les déformations dans la pièce et pour analyser l'influence de la pression du fluide sur la qualité du produit final. Dans le modèle numérique, le fluide est modélisé par une pression hydrostatique qui a été appliquée sur la surface de la pièce. Le chemin de chargement de la pression a été défini en utilisant une amplitude avec comme variable le temps de formage.

Yossifon et Tirosh [55-59] ont étudié l'hydroformage de tôle. Le but était d'établir un chemin de chargement de la pression du fluide proportionnellement au déplacement du poinçon. L'idée est de maintenir la pression du fluide dans un intervalle d'activité pour éviter la rupture et la formation de plis (plissements). Ils ont analysé aussi l'influence du rapport d'emboutissage sur la force de formage et l'évolution de la pression entre la tôle et la matrice en utilisant une approche analytique.

Gelin et al. [60,61] ont étudié expérimentalement l'effet du fluide dans le procédé de formage hydromécanique. Un dispositif expérimental est réalisé pour mesurer la pression du fluide dans la cavité et dans la zone de contact. Les résultats obtenus indiquent que la pression sous la tôle permet une séparation totale entre la tôle et la matrice ce qui diminue les effets de frottement et augmente le rapport d'emboutissage. Ils ont également présenté une approche numérique pour modéliser le fluide dans la cavité et son écoulement entre la tôle et la matrice. Les résultats de la variation de la pression dans la cavité (Figure 1-49), la pression et l'épaisseur du film fluide ont été présentés (Figure 1-50).

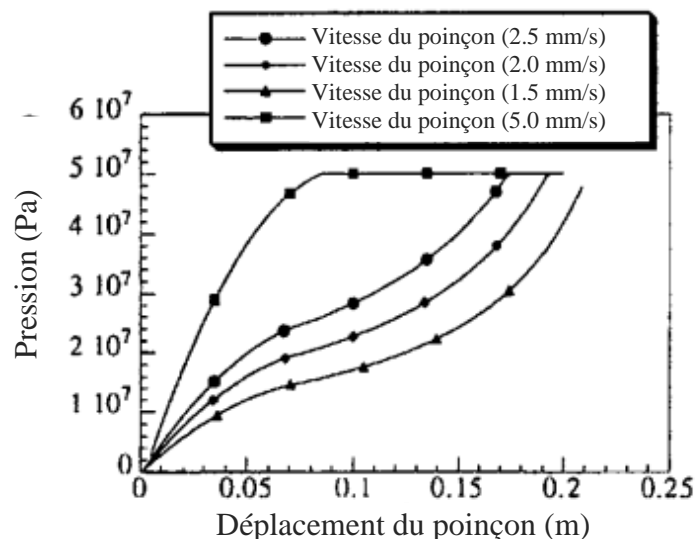


Figure 1-49 : Evolution de la pression dans la cavité pour différentes vitesses du poinçon [60].



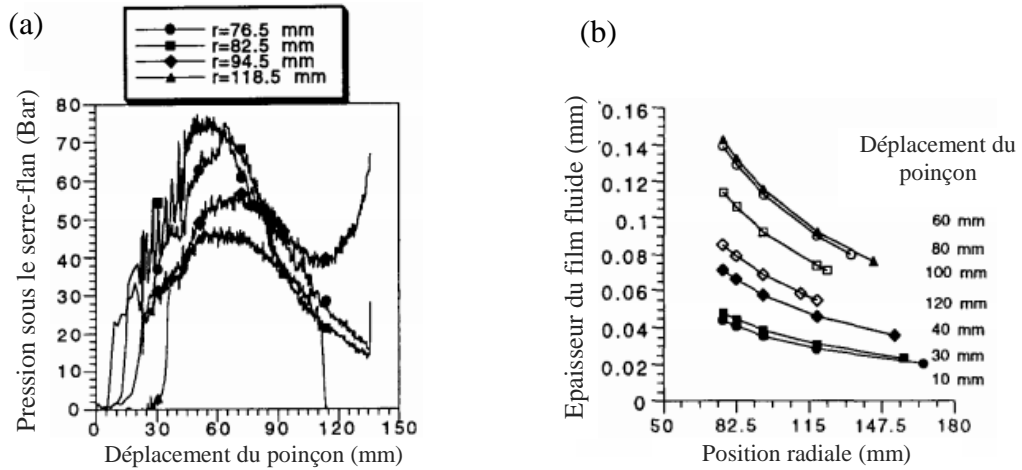


Figure 1-50 : a- Pression du film fluide en fonction du déplacement du poinçon. b- Epaisseurs du film fluide au contact tôle-matrice pour différentes position du poinçon [61].

Bagherzadeh et al. [62] ont développé un modèle 3D en utilisant le code commercial Abaqus/explicit. La distribution non-uniforme de la pression du fluide et sa variation par rapport au temps a été considérée. Le fluide dans la cavité est modélisé par une pression linéaire par rapport au temps qui a été appliqué sur la surface de la tôle. L'amplitude de cette pression est basée sur des résultats expérimentaux. En outre, la pression dans la zone de contact tôle-matrice est considérée dans le modèle numérique, et calculée à partir d'un modèle proposé par L.H. Lang et al. [63] et Jensen et al. [64]. Ces derniers ont simulé le procédé par la méthode des éléments finis. Dans la simulation, la pression dans la cavité et le comportement hydrodynamique du film fluide entre la tôle et la matrice ont été pris en considération (Figure 1-51). Ils ont conclu que le modèle numérique développé est une approche prometteuse pour la simulation du procédé d'hydroformage. Ils ont indiqué que le problème de choisir une valeur appropriée de l'épaisseur du film fluide devrait être résolu. Pour éviter ce problème numérique, une épaisseur minimale du film fluide a été spécifiée, si l'épaisseur du film est plus petite que cette épaisseur, la valeur vraie est remplacée par l'épaisseur minimale spécifiée.

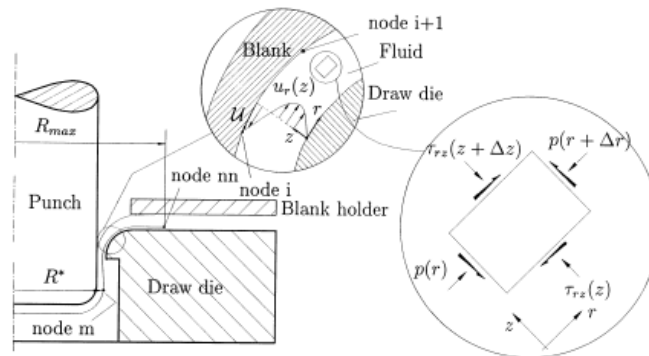


Figure 1-51 : Description schématique de la modélisation de l'écoulement du film fluide au contact tôle-matrice [64].

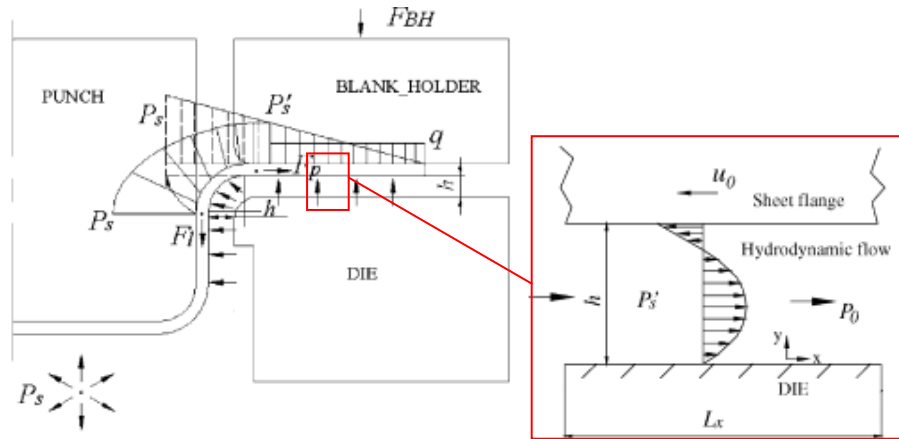


Figure 1-52 : Description schématique pour le calcul de la pression du fluide [63].

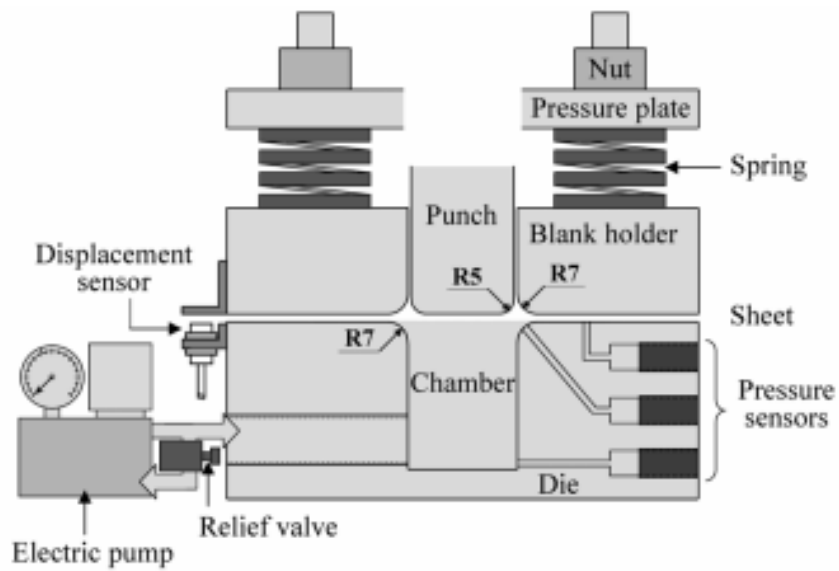


Figure 1-53 : Diagramme schématique pour le procédé de formage hydromécanique [66].

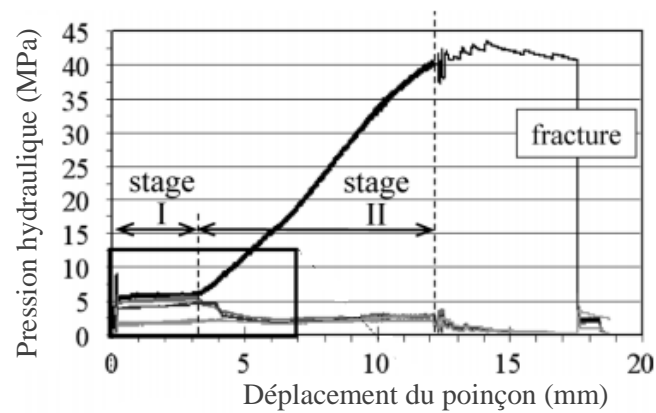
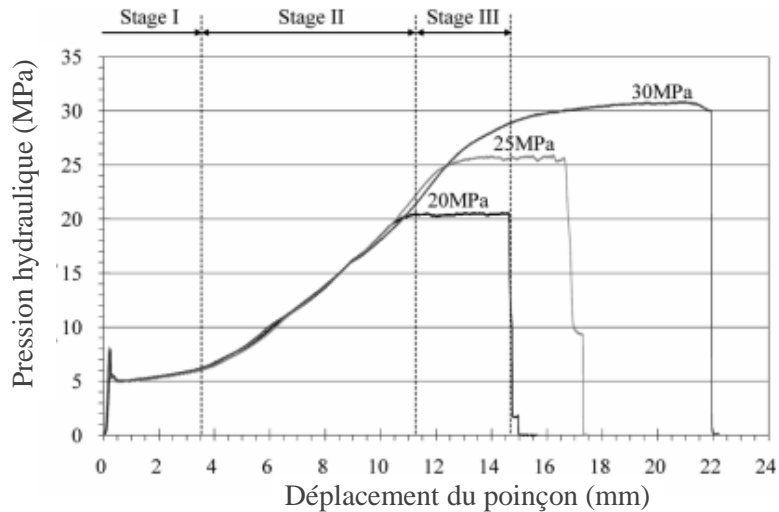


Figure 1-54 : Variation de la pression du fluide dans la cavité par rapport au déplacement du poinçon [65].



**Figure 1-55 : Variation de la pression dans la cavité pour plusieurs valeurs de la pression de contrôle [66].**

L.H. Lang et al. [63] ont proposé une autre approche analytique pour décrire l'écoulement du film fluide entre la tôle et la matrice lors de l'hydroformage d'une tasse rectangulaire (Figure 1-52). Le modèle proposé a été incorporé dans un logiciel d'éléments finis. Afin de simplifier l'analyse, une pression initiale du fluide a été considérée dans la zone de contact tôle-matrice. Par rapport aux travaux cités précédemment, l'épaisseur du film fluide est aussi supposée uniforme. Cependant, au début de l'opération de formage, la pression du fluide et l'épaisseur ont été trouvées nulles dans la zone de contact tôle-matrice dans les travaux de Hama et al. [65-66]. Hama et al. ont établi une expérience sur le formage hydromécanique (Figure 1-53). La pression a été mesurée dans différents endroits (dans la cavité, au congé de raccordement de la matrice et entre la tôle et la matrice). A partir de cette expérience, ils ont montré que le rapport d'emboutissage dans le procédé d'hydroformage est meilleur par rapport à l'emboutissage classique. En outre, ils ont développé un outil expérimental qui permet d'étudier la variation de la pression et les caractéristiques du fluide (Figure 1-54) et de donner le rapport entre la déformation de la tôle et la pression du fluide (Figure 1-55). Dans un autre travail [67], ils ont étudié expérimentalement l'effet du volume du fluide qui s'écoule entre la tôle et la matrice sur la lubrification. Ils ont constaté que l'effet de la différence en volume du fluide sur la lubrification est négligeable et que la lubrification a été affectée sensiblement par l'existence ou la non-existence du fluide sur la zone de contact. Labergere et Gelin [68] ont montré aussi que l'épaisseur du film fluide n'est pas uniforme (Figure 1-56). Dans le modèle proposé, l'équation de Reynolds classique a été utilisée pour calculer la pression du film fluide et le débit volumique du fluide sortant entre la tôle et la matrice. Pour éviter des problèmes numériques, ils ont supposé que l'écoulement de fluide était permanent et qu'un film fluide est omniprésent. Leurs résultats ont aussi souligné l'importance de considérer l'interaction fluide-structure et d'évaluer directement la répartition de la pression sur la tôle dans la simulation du procédé de formage hydromécanique.

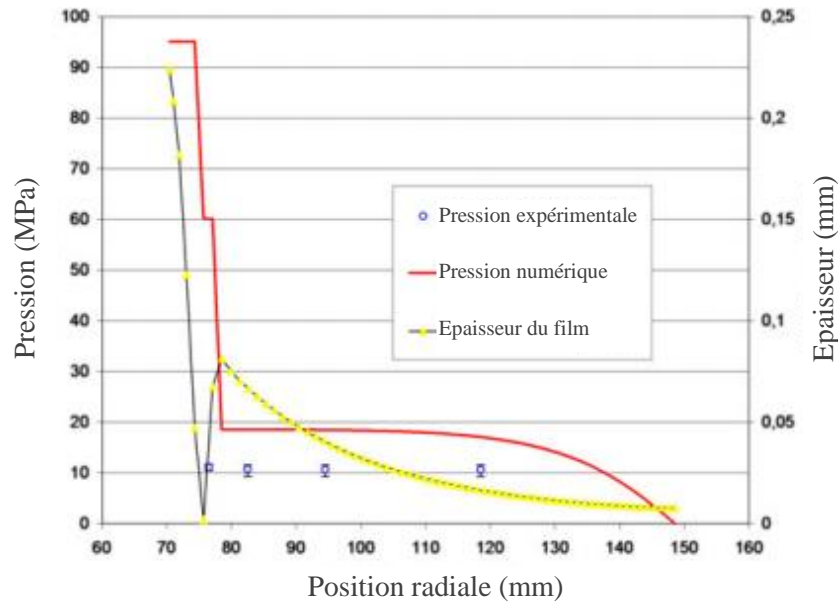


Figure 1-56 : Variation de la pression et de l'épaisseur du film au contact tôle-matrice [68].

## 1.8. Conclusion

L'étude bibliographique nous a mené à conclure que l'optimisation des procédés d'hydroformage requière la mise en place de modèles numériques fiables. La fiabilité de ces modèles passe par une caractérisation précise du comportement mécanique des matériaux, des contacts et de l'interaction fluide-structure. Après cette étude bibliographique, on constate qu'une nouvelle recherche s'oriente vers les contacts et les interactions fluides-structures. Dans ce contexte, les chercheurs mettent l'accent plus spécialement sur la modélisation du comportement des différents contacts surtout ceux où un film fluide écoulant dans les contacts tôle-outils. Le procédé qui a été conçu spécialement pour cette raison, et qui illustre clairement ce phénomène est le formage hydromécanique (Figure 1-12). Ce procédé est choisi dans cette étude pour analyser numériquement l'interaction fluide-structure. Il a été proposé en 1955 par des chercheurs japonais comme une solution aux problèmes de frottement entre la tôle et la matrice. Les simulations classiques de ce procédé supposent que la pression du fluide sous la tôle est uniforme, et elle est généralement donnée par des courbes expérimentales. Cependant, l'écoulement du film fluide au niveau de la zone de contact tôle-matrice est souvent négligé. Par ailleurs, peu de recherches intéressantes ont été trouvées dans la bibliographie sur l'effet du comportement hydrodynamique du film fluide dans la simulation du procédé de formage hydromécanique. Ces travaux de recherche ont montré l'importance de la prise en compte du comportement du film fluide dans la zone de contact tôle-matrice. Parmi ces travaux de recherches, Gelin et al. [60,61], Bagherzadeh [62], L.H. Lang et al. [63], Jensen et al. [8], Hama et al. [65-67] et Labergere et Gelin [68]

Bien que les modèles numériques proposés, dans l'étude bibliographique, reproduisent avec succès l'évolution de la pression sous la tôle lors de l'opération de formage hydromécanique, les effets hydrodynamiques du film fluide ont été discutés sans donner des explications claires sur le mécanisme de lubrification. D'un point de vue pratique, aucune fuite du fluide n'a eu lieu au début de l'opération de formage puisque la tôle est directement adhérente à la matrice à cause de la force de serrage. La suite du travail consistera à :

- décrire le procédé de formage hydromécanique sélectionné à partir de l'étude bibliographique ;
- expliquer, d'un point de vue physique, les mécanismes de lubrification développés au niveau de la zone de contact tôle-matrice ;
- modéliser le comportement hydrodynamique du film fluide et la pression du fluide dans la cavité pour le procédé de formage hydromécanique ;
- et simuler ce procédé en tenant en compte de l'interaction fluide-structure au niveau de la cavité et dans la zone de contact tôle-matrice.

## **Chapitre 2. Principe de fonctionnement du procédé de formage hydromécanique et mécanismes de lubrification au contact tôle-matrice**

## **2.1. Introduction**

Dans le chapitre précédent, l'étude bibliographique a montré qu'une nouvelle recherche s'oriente vers les contacts et les interactions fluides-structures. Afin de contribuer dans cette thématique, le procédé de formage hydromécanique a été choisi, parmi les différents types de procédé d'hydroformage, comme exemple d'application. Dans ce procédé, avec le mouvement du poinçon, le fluide dans la cavité exerce une contre-pression sur la surface de la tôle. D'après l'étude bibliographique, les résultats expérimentaux et numériques obtenus montrent que la distribution de cette contre-pression est non-uniforme (paragraphe §1.7). Cette variation dépend du volume du fluide dans la cavité et de l'écoulement du film fluide entre la tôle et la matrice. Le régime d'écoulement est supposé hydrodynamique dès le début de l'hydroformage [60,64,68,69]. Les effets hydrodynamiques du film fluide ont été étudiés, analysés et discutés sans donner des explications claires sur le mécanisme de lubrification. D'un point de vue pratique, un écoulement hydrodynamique du film fluide n'aura pas lieu au début de l'opération de mise en forme puisque la tôle est directement adhérente à la matrice à cause de la force de serrage.

Dans la simulation numérique du procédé de formage hydromécanique, la modélisation du contact ou la pression générée par le film fluide dans la zone de contact tôle-matrice demeure une difficulté majeure. Les chercheurs soulignent l'importance de la prise en compte de cette modélisation, puisqu'elle a une grande influence sur le produit final du procédé. Une analyse préliminaire du contact tôle-matrice sera d'une grande importance avant d'aborder la simulation numérique.

Ce chapitre est consacré, au premier lieu, à la description du principe de fonctionnement du procédé de formage hydromécanique, les principaux outils utilisés et leurs fonctions. Ensuite, les mécanismes de lubrification dans la zone de contact tôle-matrice seront expliqués physiquement afin de permettre une compréhension claire du fonctionnement de ce procédé. Trois régimes de lubrification sont distingués, à savoir, limite, mixte et hydrodynamique. Finalement, les équations qui décrivent l'écoulement d'un film fluide seront présentées.

## **2.2. Description du procédé de formage hydromécanique**

### **2.2.1. Outils**

Le procédé de formage hydromécanique, qui a été choisi comme application dans ce travail, comprend trois outils principaux : un poinçon, un système de serrage et une matrice avec une cavité remplie de fluide. Un système de régulation est souvent utilisé pour contrôler la pression du fluide et le mouvement du poinçon. Les outils typiques de ce procédé sont illustrés dans la Figure 2-1 et la Figure 2-2.

L'outil le plus important est la matrice qui contient une cavité remplie de fluide contribuant dans la forme géométrique finale de la pièce. La matrice est entourée généralement d'une surface annulaire plate sur laquelle la pièce est placée au début de l'opération de mise en forme. La cavité de la matrice peut être reliée à un régulateur de pression qui sert, au début, à alimenter la cavité avec le fluide et à contrôler la pression pendant le formage. Généralement, un congé de raccordement circulaire est réalisé au bord d'attaque de la matrice jouant un rôle important dans l'écoulement du fluide afin de faciliter ainsi l'écoulement du métal.



**Figure 2-1 : Outils de formage hydromécanique, BCR-unité ORFEE.**

Identiquement aux procédés classiques d'emboutissage, on retrouve dans le procédé de formage hydromécanique un poinçon et un serre-flan. Le poinçon reproduit la forme intérieure de la pièce à réaliser. Il doit être soigneusement poli pour permettre au métal à glisser sur sa surface. Le rayon qui entoure le sommet du poinçon est généralement supérieur au rayon de la matrice. Le serre-flan est un composant essentiel quant-à-lui. Il appuie directement sur la pièce. Son rôle est d'empêcher la formation des plis d'un côté, et de contrôler l'écoulement du métal d'un autre côté. La force ou la pression de serrage est assurée par des presses mécaniques ou hydrauliques. Plusieurs techniques existent pour effectuer le serrage, certaines d'elles servent à appliquer une force de serrage constante et pour d'autres variables. Parmi les techniques qui utilisent une force de serrage variable, celle de serre-flan segmenté. Cette technique permet d'appliquer une force de serrage variable selon la géométrie de la pièce recherchée. Il existe une autre technique qui consiste à réguler la force de serrage en fonction des indications données par des capteurs de pression pour adapter cette force.



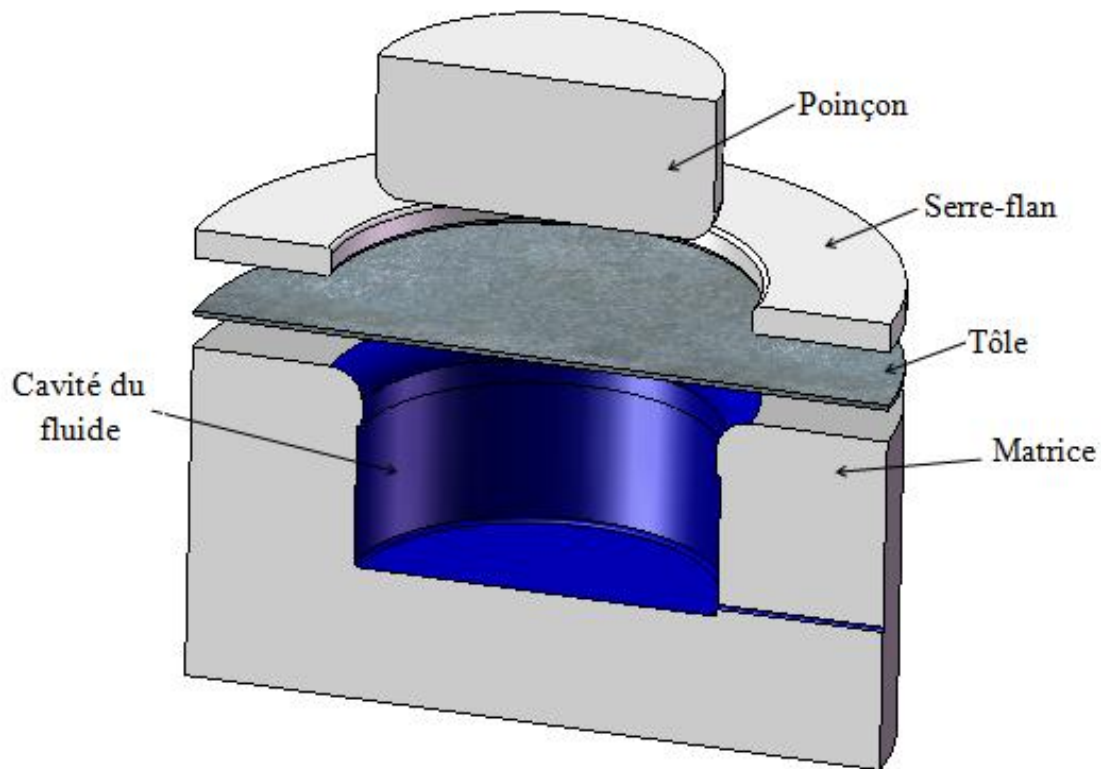


Figure 2-2 : Représentation schématique des différents outils du procédé de formage hydromécanique

### 2.2.2. Cycle de travail

Les cycles de travail se déroulent de la façon suivante :

Lorsque la cavité de la matrice est remplie de fluide jusqu'au bord supérieur, la tôle est placée sur la surface plate de la matrice. Immédiatement, la presse est mise en action et le serre-flan appuie sur la tôle, laquelle, en même temps appuie sur la surface de la matrice (Figure 2-3).

Le déplacement du poinçon vers le bas provoque une augmentation automatique de la pression dans la cavité. Pendant la déformation, la tôle est serrée contre le poinçon (Figure 2-4). En même temps, la pression du fluide pousse la tôle vers le haut diminuant ainsi la pression de contact tôle-matrice. Le fluide expulsé par le mouvement du poinçon s'écoule vers l'extérieur à travers le contact tôle-matrice afin de lubrifier cette zone. La pression du fluide dans la cavité peut être aussi contrôlée par un système de régulation. Dans le cas d'une pression maximale prédéfinie, le fluide est repris par un canal muni d'une valve de contrôle.

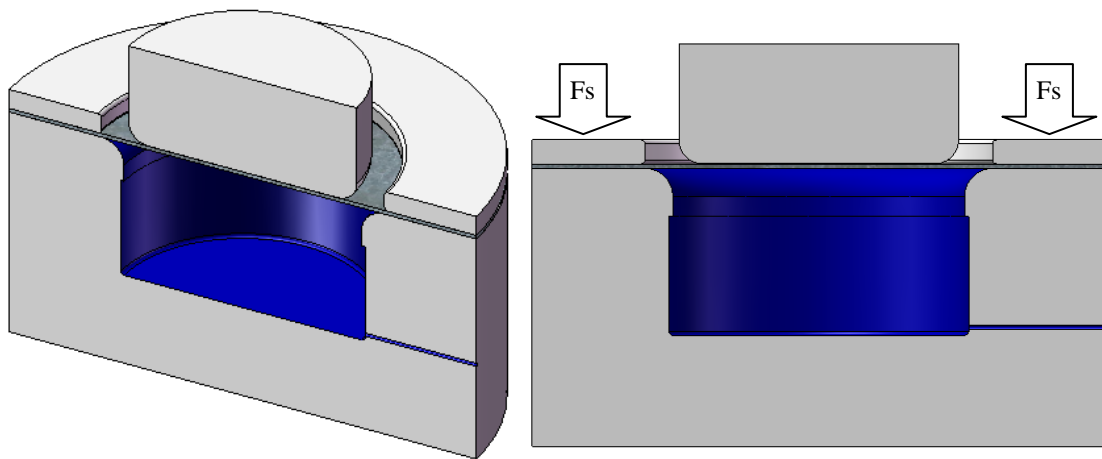


Figure 2-3 : Positionnement et serrage de la tôle.

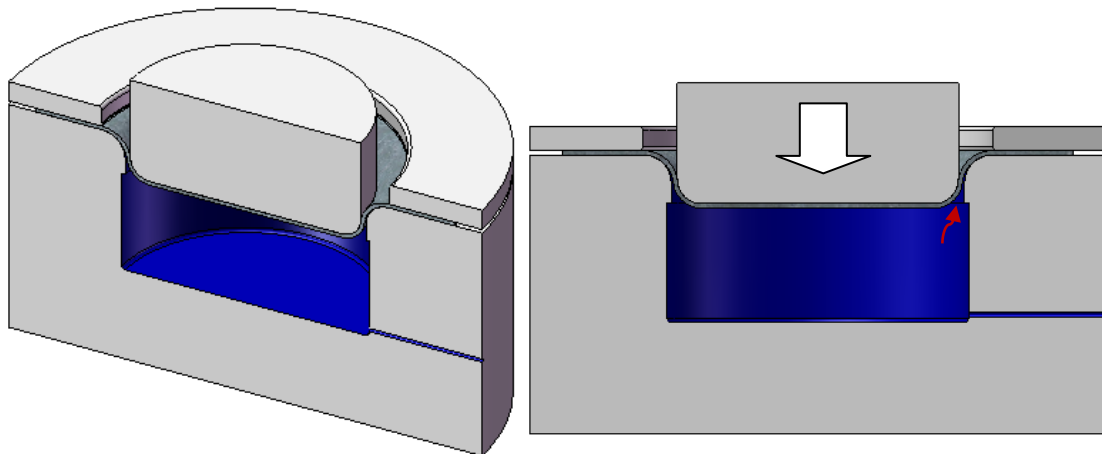


Figure 2-4 : Déplacement du poinçon vers le bas.

Pendant que le poinçon continue son déplacement, son force de réaction, qui est réellement une contre force à la pression du fluide, doit augmenter pour compléter la mise en forme de la tôle. La force d'emboutissage est commandée par un système qui contrôle la pression du fluide dans la cavité et le déplacement du poinçon. Au déplacement maximal (Figure 2-5), le poinçon revient de nouveau à sa position initiale et la pression dans la cavité est libérée (Figure 2-6).

La haute pression dans la cavité, provoquée par le déplacement du poinçon, agit dans toutes les directions et force la tôle à conférer le poinçon. De ce fait, le frottement entre le poinçon et la tôle est sensiblement augmenté. En conséquence, la force de réaction du poinçon augmente à des niveaux considérablement plus élevés que ceux atteints dans les procédés d'emboutissage classiques [70]. Aussi, le serrage de la tôle contre le poinçon fait réduire le problème de retour élastique. Donc la production de pièces dimensionnellement précises est possible.

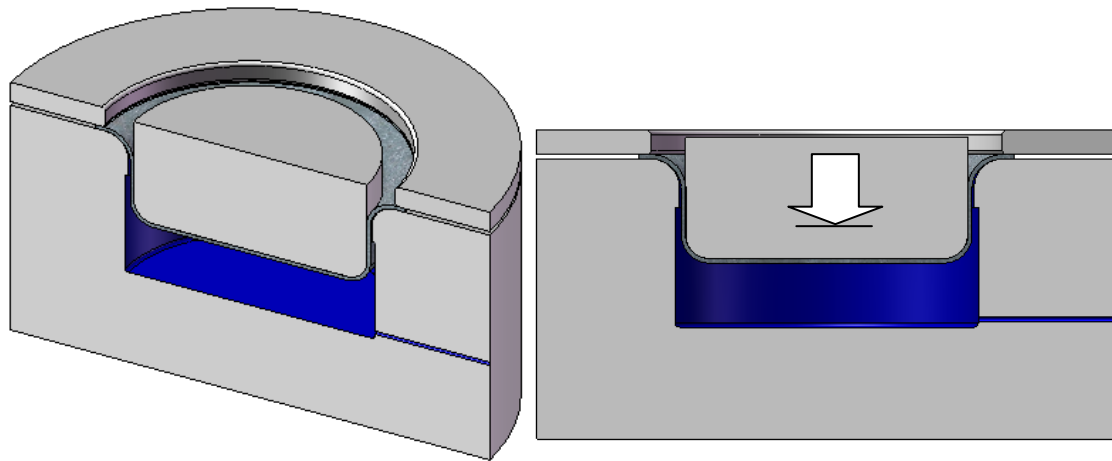


Figure 2-5 : Déplacement maximal du poinçon.

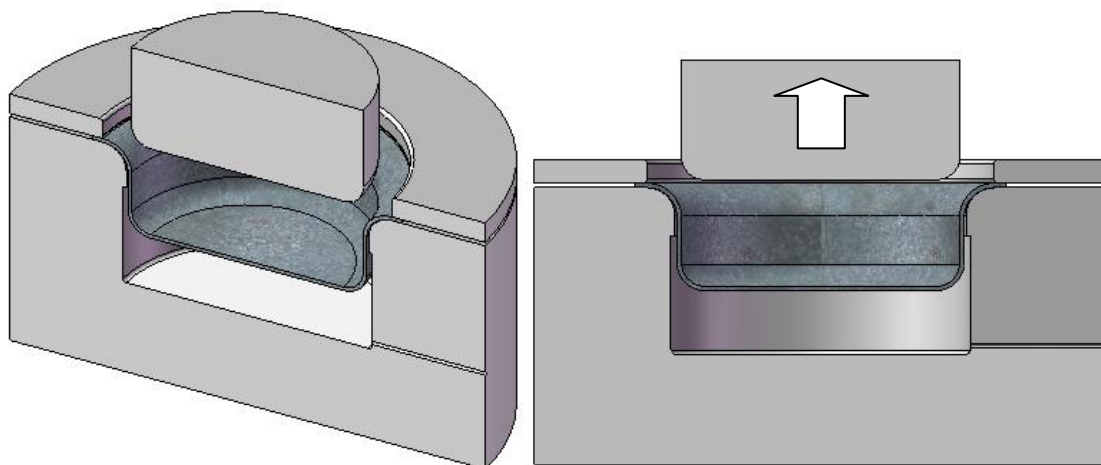


Figure 2-6 : Opération de mise en forme à l'état finale.

### 2.2.3. Forces d'emboutissage (de formage) et de serrage

Généralement, la force d'emboutissage nécessaire pour la déformation d'une pièce métallique mince se compose des éléments suivants :

- La force d'étirage qui est nécessaire pour former la pièce, elle dépend de l'épaisseur de la matière, de la résistance à la traction et des conditions d'étirage ;
- La force due à la contre pression du fluide;
- Des pertes par frottement entre la pièce et l'outil ;
- Des pertes par frottement sur le rayon d'étirage et les pertes qui sont dues au pliage.

La Figure 2-7 montre les conditions d'interaction entre la tôle, les outils et le fluide dans trois différentes zones (A, B et C) au début de l'opération de mise en forme.

Dans la zone A située entre le poinçon et la tôle. La tôle est adhérente rapidement au poinçon à cause de la contre pression du fluide dans la cavité. Le coefficient de frottement est en fonction de la pression de contact, de la viscosité du fluide utilisé et de l'écoulement du métal de la tôle.

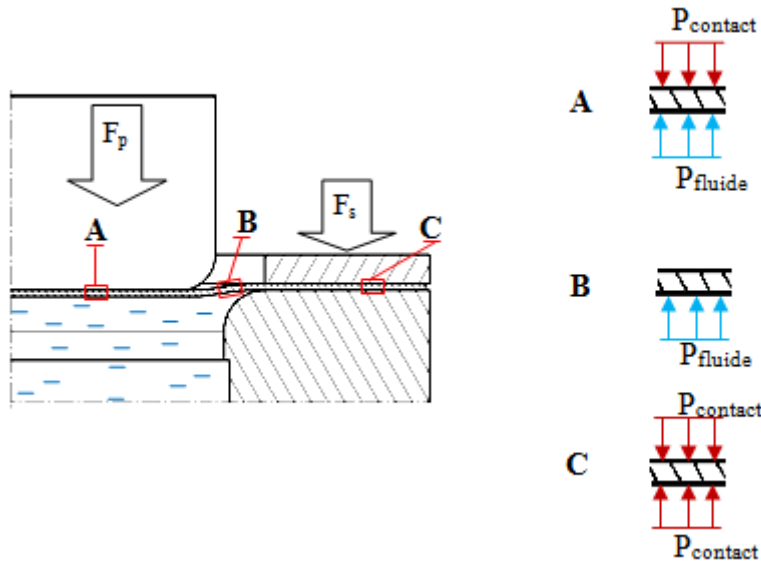


Figure 2-7 : Pressions appliquées sur la tôle au début de l'opération de mise en forme.

La zone B est située sur le rayon de courbure de la matrice. Dans cette zone, la tôle est exposée au gonflement dû à la présence d'un fluide sous pression sur la surface inférieure. Ceci permet d'éliminer les forces de frottement dans cette zone mais rend la tôle susceptible à l'éclatement si la pression du fluide dépasse une valeur critique.

La tôle qui se situe entre le serre-flan et la matrice (zone C), est exposée à la pression de contact sur ses deux cotés. Le coefficient de frottement est en fonction des pressions de contact, de la viscosité du film fluide et de l'écoulement du métal de la tôle.

Dans cette première étape de mise en forme, la force nécessaire d'emboutissage pour mettre en forme la tôle peut être donnée approximativement par l'équation suivante :

$$F_{poinçon} = F_{id} + F_{tôle/Serre-flan} + F_{tôle/matrice} + F_{tôle/poinçon} + F_{cp} + F_{g/poinçon} \quad 2-1$$

avec :

- $F_{id}$  : la force idéale de mise en forme ;
- $F_{tôle/Serre-flan}$  : la force de frottement entre la tôle et le serre-flan ;

- $F_{t\hat{o}le/matrice}$  : la force de frottement entre la tôle et la matrice ;
- $F_{t\hat{o}le/poin\c{c}on}$  : la force de frottement entre la tôle et le poinçon ;
- $F_{cp}$  : la force due à la contre pression agissante sur la tôle dans la zone de contact A ;
- $F_{g/poin\c{c}on}$  : la force de gonflement agissant sur le poinçon.

La force idéale de mise en forme ( $F_{id}$ ) est la force du poinçon pour l'état idéal, où il n'y a aucun frottement ou force de pliage [71,72]. Cette force peut être calculée par la relation suivante :

$$F_{id} = D_p \pi e_0 K_{fm} \ln \left( \frac{D_a}{D_p} \right) \quad 2-2$$

avec :  $D_p$  le diamètre du poinçon,  $e_0$  l'épaisseur initiale de la tôle,  $k_{fm}$  la contrainte d'écoulement moyenne et  $D_a$  le diamètre de la tôle.

La force due à la contre pression  $F_{cp}$  est donnée par la relation suivante :

$$F_{cp} = P_{cav} \frac{\pi}{4} D_{contact}^2 \quad 2-3$$

avec :  $P_{cav}$  la pression du fluide dans la cavité et  $D_{contact}$  le diamètre qui représente la ligne de contact entre la tôle et le poinçon.

La force agissante sur la tôle dans la zone B est appelée force de gonflement  $F_g$ , elle est donnée par la relation suivante :

$$F_g = P_{cav} \frac{\pi}{4} (D_{sf}^2 - D_{contact}^2) \quad 2-4$$

avec :  $D_{sf}$  le diamètre intérieur du serre-flan.

La force de gonflement agit, également, sur le serre-flan et le poinçon d'une façon verticale. Selon Khandpakar [73], la force agissante sur le poinçon ( $F_{g/poin\c{c}on}$ ) est donnée par :

$$F_{g/poin\c{c}on} = \sigma_g \pi e D_{contact} \quad 2-5$$

La force qui agit sur le serre-flan ( $F_{g/sf}$ ) est également donnée par la relation suivante :

$$F_{g/sf} = \sigma_g \pi e D_{sf} \quad 2-6$$

avec :  $\sigma_g$  la contrainte appliquée, elle peut être déterminée comme suit :

$$\sigma_g = \frac{P_{cav}}{4e} (D_{sf} - D_{contact}) \quad 2-7$$

La pression du serre-flan ( $p_s$ ) est la pression normale entre la tôle et le serre-flan et entre la tôle et la matrice. Selon Siebel [74], cette pression peut être déterminée pour les pièces axisymétriques par la relation suivante :

$$p_s = (0.002 \sim 0.0025) \left[ (\beta_0 - 1)^3 + 0.5 \frac{D_p}{100e_0} \right] \sigma_{TS} \quad 2-8$$

avec :  $\beta_0 = \frac{D_0}{D_p}$  est le taux de formage et  $\sigma_{TS}$  est la résistance à la traction.

La force appliquée par le serre-flan sur la surface de la tôle peut être déterminée comme suivant :

$$F_s = p_s A_0 + F_{g/sf} \quad 2-9$$

avec :  $A_0$  est la surface de la tôle en contact avec le serre-flan. Elle est déterminée par la relation suivante :

$$A_0 = \frac{\pi}{4} (D_a^2 - D_{sf}^2) \quad 2-10$$

L'équation (2-9) devient :

$$F_s = p_s \frac{\pi}{4} (D_a^2 - D_{sf}^2) + F_{g/sf} \quad 2-11$$

Avec la pénétration du poinçon, le fluide sous pression dans la cavité s'écoule à travers le contact tôle-matrice générant un film fluide. Comme il n'y a pas de contact dans cette zone, la force de frottement qui existait durant les premières étapes de formation devient nulle (Figure 2-9). Dans ce cas, la force du poinçon est devenue comme suit :

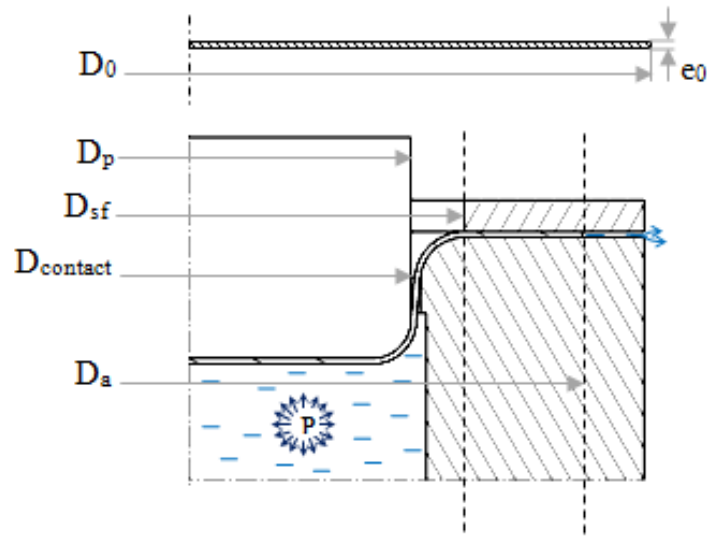


Figure 2-8 : Annotations.

$$F_{poinçon} = F_{id} + F_{tôle/Serre-flan} + F_{tôle/poinçon} + F_{cp} + F_{g/poinçon} \quad 2-12$$

ainsi, la force de serrage :

$$F_s = p_s \frac{\pi}{4} (D_a^2 - D_{sf}^2) + F_{ff} + F_{g/sf} \quad 2-13$$

avec :  $F_{ff}$  est la force due à la pression hydrodynamique du film fluide. Elle peut être déterminée par la relation suivante :

$$F_{ff} = P_{ff} \frac{\pi}{4} (D_a^2 - D_{sf}^2) \quad 2-14$$

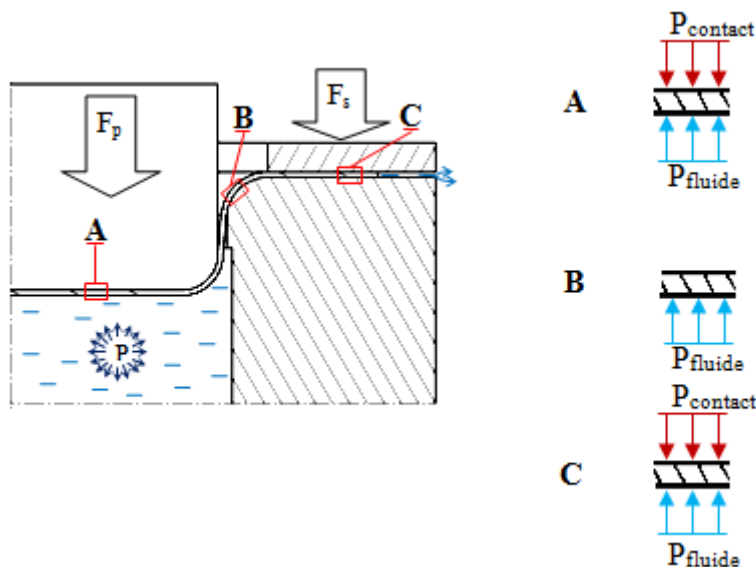


Figure 2-9 : Pressions appliquées sur la tôle durant l'opération de mise en forme.

La force de gonflement qui agit sur le serre-flan ( $F_{g/sf}$ ) est donnée par l'équation (2-6).

Pour éviter la formation des plissements dans la pièce, la force de serrage appliquée devrait tenir compte de la pression calculée par l'équation (2-13). Pour cela, la condition suivante doit être respectée.

$$F_s \geq p_s \frac{\pi}{4} (D_a^2 - D_{sf}^2) + F_{ff} + F_{g/sf} \quad 2-15$$

## 2.3. Mécanismes de lubrification au contact tôle-matrice

### 2.3.1. Régimes de lubrification

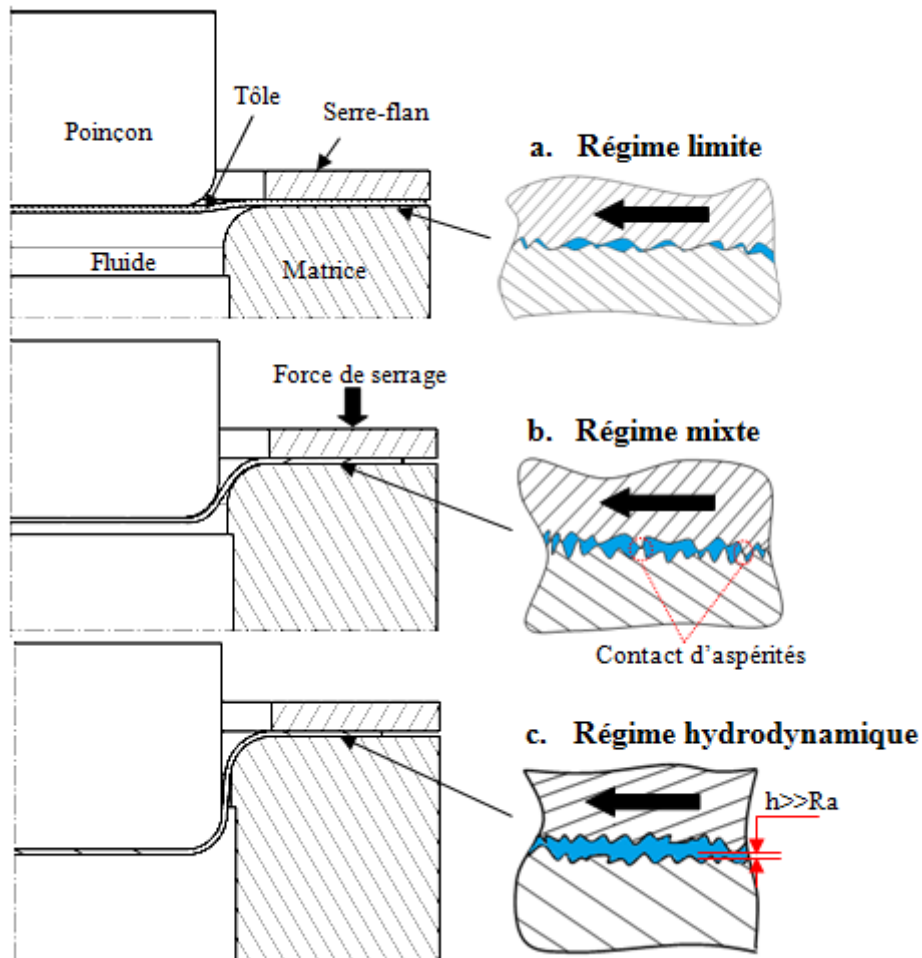


Figure 2-10 : Mécanisme de lubrification en hydroformage de tôles.



D'un point de vue pratique, on peut distinguer trois types de lubrification dans le contact tôle-matrice (Figure 2-10). Au début de l'opération de mise en forme, la basse pression dans la cavité ne permet pas au fluide de pénétrer dans la zone de contact. Dans ce cas, la force due à la pression du fluide est inférieure à la force de serrage. Les deux surfaces de la tôle et de la matrice sont en contact direct. Ce cas représente le régime de la lubrification limite (Figure 2-10.a). Les surfaces de contact sont séparées seulement par des molécules de fluide. L'épaisseur du film lubrifiant est de quelques centaines d'angströms. Le frottement est relativement grand, le coefficient de frottement est entre 0.05 et 0.15, selon la nature du lubrifiant et les matériaux qui forment le contact [75,76].

La pression du fluide dans la cavité augmente au début de la mise en forme de la tôle et avec l'avancement du poinçon. Le fluide commence à pénétrer dans la zone de contact formant un film fluide mince. En fait, en raison de l'épaisseur du film et de la rugosité des surfaces, il y a un contact entre les aspérités ce qui ne permet pas la génération de la pression hydrodynamique (Figure 2-10.b). Ce type correspond au régime de la lubrification mixte ou appelée « partielle » selon Patir et Cheng [77]. Le frottement est généralement inférieur par rapport au régime limite. Le coefficient de frottement est entre 0.01 et 0.1 [76].

Avec le déplacement du poinçon et l'augmentation de la pression dans la cavité, le film fluide dans la zone de contact devient épais, son épaisseur devient plus grande que la rugosité arithmétique ( $R_a$ ) des deux surfaces de contact. De ce fait, les deux surfaces constituant le contact sont parfaitement séparées par la pression due au comportement hydrodynamique du film fluide et la contre-pression de la cavité. Ce type correspond au régime de la lubrification hydrodynamique (Figure 2-10.c). La distribution de la pression dans le film fluide peut être déterminée par la résolution de l'équation classique de Reynolds et les équations qui donnent le champ des vitesses et les contraintes de cisaillement dans le fluide [78]. Ces équations, démontrées par Reynolds en 1886 [79] rendent possible de déterminer la charge supportée (opposée à la force de serrage), la configuration géométrique du film fluide (variation de l'épaisseur) et le frottement hydrodynamique (coefficient de frottement et/ou la force tangentielle de frottement).

### **2.3.2. Limites entre les différents régimes – courbe de Stribeck**

Le passage d'un régime de lubrification à un autre peut être caractérisé à partir de la courbe de variation du frottement en fonction de l'épaisseur du film fluide ou du nombre de Hersey ( $He$ ) [82]. Ce dernier est une caractéristique adimensionnelle qui implique la viscosité du lubrifiant ( $\eta$ ), la vitesse relative des surfaces ( $U$ ) et la pression moyenne ( $P$ ). Pour un contact lubrifié, il est donné par :

$$H_e = \frac{\eta U}{p}$$

Le graphe résultant, dont un exemple est montré sur la Figure 2-11, est connu par la courbe de Stribeck.

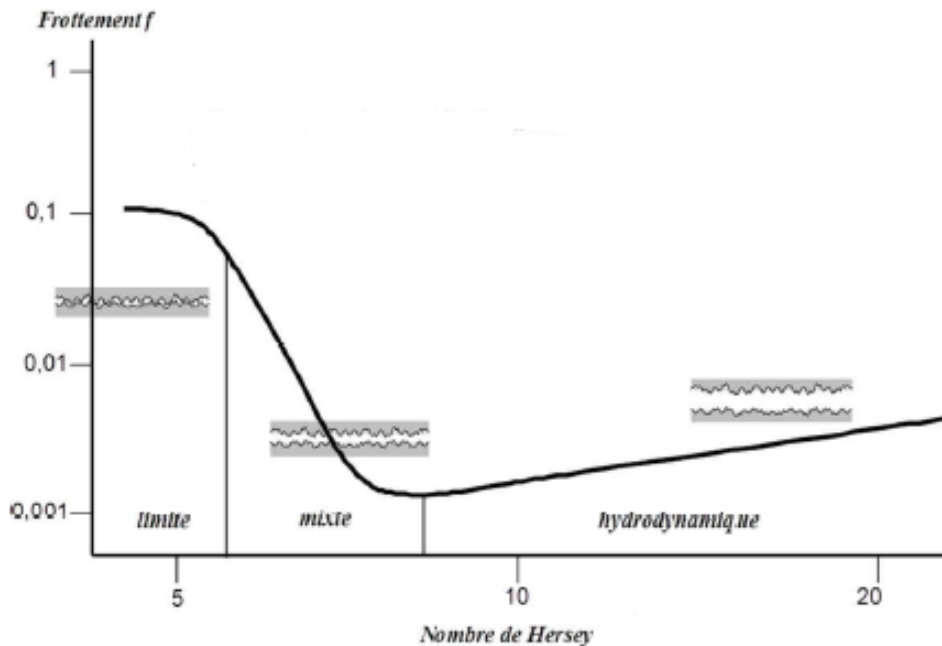


Figure 2-11 : Courbe de Stribeck et régimes de lubrification [83].

Les deux régimes de lubrification hydrodynamique et mixte sont généralement les plus courants en hydroformage de tôles minces. Cette situation nécessite la prise en compte des effets des rugosités des surfaces dans le calcul du champ de pression du film fluide et de calcul des pressions de contact [83,84]. Mais avant d'aborder les régimes de lubrification, il est important d'analyser et de caractériser l'état de ces surfaces de contact.

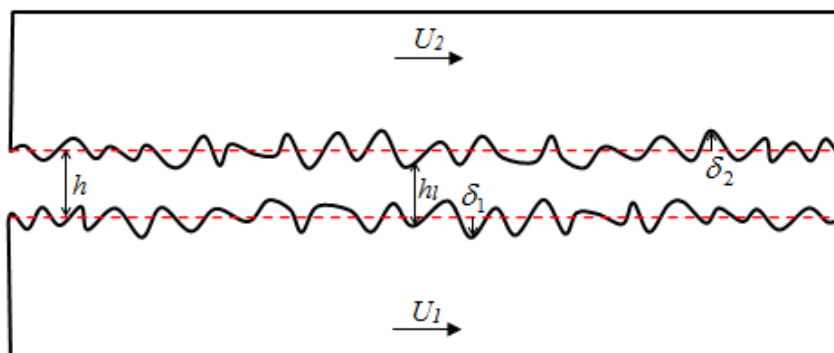


Figure 2-12 : Notation de l'épaisseur du film fluide pour les surfaces rugueuses.

La Figure 2-12 montre le domaine occupé par le film fluide entre deux surfaces rugueuses. Une surface de référence moyenne est définie pour chaque surface de contact. La rugosité de chaque surface est caractérisée par son écart type. Ceci nous permet de définir un écart-type équivalent de rugosité ( $\sigma$ ) pour les deux surfaces de contact, qui est donné par :

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{n_x} \sum_{i=1}^{n_x} (h_i - \bar{h})^2} \quad 2-17$$

où  $\bar{h}$  la ligne moyenne ou moyenne arithmétique des hauteurs (Figure 2-13), définie par :

$$\bar{h} = \frac{1}{n_x} \sum_{i=1}^{n_x} h_i \quad 2-18$$

$n_x$  représente les points de mesure.

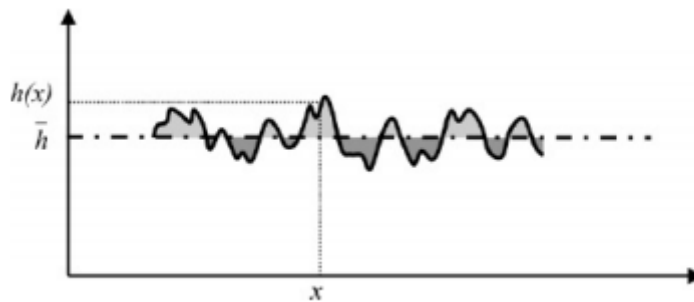


Figure 2-13 : Ligne moyenne d'une surface rugueuse [82].

La distance moyenne adimensionnée entre les surfaces en contact ( $H$ ) est le paramètre le plus souvent utilisé pour établir une limite entre les différents régimes de lubrification. Il est définie par:

$$H = \frac{h}{\sigma} \quad 2-19$$

avec:  $h$  la distance entre les lignes moyennes des deux surfaces.

Trois régimes de lubrification peuvent être distingués, selon la valeur de  $H$  [82]:

- $H > 3$  : régime hydrodynamique ;
- $3 \geq H > 0.5$  : régime mixte ;
- $H \leq 0.5$  : régime limite.

### 2.3.3. Equation générale de Reynolds pour un contact lubrifié

Le comportement hydrodynamique (ou mixte) d'un film fluide dans un contact est un domaine important de la tribologie. En d'autres termes, c'est l'étude des contacts dans lesquels un film fluide sépare totalement ou partiellement les surfaces en présence. Dans tous les cas étudiés, le problème peut être schématisé de la façon suivante (Figure 2-14) :

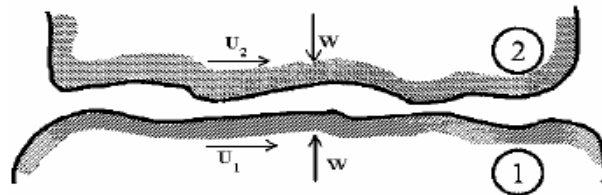


Figure 2-14 : Schéma d'un contact lubrifié [78].

Le comportement du film fluide entre les deux surfaces, en contact et en mouvement relatif, est décrit par l'équation de Reynolds, qui donne par intégration le champ de pression. Pour calculer la pression ainsi que les autres caractéristiques, il faut, tout d'abord, suivre les étapes suivantes [78] :

1. Choix d'un système d'axes permettant de tenir compte des symétries éventuelles ;
2. Vitesse des surfaces dans le système d'axes choisi ;
3. Equation donnant l'épaisseur du film ;
4. Equation de Reynolds relative au contact étudié ;
5. Equations donnant les vitesses et les contraintes de cisaillement dans le fluide ;
6. Conditions aux limites sur la pression ;
7. Calcul de la pression dans le film (résolution de l'équation de Reynolds) ;
8. Calcul de la charge par intégration de la pression ;
9. Calcul du frottement par intégration des contraintes de cisaillement sur les surfaces du contact ;
10. Calcul du débit.

Les hypothèses associées à l'équation de Reynolds sont :

1. L'épaisseur du film est très faible par rapport aux autres dimensions du contact ;
2. Le milieu est continu;
3. Le régime d'écoulement est laminaire;
4. Le fluide est newtonien (viscosité constante);
5. Il n'y a pas de glissement entre le fluide et les parois du contact;

6. Les forces d'inertie et les forces massiques extérieures sont négligées;
7. La viscosité, la masse volumique et la température ne varient pas à travers l'épaisseur de film.

### 2.3.3.1. Comportement hydrodynamique du film fluide

Les équations générales de la lubrification hydrodynamique prennent différentes formes selon les hypothèses choisies et la géométrie étudiée. Dans cette étude, nous présentons une forme simplifiée de ces équations, appelée équations de Reynolds [79]. Cette équation a été développée en 1886 avant de développer des modèles pour décrire le cas de la lubrification mixte.

L'équation de Reynolds est dérivée des équations de Navier-Stokes en considérant l'équilibre d'un élément de fluide. La condition d'équilibre d'un élément de fluide, de cotés  $dx$  et  $dy$  et d'une largeur selon  $Oz$ , s'écrit sous la forme :

$$[p(x) - p(x+dx)]dy + [\tau_{xy}(y+dy) - \tau_{xy}(y)]dx = 0 \quad 2-20$$

D'après la loi de Newton, la contrainte de cisaillement ( $\tau$ ) peut être exprimée en fonction de la viscosité dynamique ( $\mu$ ) par :  $\tau_{xy} = \mu \frac{\partial u}{\partial y}$ , où  $u$  représente la vitesse du fluide selon  $Ox$ .

Par un développement limite, l'équation (2-20) devienne :

$$-\frac{\partial p}{\partial x} dx dy + \frac{\partial}{\partial y} \left( \mu \frac{\partial u}{\partial y} \right) dx dy = 0 \quad 2-21$$

soit encore :

$$\frac{\partial p}{\partial x} = \mu \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \quad 2-22$$

L'équation (2-22) est l'équation de Navier-Stokes pour un écoulement plan dans sa forme simplifiée.

Sachant que la pression est constante dans le film fluide selon la direction  $Oy$ , donc le gradient de pression égal à zéro. Les variables dimensionnées en coordonnées cartésiennes (Figure 2-15) sont données comme suit :

$$\frac{\partial p}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial y} \left( \mu \frac{\partial u}{\partial y} \right) \quad 2-23$$

$$\frac{\partial p}{\partial y} = 0 \quad 2-24$$

$$\frac{\partial p}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial y} \left( \mu \frac{\partial w}{\partial y} \right) \quad 2-25$$

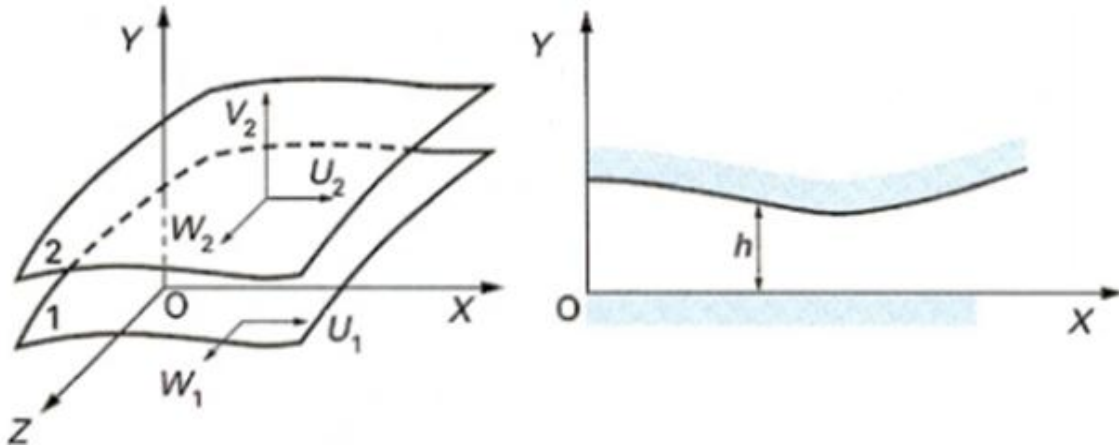


Figure 2-15 : Système de coordonnées cartésiennes appliqué à un contact lubrifié. La 1<sup>ère</sup> surface de contact est animée avec deux vitesses  $U_1$  et  $W_1$  dans les directions  $x$  et  $z$  respectivement, avec  $V_1=0$  puisque le système d'axe est placé sur cette surface. La 2<sup>ème</sup> surface est animée avec trois vitesses  $U_2$ ,  $V_2$  et  $W_2$  dans les directions  $x$ ,  $y$  et  $z$ . L'intervalle entre les deux surfaces est l'épaisseur du film fluide  $h$  [80].

Par intégration des équations, on obtient le champ des vitesses du film fluide :

$$\mu \frac{\partial u}{\partial y} = \frac{\partial p}{\partial x} y + A \quad 2-26$$

$$\mu \frac{\partial w}{\partial y} = \frac{\partial p}{\partial z} y + C \quad 2-27$$

soit :

$$u = \frac{1}{2\mu} \frac{\partial p}{\partial x} y^2 + \frac{A}{\mu} y + B \quad 2-28$$

$$w = \frac{1}{2\mu} \frac{\partial p}{\partial z} y^2 + \frac{C}{\mu} y + D \quad 2-29$$

Les coefficients  $A$ ,  $B$ ,  $C$  et  $D$  sont identifiables à partir des conditions aux limites suivantes :

$$\begin{cases} y = 0 \Rightarrow u = U_1 ; v = 0 & w = W_1 \\ y = h \Rightarrow u = U_2 ; v = V_2 & w = W_2 \end{cases} \text{ et} \quad 2-30$$

où :  $u$ ,  $v$  et  $w$  sont, respectivement, les vitesses du fluide dans les directions  $x$ ,  $y$ ,  $z$ .  
 $U_1$ ,  $U_2$ ,  $V_2$ ,  $W_1$  et  $W_2$  sont les vitesses des parois 1 et 2 dans les direction  $x$ ,  $y$  et  $z$ .

À partir des conditions aux limites, on obtient :

$$U_1 = B \quad 2-31$$

$$U_2 = \frac{1}{2\mu} \frac{\partial p}{\partial x} h^2 + \frac{A}{\mu} y + B \quad 2-32$$

soit :

$$\frac{A}{\mu} = \frac{U_2 - U_1}{h} y - \frac{1}{2\mu} \frac{\partial p}{\partial x} h \quad 2-33$$

Après simplification, on a l'expression finale de la vitesse suivant la direction  $x$ :

$$u = \frac{1}{2\mu} \frac{\partial p}{\partial x} y (y - h) + \frac{U_2 - U_1}{h} y + U_1 \quad 2-34$$

De la même façon, on obtient l'expression de la vitesse suivant la direction  $z$ :

$$w = \frac{1}{2\mu} \frac{\partial p}{\partial z} y (y - h) + \frac{W_2 - W_1}{h} y + W_1 \quad 2-35$$

L'équation de continuité est donnée par :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x}(\rho u) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho w) = 0 \quad 2-36$$

En reportant les vitesses dans l'équation de continuité et en intégrant à travers l'épaisseur du film, on obtient :

$$\int_0^h \frac{\partial \rho}{\partial t} dy + \int_0^h \frac{\partial \rho}{\partial x}(\rho u) dy + \int_0^h \frac{\partial}{\partial y}(\rho v) dy + \int_0^h \frac{\partial}{\partial z}(\rho w) dy = 0 \quad 2-37$$

Il vient ainsi :

$$\int_0^h \frac{\partial \rho}{\partial y}(\rho v) dy = [\rho v]_0^h = \rho v_2 \text{ puisque } v_1=0 \text{ par hypothèse} \quad 2-38$$

Par ailleurs, si  $\rho$  n'est pas fonction de  $y$ , on peut écrire :

$$\int_0^h \frac{\partial \rho}{\partial t} dy = \frac{\partial \rho}{\partial t} \int_0^h dy = h \frac{\partial \rho}{\partial t} \quad 2-39$$

Pour intégrer les deux autres termes, il faut intervertir les signes dérivés et sommes en remarquant que :

$$\int_0^{h(x,z,t)} \frac{\partial F(x,y,z,t)}{\partial x} dy = \frac{\partial}{\partial x} \int_0^{h(x,z,t)} F(x,y,z,t) dy - F(x,h,z,t) \frac{\partial h}{\partial x} \quad 2-40$$

soit :

$$\int_0^h \frac{\partial}{\partial x} (\rho u) dy = \frac{\partial}{\partial x} \int_0^h \rho u dy - \rho U_2 \frac{\partial h}{\partial x} \quad 2-41$$

$$\int_0^h \frac{\partial}{\partial z} (\rho w) dy = \frac{\partial}{\partial z} \int_0^h \rho w dy - \rho W_2 \frac{\partial h}{\partial z} \quad 2-42$$

Ces deux intégrales se calculent en utilisant les expressions donnant les vitesses dans le film fluide. On a ainsi :

$$\frac{\partial}{\partial x} \int_0^h \left[ \frac{\rho}{2\mu} \frac{\partial p}{\partial x} y(y-h) + \rho y \frac{U_2 - U_1}{h} + \rho U_1 \right] dy = \frac{\partial}{\partial x} \left[ -\frac{\rho h^3}{12\mu} \frac{\partial p}{\partial x} + \rho h \frac{U_2 - U_1}{2} + \rho U_1 h \right] \quad 2-43$$

soit encore :

$$\frac{\partial}{\partial x} \int_0^h \rho u dy = -\frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{\rho h^3}{12\mu} \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left( \rho h \frac{U_1 + U_2}{2} \right) \quad 2-44$$

de même pour  $w$  :

$$\frac{\partial}{\partial z} \int_0^h \rho w dy = -\frac{\partial}{\partial z} \left( \frac{\rho h^3}{12\mu} \frac{\partial p}{\partial z} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \rho h \frac{W_1 + W_2}{2} \right) \quad 2-45$$

et en regroupant les termes intégrés il vient :

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{\rho h^3}{12\mu} \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \frac{\rho h^3}{12\mu} \frac{\partial p}{\partial z} \right) &= \frac{\partial}{\partial x} \left( \rho h \frac{U_1 + U_2}{2} \right) - \rho U_2 \frac{\partial h}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial z} \left( \rho h \frac{W_1 + W_2}{2} \right) \\ &\quad - \rho W_2 \frac{\partial h}{\partial z} + \rho V_2 + h \frac{\partial \rho}{\partial t} \end{aligned} \quad 2-46$$

soit encore :



$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{\rho h^3}{\mu} \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \frac{\rho h^3}{\mu} \frac{\partial p}{\partial z} \right) &= 6\rho(U_1 - U_2) \frac{\partial h}{\partial x} + 6\rho(W_1 - W_2) \frac{\partial h}{\partial z} \\ &+ 6h \frac{\partial}{\partial x} [\rho(U_1 + U_2)] + 6h \frac{\partial}{\partial z} [\rho(W_1 + W_2)] \quad \text{2-47} \\ &+ 6\rho h(U_1 + U_2) + 12\rho V_2 + 12h \frac{\partial \rho}{\partial t} \end{aligned}$$

Puisque la géométrie du procédé de formage hydromécanique est modélisée numériquement en coordonnées cylindriques (paragraphe §3.2.1), donc l'équation de Reynolds, en même coordonnées (Figure 2-16), doit être utilisée pour calculer le champ de pression au contact tôle-matrice. Une démarche analogue qu'en coordonnées cartésiennes peut être suivie pour obtenir l'équation de Reynolds en coordonnées cylindriques :

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{\rho r h^3}{\mu} \frac{\partial p}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial \theta} \left( \frac{\rho h^3}{\mu r} \frac{\partial p}{\partial \theta} \right) &= 6r\rho(U_1 - U_2) \frac{\partial h}{\partial r} + 6\rho(V_1 - V_2) \frac{\partial h}{\partial \theta} + \\ &6rh \frac{\partial}{\partial r} [\rho(U_1 + U_2)] + 6h \frac{\partial}{\partial \theta} [\rho(V_1 + V_2)] \quad \text{2-48} \\ &+ 6\rho h(U_1 + U_2) + 12\rho r W_2 + 12rh \frac{\partial \rho}{\partial t} \end{aligned}$$

A cette équation, dite équation de Reynolds, s'ajoutent les équations donnant les vitesses dans le film fluide :

$$\begin{cases} u = \frac{1}{2\mu} \frac{\partial p}{\partial r} z(z-h) + \frac{h-z}{h} U_1 + \frac{z}{h} U_2 \\ v = \frac{1}{2\mu r} \frac{\partial p}{\partial \theta} z(z-h) + \frac{h-z}{h} V_1 + \frac{z}{h} V_2 \end{cases} \quad \text{2-49}$$

ainsi que les contraintes de cisaillement dans le fluide :

$$\begin{cases} \tau_{rz} = \mu \frac{\partial u}{\partial z} = \frac{1}{2} \frac{\partial p}{\partial r} (2z-h) + (U_2 - U_1) \frac{\mu}{h} \\ \tau_{\theta z} = \mu \frac{\partial v}{\partial z} = \frac{1}{2r} \frac{\partial p}{\partial \theta} (2z-h) + (V_2 - V_1) \frac{\mu}{h} \end{cases} \quad \text{2-50}$$

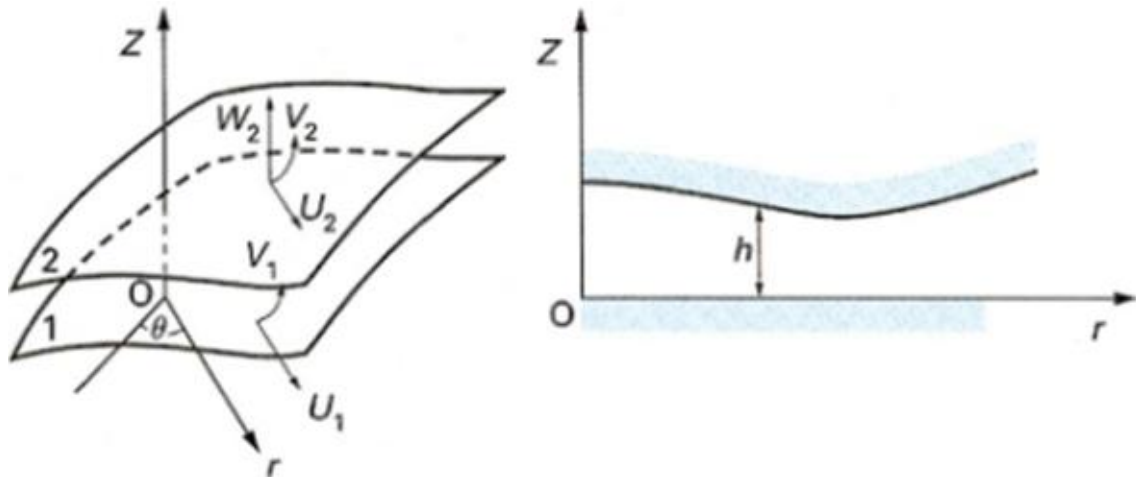


Figure 2-16 : Système de coordonnées cylindriques appliqué à un contact lubrifié. La 1<sup>ère</sup> surface de contact est animée avec deux vitesses  $U_1$  et  $V_1$  dans les directions  $r$  et  $\theta$  respectivement, avec  $W_1=0$  puisque le système d'axe est placé sur cette surface. La 2<sup>ème</sup> surface est animée avec trois vitesses  $U_2$ ,  $V_2$  et  $W_2$  dans les directions  $r$ ,  $\theta$  et  $z$ . L'intervalle entre les deux surfaces est l'épaisseur du film fluide  $h$  [80].

### 2.3.3.2. Comportement mixte du film fluide

Le régime de la lubrification mixte prend lieu lorsque l'effet hydrodynamique du film fluide n'est pas suffisant pour générer une pression hydrodynamique qui assure la séparation totale des surfaces de contact. Il est le résultat de l'existence de zones lubrifiées et de zones en contact [85]. Dans ce cas, la charge appliquée au contact est supportée à la fois par le fluide sous pression et par les aspérités des surfaces [83].

Le modèle le plus utilisé pour décrire le cas de la lubrification mixte est celui de Patir et Cheng [77,86]. Ce modèle est une extension de l'équation de Reynolds. Patir et Cheng proposent d'intégrer des facteurs d'écoulement dans l'équation de Reynolds. Deux facteurs en pression pour le terme de Poiseuille et un facteur de cisaillement pour le terme de Couette.

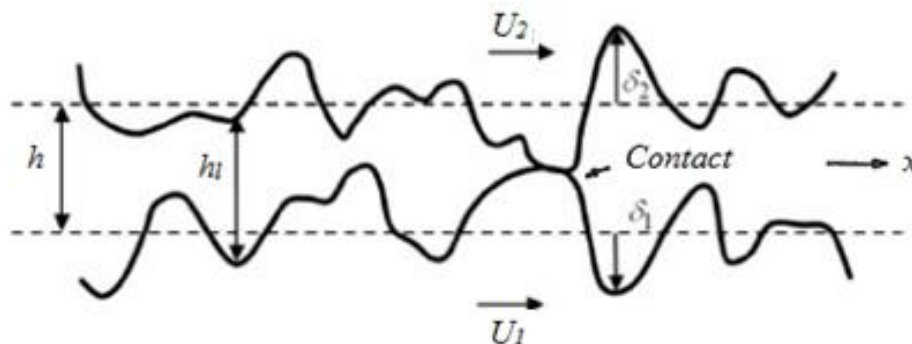


Figure 2-17 : Schéma représentatif de la lubrification mixte [78].

L'épaisseur du film fluide locale  $h_l$  est donnée par :

$$h_l = h + \delta_1 + \delta_2 \quad 2-51$$

avec :

- $h$  l'épaisseur nominale du film fluide, égale à la distance entre les lignes moyennes des surfaces de contact (Figure 2-17) ;
- $\delta_1$  et  $\delta_2$  les amplitudes des rugosités aléatoires des deux surfaces, définies par rapport aux lignes moyennes respectives de chaque surface (Figure 2-17).

La rugosité combinée des deux surfaces est définie par :  $\delta = \delta_1 + \delta_2$ , son écart-type combinée est définie par :  $\sigma^2 = \sigma_1^2 + \sigma_2^2$ .

Une nouvelle forme de l'équation de Reynolds a été proposée. La solution de cette équation est la pression moyenne dans le film fluide entre deux surfaces rugueuses. Pour cela, un volume de contrôle de base  $\Delta x \Delta y$  et de hauteur  $h_l$  a été considéré pour analyser les débits moyens (Figure 2-18). Les débits volumiques dans les directions  $x$  et  $y$  sont donnés par les relations suivantes:

$$q_x = -\frac{h_l^3}{12\mu} \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{U_1 + U_2}{2} h_l \quad 2-52$$

$$q_y = -\frac{h_l^3}{12\mu} \frac{\partial p}{\partial y} \quad 2-53$$

où  $U_1$  et  $U_2$  les vitesses des surfaces de contact.

$q_x$  et  $q_y$  sont les débits locaux. Les débits moyens entrant dans le volume de contrôle sont donnés par les expressions suivantes:

$$\bar{q}_x = \frac{1}{\Delta y} \int_y^{y+\Delta y} q_x dy = \frac{1}{\Delta y} \int_y^{y+\Delta y} \left( -\frac{h_l^3}{12\mu} \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{U_1 + U_2}{2} h_l \right) dy \quad 2-54$$

$$\bar{q}_y = \frac{1}{\Delta x} \int_x^{x+\Delta x} q_y dx = \frac{1}{\Delta x} \int_x^{x+\Delta x} \left( -\frac{h_l^3}{12\mu} \frac{\partial p}{\partial y} \right) dx \quad 2-55$$

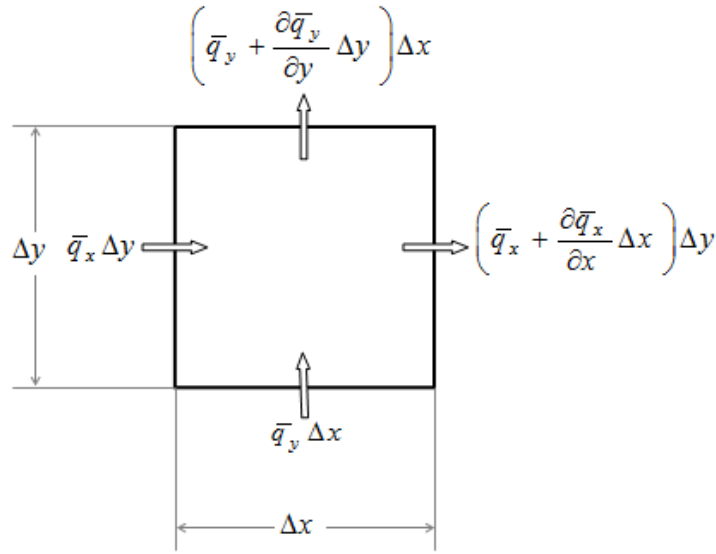


Figure 2-18 : Volume de contrôle pour le débit moyen.

Par la définition des facteurs d'écoulement en pression  $\phi_x$  et  $\phi_y$  et de facteur d'écoulement en cisaillement  $\phi_s$ , les débits moyens deviennent:

$$\bar{q}_x = -\phi_x \frac{h^3}{12\mu} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x} + \left( \frac{U_1 + U_2}{2} \right) \bar{h}_l + \frac{U_1 - U_2}{2} \sigma \phi_s \quad 2-56$$

$$\bar{q}_y = -\phi_y \frac{h^3}{12\mu} \frac{\partial \bar{p}}{\partial y} \quad 2-57$$

où :  $\bar{p}$  la pression moyenne,  $h$  la distance entre les lignes moyennes des deux surfaces et  $\bar{h}_l$  définie par :

$$\begin{cases} \bar{h}_l = \frac{3\sigma}{256} \left[ 35 + y \left( 128 + y \left( 140 + y^2 \left( -70 + y^2 \left( 28 - 5y^2 \right) \right) \right) \right) \right] \rightarrow h < 3\sigma \\ \bar{h}_l = h \rightarrow h \geq 3\sigma \end{cases} \quad 2-58$$

avec :  $y = \frac{h}{3\sigma}$

En appliquant la règle de la conservation des débits moyens dans le volume de contrôle, on obtient l'expression suivante :

$$\left( \bar{q}_x + \frac{\partial \bar{q}_x}{\partial x} \Delta x \right) \Delta y - \bar{q}_x \Delta y + \left( \bar{q}_y + \frac{\partial \bar{q}_y}{\partial y} \Delta y \right) \Delta x = -\Delta x \Delta y \frac{\partial \bar{h}_l}{\partial t} \quad 2-59$$

il vient que :

$$\frac{\partial \bar{q}_x}{\partial x} + \frac{\partial \bar{q}_y}{\partial y} = -\frac{\partial \bar{h}_l}{\partial t} \quad 2-60$$

En substituant les équations (2-56 et 2-57) dans l'équation (2-60), on obtient l'équation de Reynolds moyennée:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( \phi_x \frac{h^3}{12\mu} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \phi_y \frac{h^3}{12\mu} \frac{\partial \bar{p}}{\partial y} \right) = \frac{U_1 + U_2}{2} \frac{\partial \bar{h}_l}{\partial x} + \frac{U_1 - U_2}{2} \sigma \frac{\partial \phi_s}{\partial x} + \frac{\partial \bar{h}_l}{\partial t} \quad 2-61$$

Si  $h/\sigma \rightarrow \infty$ , l'équation devient l'équation de Reynolds pour les surfaces lisses, ainsi on aura  $\phi_x, \phi_y \rightarrow 1$  et  $\phi_s \rightarrow \infty$ .

Des relations empiriques de ces facteurs d'écoulement ont été proposées. Ces relations sont données en fonction de la distance moyenne adimensionnée entre les surfaces en contact ( $H$ ) et l'orientation des rugosités ( $\gamma$ ). Ce dernier paramètre renseigne sur l'orientation du motif de rugosité en évaluant le rapport longueur-largeur d'une aspérité. Selon la valeur de  $\gamma$ , on peut définir plusieurs types de rugosité:

- $\gamma = 0$ , la rugosité est transversale ;
- $\gamma = 1$ , la rugosité est isotrope ;
- $\gamma = \infty$ , la rugosité est longitudinale.

Le facteur d'écoulement en pression  $\phi_x$  est formulé comme suit:

$$\phi_x(H, \gamma) = 1 - C \exp(-sH) \rightarrow \gamma \leq 1 \quad 2-62$$

$$\phi_x(H, \gamma) = 1 + CH^{-s} \rightarrow \gamma > 1 \quad 2-63$$

Les constants  $C$  et  $s$  sont données en fonction de  $\gamma$  dans le Tableau 2-1.

Le deuxième facteur d'écoulement en pression  $\phi_y$  est calculé en fonction de  $\phi_x$  :

$$\phi_y(H, \gamma) = \phi_x(H, 1/\gamma) \quad 2-64$$

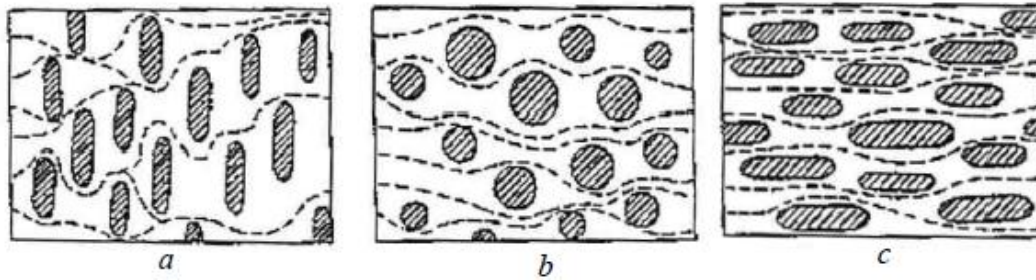


Figure : Orientations de la rugosité : a) structure transversale, b) structure isotrope et c) structure longitudinale.

$\gamma$	C	s	H
1/9	1.48	0.42	H>1
1/6	1.38	0.42	H>1
1/3	1.18	0.42	H>0.75
1	0.90	0.56	H>0.5
3	0.225	1.5	H>0.5
6	0.52	1.5	H>0.5
9	0.87	1.5	H>0.5

Tableau 2-1 : Coefficients pour le calcul des facteurs  $\phi_x$  et  $\phi_y$  [86].

Le facteur de cisaillement ( $\phi_s$ ) est exprimé, par :

$$\phi_s(H, \gamma) = A_1 H^{\alpha_1} \exp(\alpha_2 H^2 - \alpha_3 H) \rightarrow H \leq 5 \quad 2-65$$

$$\phi_s(H, \gamma) = A_2 \exp(-0.25H) \rightarrow H > 5 \quad 2-66$$

Les constantes A1, A2,  $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$ ,  $\alpha_3$  sont donnée en fonction de  $\gamma$  dans le Tableau 2-2.

$\gamma$	A <sub>1</sub>	A <sub>2</sub>	$\alpha_1$	$\alpha_2$	$\alpha_3$
1/9	2.046	1.856	1.12	0.78	0.03
1/6	1.962	1.754	1.08	0.77	0.03
1/3	1.853	1.561	1.01	0.76	0.03
1	1.899	1.126	0.98	0.92	0.05
3	1.560	0.556	0.85	1.13	0.08
6	1.290	0.388	0.62	1.09	0.08
9	1.011	0.295	0.54	1.07	0.08

Tableau 2-2 : Coefficients pour le calcul du facteur  $\phi_s$  (H > 0.5) [86].

## **2.4. Conclusions**

Le procédé de formage hydromécanique a été choisi parmi les différents types du procédé d'hydroformage comme exemple d'application. Dans ce chapitre, une description de ce procédé, en termes d'outils et de cycle de travail, a été présentée. Une explication physique des mécanismes de lubrification dans la zone de contact tôle-matrice a été également présentée. D'après la description de ce procédé, des phénomènes complexes ont été mis en jeu lors de la mise en forme d'une pièce métallique et qui dépendent de plusieurs facteurs tels que la formabilité du matériau, les chargements appliqués, la géométrie de l'outil, le frottement et la pression du fluide.

Pour modéliser et simuler ce procédé, l'interaction qui existe entre le fluide, la tôle et les outils reste la difficulté majeure. La résolution de cette difficulté réside dans la recherche d'une solution numérique ou analytique pour le problème fluide. Cette solution, une fois trouvée, doit être couplée au modèle numérique pour la structure. La résolution de ce problème sera l'objet du chapitre suivant.

## **Chapitre 3. Modélisation et Simulation d'une opération de formage Hydromécanique**



### 3.1. Introduction

Après avoir décrit, dans le chapitre précédent, le procédé de formage hydromécanique et les différents phénomènes mis en jeu, ce chapitre est consacré à la modélisation et la simulation de ce procédé. Dans la première partie, une approche semi-analytique pour résoudre le problème d'interaction fluide-structure est présentée. Cette approche est basée sur un modèle EF pour la structure et un modèle analytique pour le fluide. Le modèle analytique qui décrit l'effet du fluide est basé sur le calcul, d'une part, de la pression hydrodynamique à partir de l'équation de Reynolds dans la zone de contact tôle-matrice, et d'autre part, de la pression du fluide dans la cavité à partir de la variation du volume du fluide dans la cavité. Ce modèle est ensuite implémenté dans le code numérique éléments finis ABAQUS/Explicit au moyen du sous-programme VDLOAD sous une extension Fortran. En ce qui concerne le côté solide, on a considéré comme données : l'épaisseur initiale de la pièce, les propriétés du matériau, les dimensions de la pièce et des outils, les coefficients de frottement de Coulomb et la force de serrage de la tôle.

Dans la deuxième partie de ce chapitre, le modèle numérique est confronté aux résultats expérimentaux de Jensen et al. [64] en utilisant la même géométrie, matériau et conditions aux limites. Par la suite, une synthèse, des résultats trouvés, sera présentée et discutée.

### 3.2. Modélisation numérique du procédé de formage hydromécanique

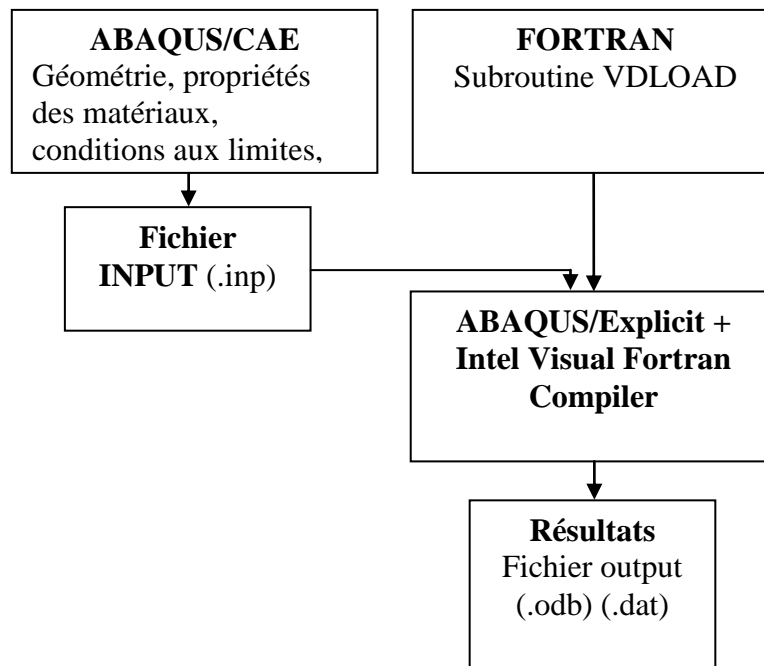


Figure 3-1 : Organigramme global de la simulation du procédé de formage hydromécanique.

Le procédé de formage hydromécanique, décrit dans le Chapitre 2, est modélisé par éléments finis (EF) à l'aide du code de calcul ABAQUS/Explicit. L'organigramme de la méthodologie utilisée pour la simulation du procédé est donné par la Figure 3-1.

Le même modèle numérique du procédé de formage hydromécanique de Jensen et al. [8] est créé dans le préprocesseur ABAQUS/CAE. Durant l'hydroformage de la tôle, le fluide dans la cavité de la matrice exerce une contre pression sur la surface inférieure de la tôle. La distribution de cette contre pression est non-uniforme. Sa modélisation est subdivisée sur deux zones. La première zone correspond à une pression uniforme dans la cavité. La distribution de la pression dans cette zone est modélisée à partir de la variation du volume du fluide dans la cavité. La deuxième correspond à une pression non-uniforme dans la zone de contact tôle-matrice. Dans le modèle numérique, la pression dans cette zone est supposée négligeable pour les régimes limites et mixtes et seule la pression hydrodynamique est considérée par la résolution de l'équation de Reynolds. Les deux modèles semi-analytiques de la distribution de la pression ont été implémentés dans le code ABAQUS/Explicit au moyen du sous-programme VDLOAD sous une extension Fortran. Ce sous-programme (subroutine) permet aussi de calculer le débit volumique de la fuite et l'épaisseur du film fluide entre la tôle et la matrice.

Le calcul numérique dans le processeur ABAQUS/Explicit est basé sur une interaction entre les données du sous-programme VDLOAD et le modèle EF. Après la récupération des données du modèle EF (coordonnées et vitesses des nœuds). Le sous-programme VDLOAD calcule les efforts après compilation. Ces efforts, obtenus à partir des modèles semi-analytiques de la contre-pression du fluide, sont appliqués par la suite sur la tôle dans le modèle EF. Cette interaction se répète à chaque pas de calcul.

### **3.2.1. Géométrie et maillage**

La géométrie modélisée par EF est illustrée dans la Figure 3-2. En raison de la symétrie, seulement la moitié du procédé est considérée dans une configuration axisymétrique (Figure 3-3). Le poinçon, la matrice et le serre-flan sont considérés rigides sans déformation. La tôle est considérée déformable. Des éléments quadrilatéraux, de type CAX4R (4-node reduced-integration axisymmetric quadrilateral), sont utilisés pour le maillage de la tôle métallique. Ces éléments appartiennent à la famille des éléments solides. Ils sont les plus appropriés pour la prise en compte des différentes interactions entre la tôle et l'outil ainsi pour le changement d'épaisseur qui peut avoir dans la tôle. Aussi, le type « reduced-integration » aide à diminuer le temps de calcul par rapport à l'autre type « full-integration ».

Dans le calcul par éléments finis, les déplacements et les vitesses sont déterminés au niveau des nœuds, par contre, les déformations et les contraintes sont déterminés au niveau des éléments. La taille et le nombre des éléments ont beaucoup d'influence sur les résultats d'un côté et sur le temps de calcul d'un autre côté. Les

éléments doit être petite en taille pour ne pas influencer l'exactitude des résultats, et doit être limité en nombre en raison du temps de calcul qui augmente avec son augmentation. Donc, le maillage de la tôle est choisi en fonction du compromis entre le temps de calcul et la qualité des résultats. Dans notre cas, le maillage de la tôle est réalisé avec un raffinement de 150 éléments dans la direction radiale et 4 suivant l'épaisseur (Figure 3-3). Au total, la tôle est maillée avec 600 éléments.

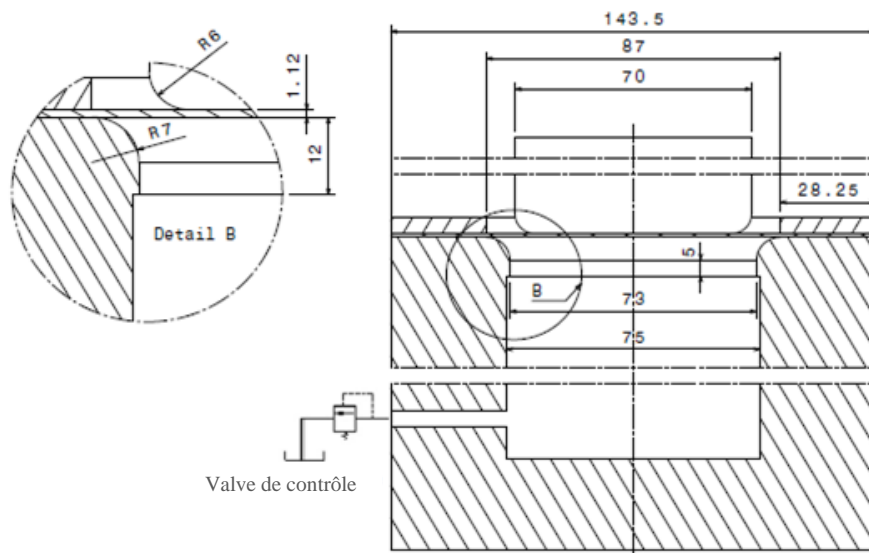


Figure 3-2 : Modèle géométrique du procédé d'hydroformage.

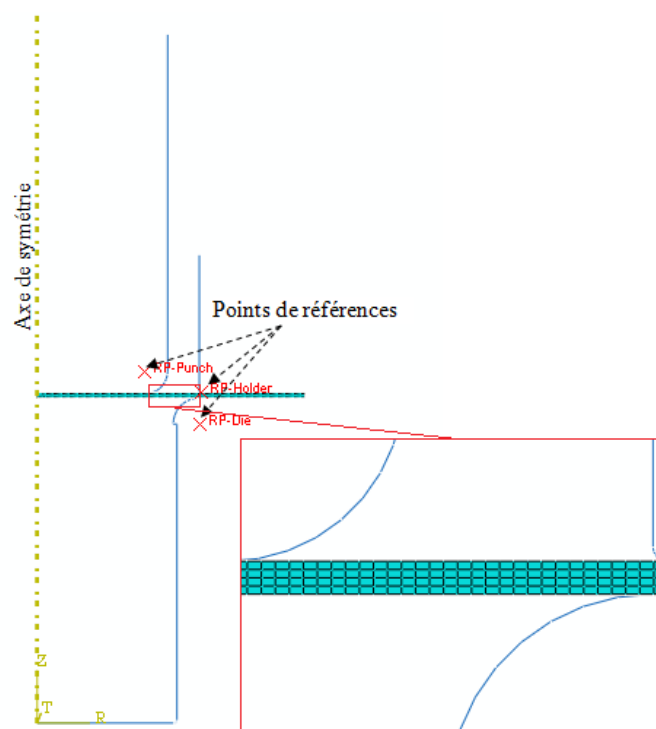


Figure 3-3 : Modèle EF et maillage de la tôle.

### 3.2.2. Matériaux

Pour la validation de l'approche numérique proposée, le même matériau utilisé par Jensen et al. [64] est considéré dans la simulation. Ce matériau est un acier de haute résistance (E275). La partie élastique et la partie plastique sont décrites, respectivement, par la loi de Hooke et la loi de Hollomon dont les paramètres sont répertoriés dans le Tableau 3-1.

Un autre matériau de la tôle métallique est utilisé dans l'objectif d'analyser l'influence de la prise en compte de l'effet d'interaction fluide-structure et la force de serrage sur la formabilité. Ce matériau est un alliage d'aluminium commercial type AA5086 dédié au procédé de mise en forme. Il est modélisé avec un comportement élasto-plastique isotrope. La partie élastique est décrite par le modèle de Hooke avec un module d'Young  $E=67293$  MPa et un coefficient de poisson  $\nu=0,3$ . Concernant la partie plastique, le critère isotrope de Von-Mises est utilisé avec une loi d'écrouissage décrite par la loi de Ludwick. Les paramètres de cette loi de comportement sont déterminés à partir des essais de traction biaxiaux [40] (Tableau 3-1).

Matériau	$E$ (MPa)	$\nu$	$\sigma_e$ (MPa)	$K$ (MPa)	$n$
Acier (E275)	205000	0.3	275	610	0.16
Aluminium (AA5086)	67293	0.3	143.2	296.9	0.40

Tableau 3-1 : paramètres des matériaux utilisés.

La CLF de l'alliage d'aluminium AA5086, obtenue à partir des essais de traction biaxiaux [40], est donnée dans la Figure 1-38.

### 3.2.3. Modélisation des contacts

Au début de la simulation, la tôle est placée entre la matrice et le serre-flan. Le poinçon, quant à lui, est ajusté en contact directe avec la surface supérieure de la tôle. Dans le modèle numérique, un contact de type 'Surface to surface' est utilisé avec le concept 'Slave-Master' pour définir les surface de contacts directs. Ce type de contact décrit l'interaction mécanique entre une surface déformable et une surface rigide. Cela concerne les contacts : tôle-poinçon, tôle-matrice et tôle-serre-flan.

Le frottement dans les zones de contact dépend de plusieurs paramètres : lubrifiant, rugosité, matériaux, pression de contact et force de serrage. Dans cette simulation, la loi de coulomb est utilisée pour décrire le frottement entre la tôle et les différents outils. Pratiquement, il est difficile de déterminer les coefficients de frottement ( $\mu$ ) pour ces contacts [3]. Basé sur les travaux antérieurs, un frottement uniforme est considéré pour toutes les surfaces de contact. Les coefficients de frottement, 0.05, 0.08 et 0.1, ont été utilisés respectivement entre les contacts tôle-

matrice, tôle-serre flan et tôle-poinçon. Le coefficient de frottement 0.05, utilisé entre la tôle et la matrice, représente les deux cas de la lubrification mixte et limite.

### 3.2.4. Conditions aux limites

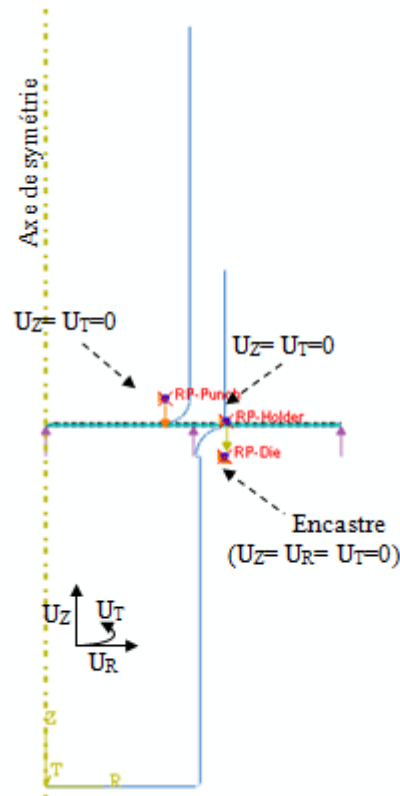


Figure 3-4 : Conditions aux limites imposées.

Des conditions aux limites appropriées ont été appliquées dans le modèle numérique. Ces conditions aux limites sont définies pour chaque étape de la simulation. Ils définissent les mouvements des différents outils, la force de serrage appliquée et les différents chargements.

Les conditions aux limites, imposées aux corps rigides, sont appliquées aux points, dits, de référence (RF) (Figure 3-4). Ces points ont été également utilisés pour obtenir les forces de réaction et les différents déplacements pendant la simulation.

Les principales conditions aux limites imposées sont les suivantes :

- Pas de déplacement radial ou des rotations pour le serre-flan. Une force de serrage est appliquée selon la direction axiale. Cette force est maintenue constante pendant toute l'opération de mise en forme,
- Le poinçon se déplace seulement selon la direction Z correspondant à son axe central. Son déplacement se fait avec une vitesse constante,

- La matrice est entièrement encastrée,
- La contre pression du fluide, dans les deux zones (cavité et au contact tôle-matrice), est appliquée sous forme d'un chargement sous la tôle en utilisant le sous-programme VDLOAD via l'option « User-defined » dans ABAQUS.

### 3.2.5. Modélisation de l'interaction fluide-structure

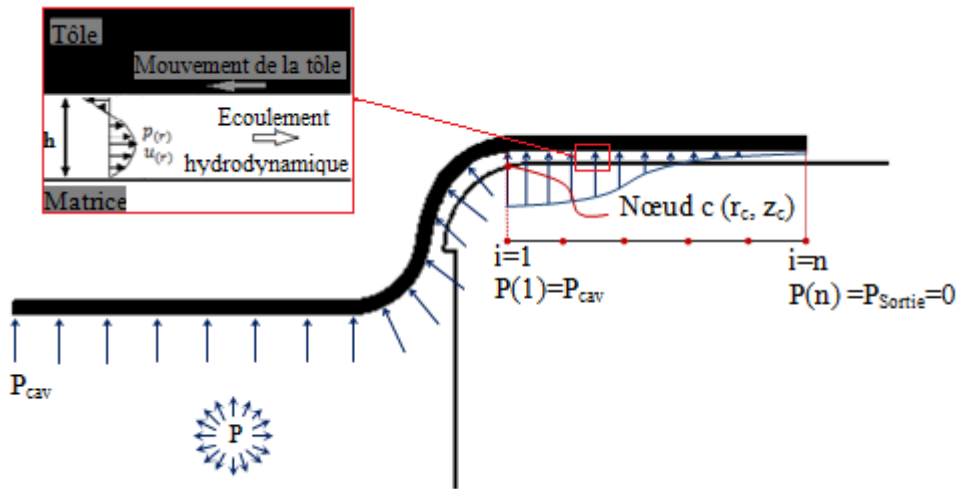


Figure 3-5 : Schéma descriptif de la distribution de la pression.

Dans ce travail, le fluide est modélisé par une force de pression avec une distribution non-uniforme qui a été appliquée directement sur la surface inférieure de la tôle (Figure 3-5). L'application de ce chargement est subdivisée sur deux zones. La 1ère correspond à une distribution uniforme de la pression suivant la direction radiale dans la cavité. La 2ème à une distribution non-uniforme et non-linéaire de la pression suivant la position radiale au contact tôle-matrice. Dans la 2ème zone, si le régime du contact lubrifié est mixte ou limite, la pression du fluide n'est pas considérée. D'autre part, si les deux surfaces de contact sont totalement séparées par le film fluide, le régime est considéré hydrodynamique. La pression est calculée en utilisant l'équation de Reynolds.

#### 3.2.5.1. Distribution de la pression dans la cavité

La variation de la pression dans la cavité est déterminée par la réduction du volume du fluide provoqué par le déplacement du poinçon. La compressibilité du fluide est décrite en fonction de la variation du volume par rapport à la variation de la pression par la relation suivante :

$$\chi = -\frac{\Delta V}{V \Delta P} \quad 3-1$$

L'intégration de l'équation (3-1) entre deux instants (t) et (t+1) nous donne :

$$P_{cav}^{t+1} - P_{cav}^t = \frac{1}{\chi} \ln \left( \frac{V_c^t}{V_c^{t+1}} \right) \quad 3-2$$

Dans ce cas, la variation du volume de la cavité dépend de la déformation de la tôle. Cette variation est obtenue en ajoutant le volume de la tôle déformée au volume de la fuite. Nous obtenons finalement l'équation suivante :

$$P_{cav}^{t+1} = P_{cav}^t + \frac{1}{\chi} \ln \left( \frac{V_c - V_p^t + V_l^t}{V_c - V_p^{t+1} + V_l^{t+1}} \right) \quad 3-3$$

avec :  $\chi$  est le module de compressibilité du fluide utilisé,  $P_{cav}$  est la pression du fluide dans la cavité,  $V_c$  est le volume initial du fluide dans la cavité,  $V_p$  est le volume produit par le déplacement de la tôle,  $V_l$  est le volume de la fuite.

Le calcul du volume  $V_p$  est obtenu en additionnant les volumes élémentaires produits par le déplacement des nœuds de la surface inférieure de la tôle en contact avec le fluide (Figure 3-6). Dans le cas axisymétrique, le calcul du volume  $V_p$  est donné par la relation suivante :

$$V_p = \sum_{i=1}^{n-1} \underbrace{\pi (r^{i+1} - r^i)^2}_R \underbrace{\left( \frac{(z_0 - z^i) + (z_0 - z^{i+1})}{2} \right)}_L \quad 3-4$$

avec :  $r^i$  est la position radiale du nœud 'i' situant sur la surface inférieure de la tôle.  $z_0$  et  $z^i$  sont, respectivement, la position initiale et la position à l'instant « t » du nœud 'i' suivant la direction axiale.

Le volume de la fuite est évalué en relation avec le débit volumique de la fuite  $Q$  par la relation :

$$V_l^{t+1} = V_l^t + Q_r^{t+1} \Delta t \quad 3-5$$

avec :  $\Delta t = (t+1) - t$  et  $V_l = 0$  si  $h = 0$

où :  $t$  est le temps et  $h$  est l'épaisseur du film fluide.

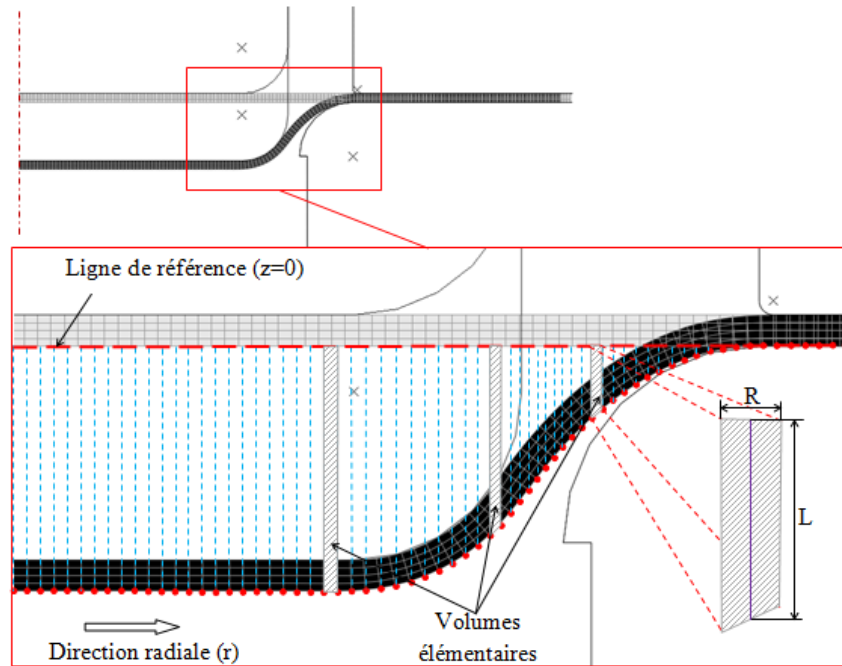


Figure 3-6 : Schéma explicatif du calcul de la variation du volume dans la cavité.

### 3.2.5.2. Distribution de la pression au contact tôle-matrice

Sachant que la paroi de la matrice est fixe ( $U_1=0$ ,  $V_1=0$ ) et  $W_2$  est beaucoup plus petit devant  $U_2$ . Pour un fluide incompressible et un régime permanent, l'équation de Reynolds (2-48), après simplification, est donnée par l'équation suivante :

$$\frac{d}{dr} \left( \frac{rh^3}{12\mu} \frac{dp}{dr} \right) = \frac{U_2}{2} \left( h - r \frac{dh}{dr} \right) \quad 3-6$$

A l'équation de Reynolds s'ajoute l'équation de la vitesse du fluide dans la direction radiale :

$$u = \frac{1}{2\mu} \frac{\partial p}{\partial r} z(z-h) + \frac{z}{h} U_2 \quad 3-7$$

ainsi, la contrainte de cisaillement dans le fluide suivant la direction radiale :

$$\tau_{rz} = \mu \frac{\partial u}{\partial z} = \frac{1}{2} \frac{\partial p}{\partial r} (2z-h) + \frac{\mu}{h} U_2 \quad 3-8$$

La discrétisation de l'équation (3-6) par la méthode des différences finies pour  $r \geq r_c$  (Figure 3-5), est donnée comme suit :



$$Ap_{i+1} + Bp_i + Cp_{i-1} = \frac{U_2}{2} \left( h_i - r_i \frac{(h_{i+1} - h_{i-1})}{(r_{i+1} - r_{i-1})} \right) \quad 3-9$$

avec :

$$A = \frac{(r_i + r_{i+1})(h_i^3 + h_{i+1}^3)}{12\mu(r_{i+1} - r_i)(r_{i+1} - r_{i-1})} \quad 3-10$$

$$C = \frac{(r_i + r_{i-1})(h_i^3 + h_{i-1}^3)}{12\mu(r_i - r_{i-1})(r_{i+1} - r_{i-1})} \quad 3-11$$

$$B = -(A + C) \quad 3-12$$

### 3.2.5.3. Débit volumique de la fuite

Le débit volumique de la fuite est calculé par la résolution de l'équation de Reynolds. La vitesse du fluide entre la tôle et la matrice est donnée par l'équation (3-30). Le débit de la fuite est donné par la relation suivante :

$$Q_r = 2\pi R \int_0^h u_r(z) dz \quad 3-13$$

$$\begin{aligned} \int_0^h u_r(z) dz &= \int_0^h \frac{1}{2\mu} \frac{dp}{dr} z(z-h) dz + \int_0^h \frac{z}{h} U_2 dz \\ &= \frac{1}{2\mu} \frac{dp}{dr} \left( \frac{h^3}{3} - h \frac{h^2}{2} \right) + \frac{U_2}{h} \frac{h^2}{2} \end{aligned} \quad 3-14$$

$$\begin{aligned} &= -\frac{1}{2\mu} \frac{h^3}{6} \frac{dp}{dr} + \frac{U_2 h}{2} \\ \Rightarrow Q_r &= 2\pi R \left( -\frac{h^3}{12\mu} \frac{dp}{dr} + \frac{U_2 h}{2} \right) \end{aligned} \quad 3-15$$

Dans cette simulation, la pression maximale dans la cavité a été commandée par une soupape de sécurité. Si la pression atteint une certaine valeur  $P_{\max}$ , la valve de contrôle s'ouvre. Le débit du fluide sortant de la cavité est supposé constant après l'ouverture de la soupape de sécurité. Dans ce cas, on a les conditions aux limites suivantes :  $P_{cav} = P_{\max}, P_{sortie} = 0$ .

Le déroulement du calcul est basé sur l'algorithme représenté sur la Figure 3-7. Le programme Fortran de cet algorithme est présenté dans l'Annexe 1.

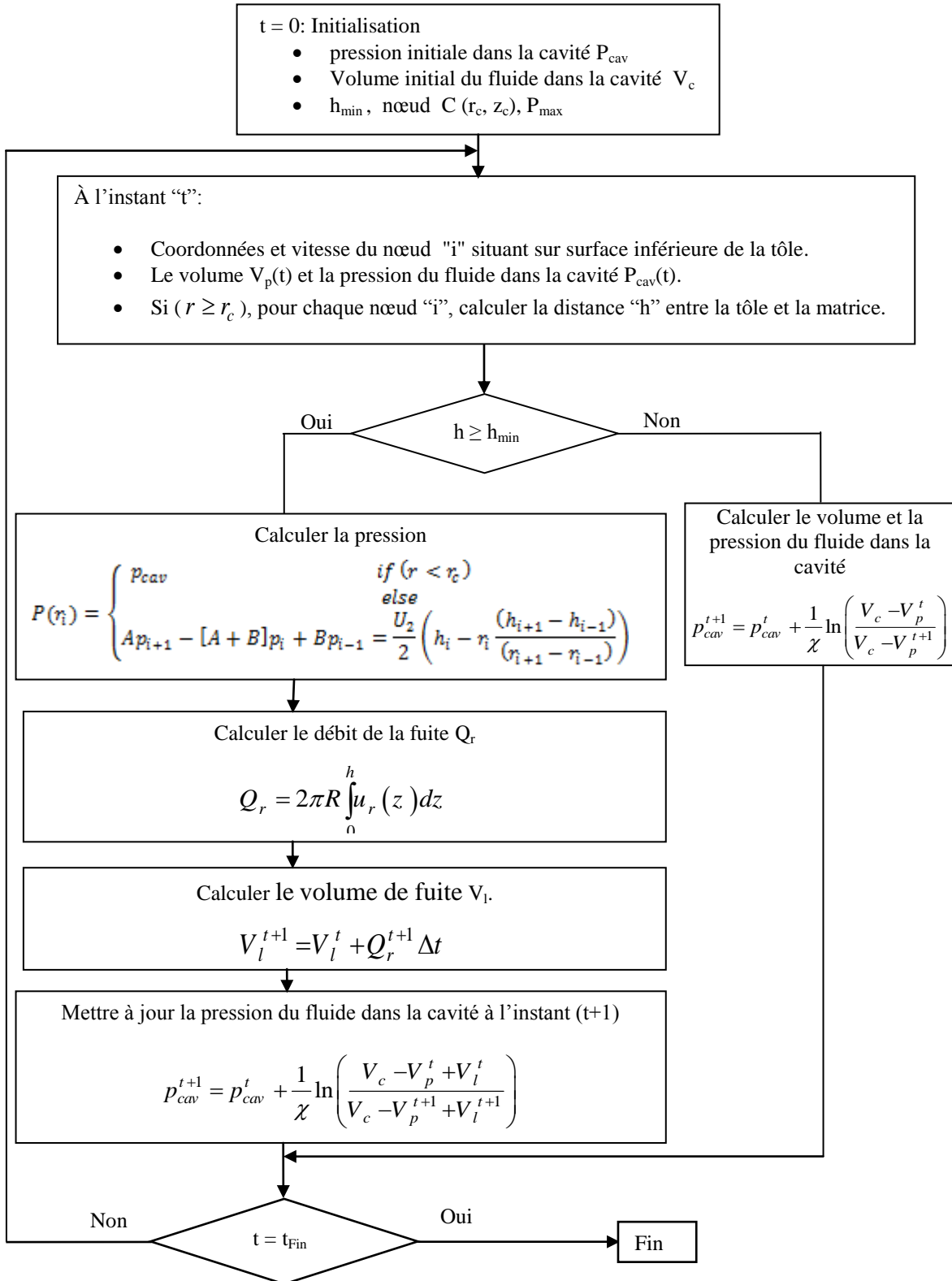


Figure 3-7 : Organigramme de calcul de la pression appliquée sur la surface inférieure de la tôle.

### 3.3. Résultats et discussions

#### 3.3.1. Analyse de l'interaction fluide-structure dans le formage hydromécanique

##### 3.3.1.1. Validation du modèle numérique

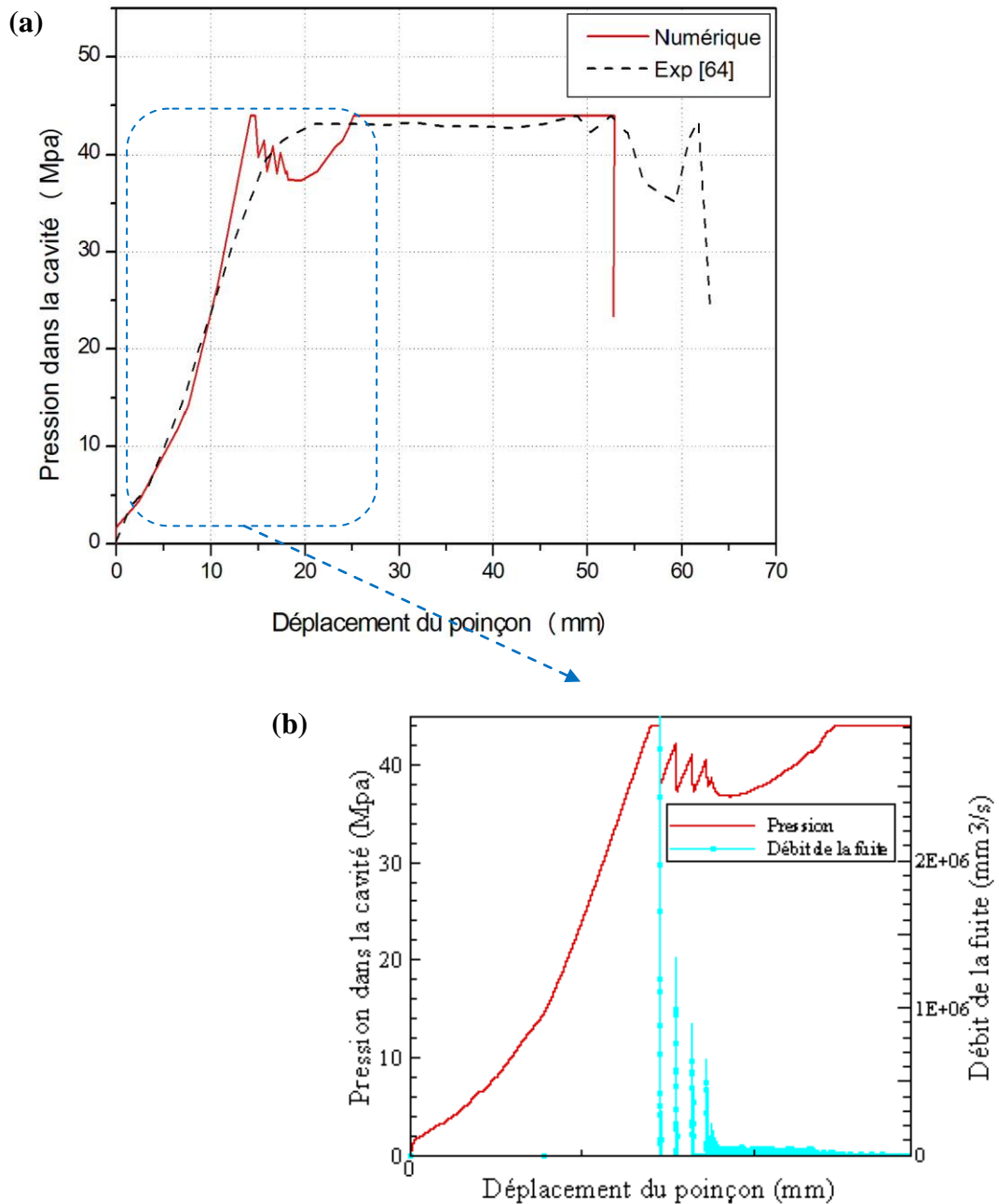
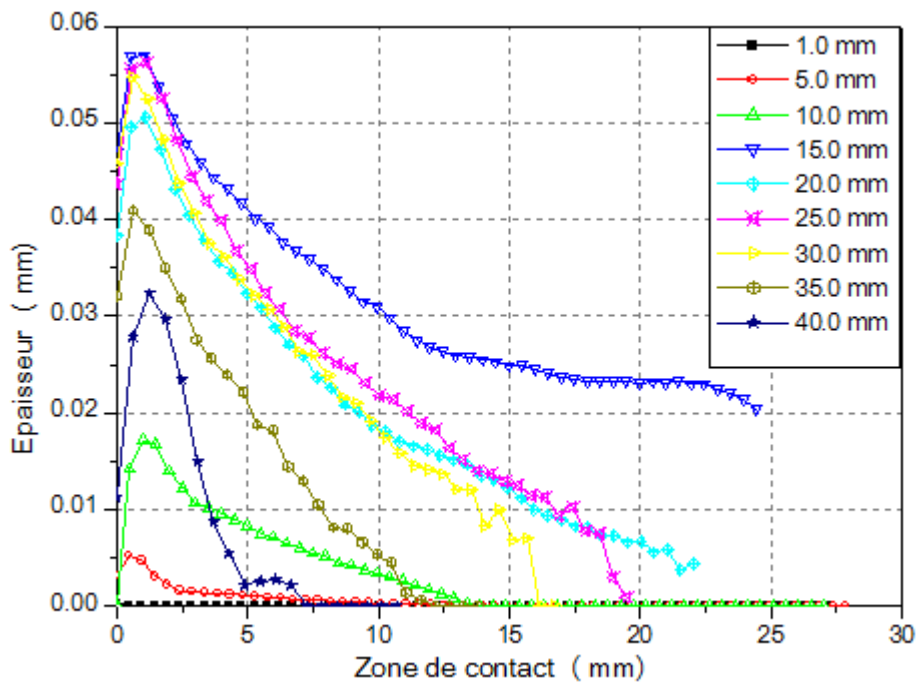


Figure 3-8 : (a) Comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux de la variation de la pression dans la cavité en fonction du déplacement du poinçon. (b) Variation de la pression et de la fuite du fluide en fonction du déplacement du poinçon.

Pour valider l'approche numérique, les résultats numériques de la pression du fluide dans la cavité ont été comparés avec ceux expérimentaux de Jensen et al. [64] en utilisant le même modèle numérique : géométrie, matériau et conditions opératoires (paragraphe §3.2.2 et §1.7). La Figure 3-8-a montre que l'évolution de la pression du fluide dans la cavité en fonction du déplacement du poinçon issue des résultats numériques reproduit avec succès celle obtenue en expérimental.



**Figure 3-9 : Variation de l'épaisseur du film fluide entre la tôle et la matrice suivant la direction radiale pour différents déplacements du poinçon.**

Les résultats montrent que la pression du fluide dans la cavité augmente rapidement au début de l'opération de formage avec l'avancement du poinçon. La pression du fluide commence à créer un espace entre la tôle et la matrice. Cet espace, qui est mis à zéro à l'état initial, commence à augmenter (Figure 3-9) jusqu'à se qu'il atteint sa valeur maximale à 15 mm de déplacement du poinçon. La fuite du fluide à l'extérieur, à travers l'espace créé entre la tôle et la matrice, commence à apparaitre sous forme de gouttes discontinues provoquant une perturbation de la pression (Figure 3-8-b). Par la suite, une continuité de la fuite du fluide est observée avec une légère augmentation de la pression dans la cavité jusqu'à 30 mm d'avancement du poinçon. Dans ce cas, un film fluide sépare totalement la tôle et la matrice, et joue le rôle d'un lubrifiant. La pression hydrodynamique et le débit du fluide sortant à l'extérieur sont calculés à partir de la SUBROUTINE VDLOAD qui est implémentée dans le code ABAQUS/Explicite. Aussi, entre 15 et 30 mm du déplacement du poinçon, la pression du fluide dans la cavité atteint le niveau de la pression maximale de sécurité. Puisqu'une régulation de la pression est considérée dans ce procédé, elle est maintenue stable

jusqu'à la fin de l'opération de mise en forme. Quant à la force, générée par la pression du fluide dans la cavité et la pression hydrodynamique du film fluide, est en équilibre avec la force de serrage. A partir de 30mm de déplacement du poinçon, la fuite du film fluide s'arrête indiquant que la tôle est en contact de nouveau avec la matrice. Ce contact est observé aux extrémités de la tôle. La Figure 3-9 illustre l'épaisseur du film fluide entre la tôle et la matrice pour différentes positions du poinçon. On remarque que l'épaisseur du film fluide commence à diminuer à l'extrémité de la tôle après environ 25mm de déplacement du poinçon. Cette épaisseur continue à diminuer pendant que le poinçon pénètre dans la cavité.

Dans toute l'opération de mise en forme, le volume de la fuite est de 27 ml.

### 3.3.1.2. Comportement hydrodynamique du film fluide

La Figure 3-10 illustre la variation de l'épaisseur du film fluide et de la pression le long de la direction radiale après 18mm de déplacement du poinçon. On remarque que la pression est au maximum au début de la zone de contact tôle-matrice puisque elle correspond à la pression du fluide dans la cavité. Cette pression diminue le long du contact jusqu'à ce qu'elle devient égale à la pression extérieure (atmosphérique) qui est considéré égale à zéro (0). Mêmes remarques pour l'épaisseur du film fluide, il est au maximum au début de la zone de contact tôle-matrice à cause de la pression du fluide dans la cavité. Cette épaisseur diminue rapidement d'une façon parabolique le long du contact.

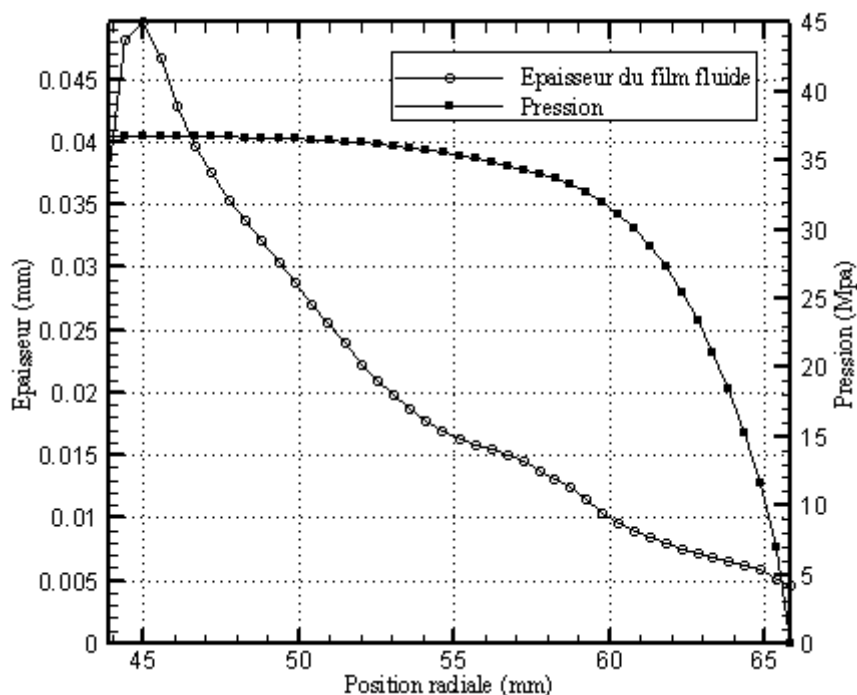


Figure 3-10 : Variation de l'épaisseur du film fluide et de la pression suivant la direction radiale.

Ces résultats numériques montrent aussi que, contrairement aux constatations précédentes, l'épaisseur du film fluide dans la zone de contact n'est pas constante, mais elle a une configuration d'un espace convergent tel qu'en tribologie « plan incliné utilisé dans les paliers de butée ». Donc, l'effet de la pression peut être significatif et doit être considéré dans la simulation des procédés d'hydroformage.

### 3.3.1.3. Déformations dans la tôle

La distribution de la déformation le long de la pièce pour différents déplacements du poinçon peut être analysée à partir de la Figure 3-11. Les résultats montrent que la déformation dans la tôle est plus élevée dans la zone de contact tôle-matrice, et particulièrement au niveau du congé de raccordement de la matrice. La tôle dans cette zone est soumise à une sollicitation composée de traction et de flexion (courbage et étirage). Par conséquent, la géométrie des outils, qui donne la forme finale à la pièce, a une grande influence sur les niveaux des déformations. Des petites déformations sont remarquées sur la zone de contact tôle-poinçon en raison de la planéité géométrique du contact. On note aussi que cette déformation augmente avec l'avancement du poinçon.

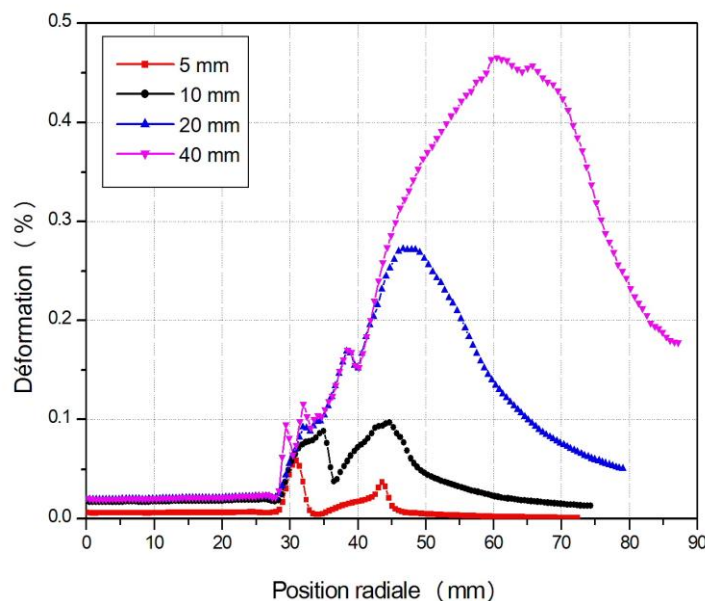


Figure 3-11 : Distribution de la déformation dans la tôle suivant la direction radiale pour différentes position du poinçon.

La variation radiale de l'épaisseur pour différentes positions du poinçon est illustrée sur la Figure 3-12. Sachant que la tôle a une épaisseur initiale uniforme de 1,12mm. Au début de l'opération de mise en forme, cette épaisseur est devenue non uniforme sur la totalité de la pièce. Un amincissement est localisé particulièrement dans

la zone de courbure du poinçon et de la matrice. Cependant, un épaissement a eu lieu sur la zone de contact tôle-matrice. Avec l'avancement du poinçon d'environ 20mm, on note une réduction d'épaisseur non-uniforme sur toute la tôle. Une réduction sévère dans la zone de courbure du poinçon et de la matrice peut se développer à une striction localisée si les conditions opératoires de la mise en forme ne sont pas bien adaptées.

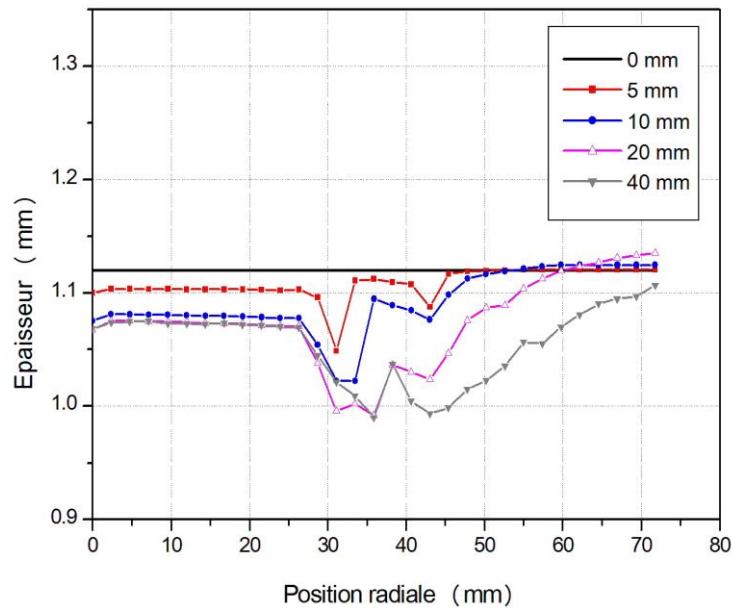


Figure 3-12 : Variation de l'épaisseur de la pièce par rapport à la position radiale initiale pour différentes position du poinçon.

### 3.3.2. Influence de la force de serrage

Durant les opérations de formage hydromécanique, la tôle est soumise à des efforts élevés provoqués par l'action du poinçon, la pression du fluide et la force de serrage afin de changer sa forme pour obtenir un produit fini ou semi-fini. En cas d'effort excessif, un risque de striction dans les régions critiques de la tôle peut être observé. Quand un tel risque existe, la rupture peut apparaître aux autres étapes de formation ou même pendant l'utilisation de la pièce finale. Par conséquent, l'influence de ces facteurs sur la formabilité de la tôle lors de sa mise en forme doit être analysée.

#### 3.3.2.1. Formabilité

La Figure 3-13 et la Figure 3-14 représentent, respectivement, l'influence de la force de serrage sur les déformations limites dans la tôle après 15mm et 50mm de déplacement du poinçon. Comme il est prévu au paragraphe §3.2.2 afin d'analyser la formabilité, la courbe limite de formage expérimentale, pour l'alliage d'aluminium AA5086 [17], est utilisée. Sur les deux figures, la courbe limite de formage est

comparée avec les résultats numériques de la déformation principale. Les résultats montrent que le niveau des déformations limites dans la tôle augmente avec l'augmentation de la force de serrage. Ce qui est évident, puisque la force exercée par le serre-flan sur la tôle contrôle l'écoulement du matériau. Une force de serrage excessive entraîne la rupture de la tôle mise en forme. En revanche, si la force de serrage est insuffisante, le mouvement de la tôle devient excessif ce qui mène à la formation des plissements (illustration dans le paragraphe §3.3.2.3). Par conséquent, une force de serrage et contre-pression appropriée sont très importantes pour le succès d'une opération d'hydroformage.

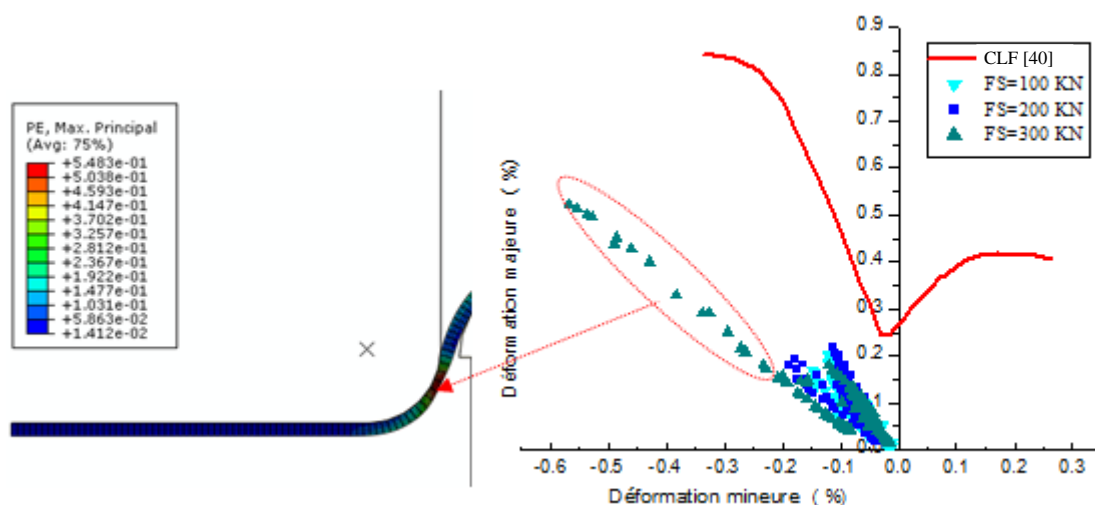


Figure 3-13 : Influence de la force de serrage sur les déformations limites dans la tôle pour un déplacement de 15mm du poinçon, (FS : Force de Serrage).

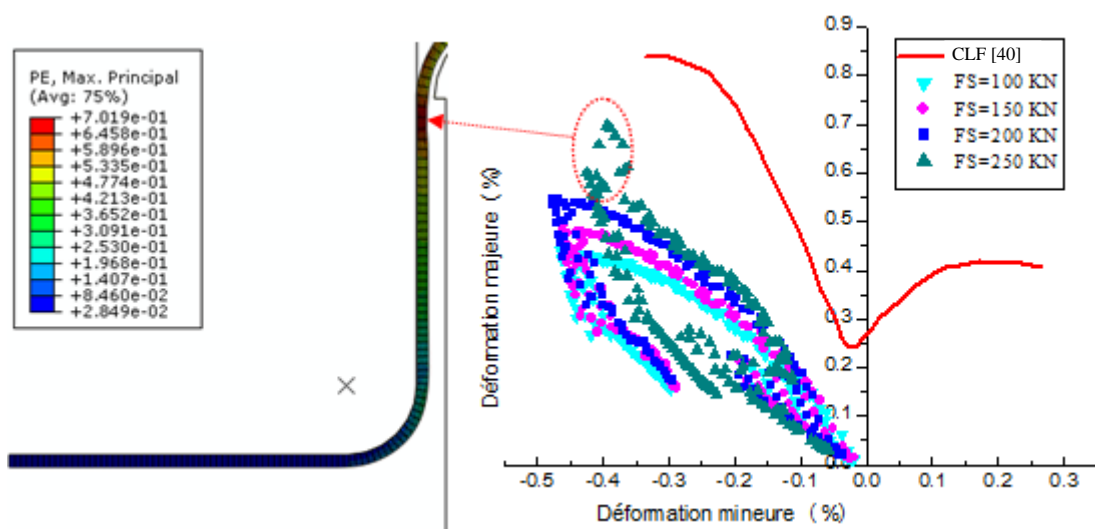


Figure 3-14 : Influence de la force de serrage sur les déformations limites dans la tôle pour un déplacement de 50mm du poinçon, (FS : Force de Serrage).



### 3.3.2.2. Comportement hydrodynamique du film fluide

La Figure 3-15 illustre la variation de la pression du fluide au contact tôle-matrice pour différentes forces de serrage à 25mm de déplacement du poinçon. Cette pression est générée par le fluide dans la cavité et le comportement hydrodynamique du film fluide. On remarque que le niveau de la pression augmente avec l'augmentation de la force de serrage. La force générée par la pression représente une force opposée à la force de serrage qui a un rôle de pousser la tôle vers le haut. Inversement, pour des valeurs excessives de la force de serrage ( $\geq 300\text{KN}$ ), la pression générée par le fluide dans la cavité ne permet pas l'écoulement du film fluide et la tôle est adhérente directement à la matrice (*pas de fluide*  $\rightarrow$  *pas de pression hydraulique*). Ce cas représente le régime de la *lubrification limite*.

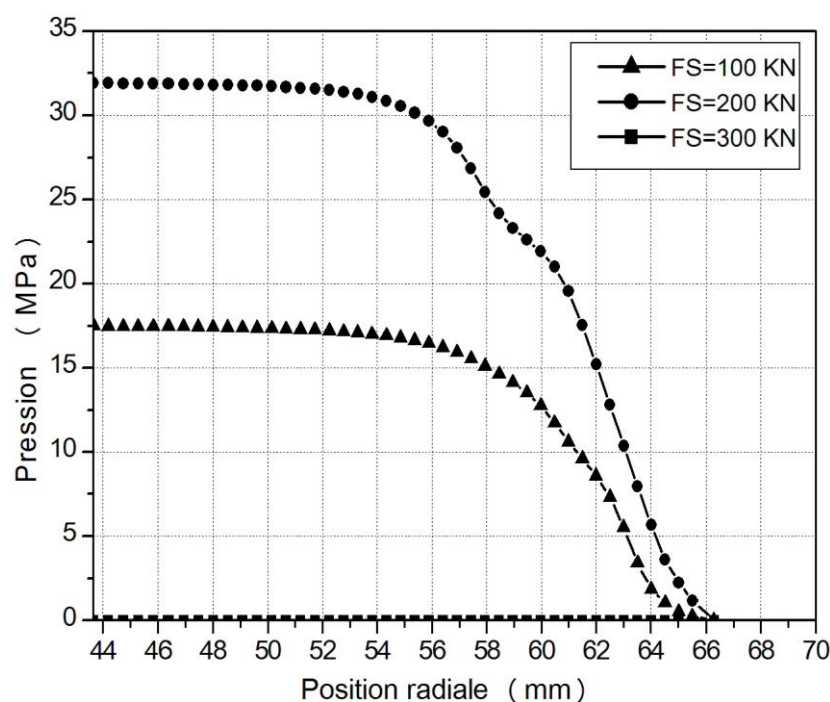


Figure 3-15 : Variation de la pression du film fluide pour différentes valeurs de la force de serrage après 25mm de déplacement du poinçon.

Pour un déplacement de 25mm du poinçon, La Figure 3-16 représente l'influence de la force de serrage sur la configuration géométrique du film fluide et la variation de la pression. Mêmes remarques sont constatées dans le paragraphe §3.3.1.2. Lorsque le cas hydrodynamique du film fluide est observé dans la zone de contact tôle-matrice, les résultats numériques montrent que l'épaisseur du film fluide n'est pas constante. La force de serrage n'a pas une grande influence sur le niveau et la configuration géométrique de l'épaisseur du film fluide.

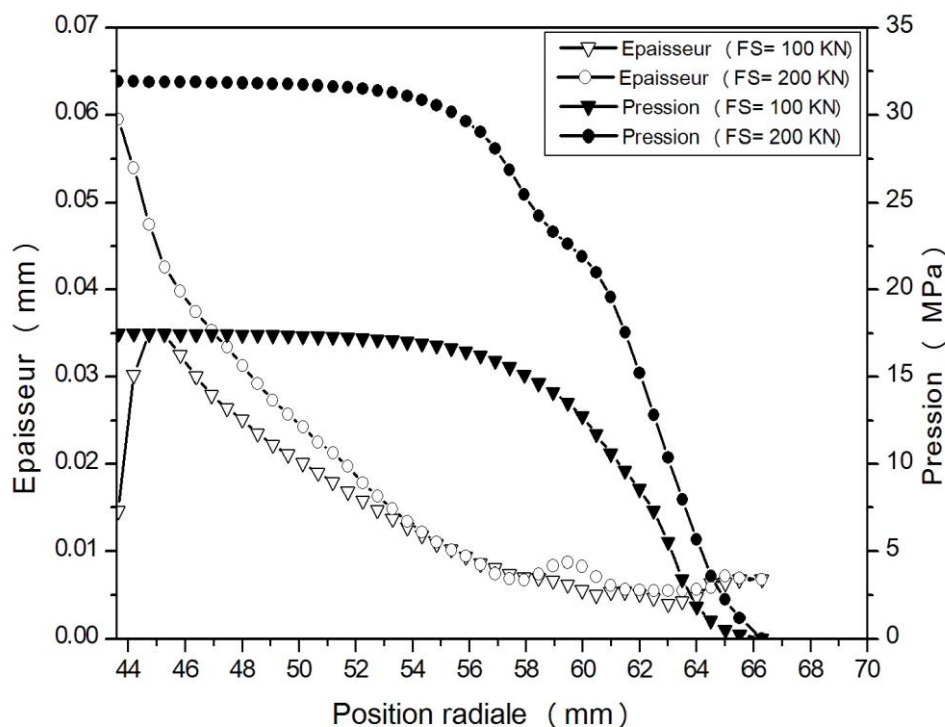


Figure 3-16 : Variation de la pression et de l'épaisseur du film fluide pour différentes valeurs de la force de serrage après 25mm de déplacement du poinçon.

### 3.3.2.3. Contraintes de Von-Mises

La Figure 3-17 illustre les cartographies de la contrainte équivalente de Von-Mises pour différentes forces de serrage à 25 mm de déplacement du poinçon. On observe que les valeurs maximales de la contrainte équivalente sont localisées dans la zone de courbure de la matrice, où la tôle est soumise à une sollicitation composée de traction et de flexion (courbage et étirage). A ce déplacement, la valeur maximale de la contrainte de Von Mises est de 343.5 MPa pour une force de serrage de 100 kN. La force de serrage est insuffisante, le mouvement de la tôle devient excessif ce qui mène à la formation des plissements (Figure 3-17-a). Ces plissements disparaissent par l'augmentation de la force de serrage à 200kN. Cependant une augmentation de la contrainte équivalente de Von-Mises de l'ordre de 354.2 MPa est remarquée sur la cartographie représentée par la Figure 3-17-b.

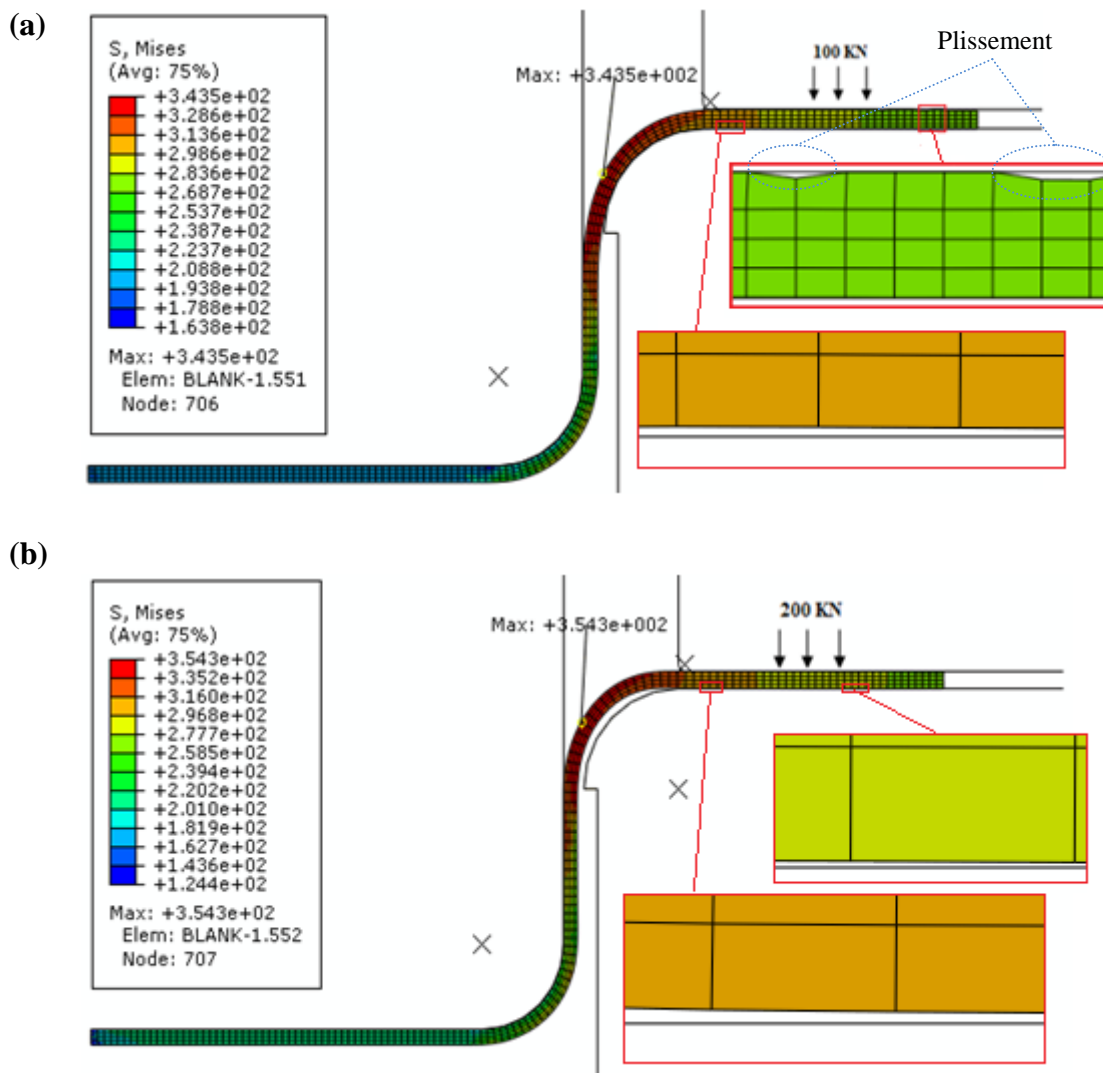


Figure 3-17 : Cartographies de la contrainte équivalente de Von Mises à 25mm de déplacement du poinçon pour différentes valeurs de la force de serrage.

### 3.3.2.4. Déformation dans l'épaisseur de la tôle

Dans le procédé d'hydroformage, la tôle s'écoule, sous le serre-flan, suivant la forme géométrique de la matrice et du poinçon. La variation de l'épaisseur de la tôle suivant la direction radiale pour différentes valeurs de la force de serrage à 20mm de déplacement du poinçon est représentée dans la Figure 3-18. Les deux profils d'épaisseur sont tout à fait semblables le long de la tôle. Comme il a été constaté dans le paragraphe §3.3.1.3, L'amincissement est localisé dans la zone de courbure de la matrice. Cet amincissement augmente avec l'augmentation de la force de serrage ce qui peut provoquer la striction ou la rupture dans cette zone.

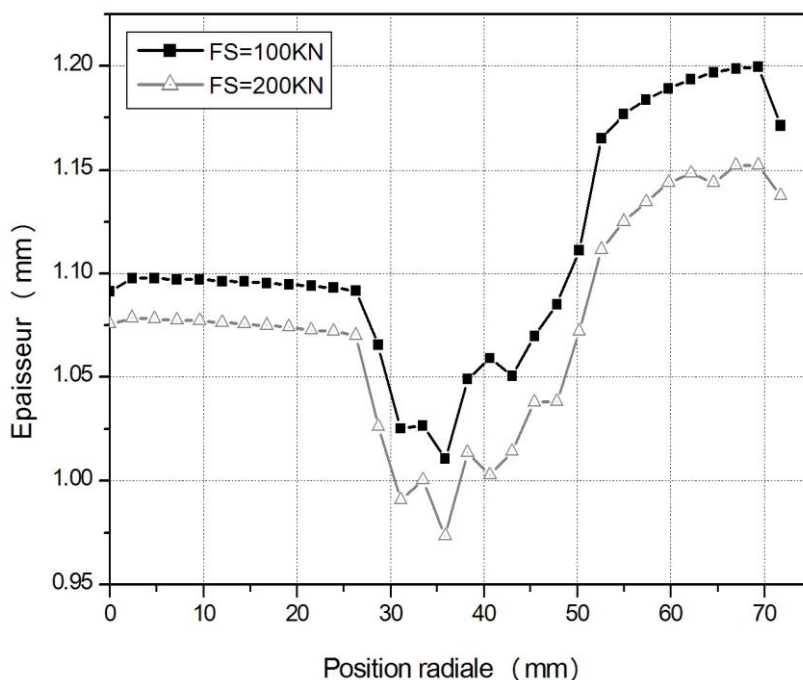
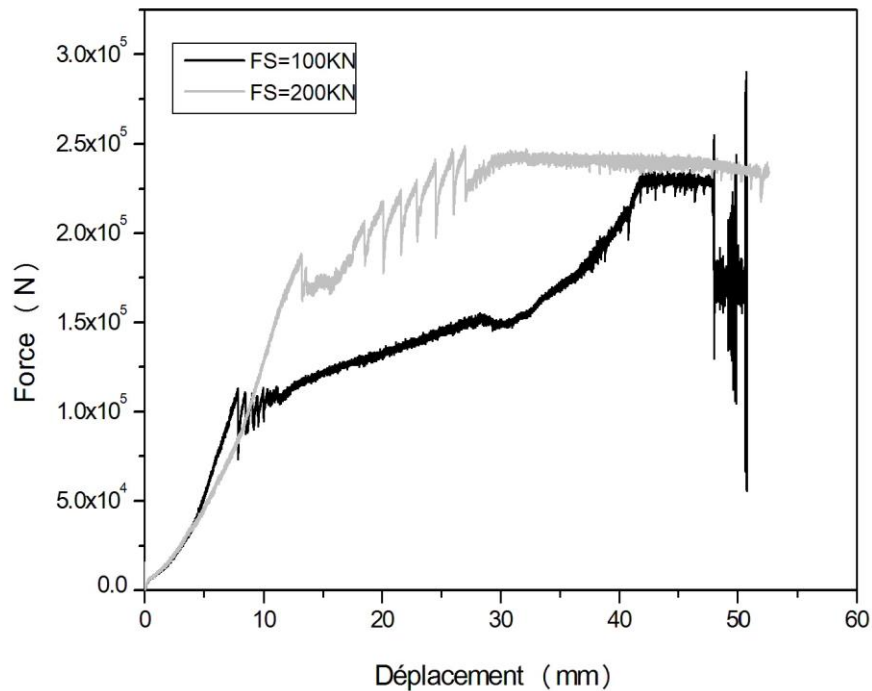


Figure 3-18 : Variation de l'épaisseur de la tôle suivant la direction radiale pour différentes valeurs de force de serrage après 20mm de déplacement du poinçon.

### 3.3.2.5. Force de réaction du poinçon

La réaction du poinçon est un paramètre très important dans l'étude et la simulation du procédé de formage hydromécanique. Ce paramètre est influencé par le frottement des contacts tôle-outils, les propriétés mécaniques du matériau de la tôle, l'interaction fluide-structure, la force de serrage et la vitesse du poinçon. La variation de la force de réaction du poinçon en fonction de son déplacement pour différentes valeurs de la force de serrage est illustrée dans la Figure 3-19. Il y a une influence sensible de la force de serrage sur la réaction du poinçon. Cette influence est plus remarquable durant le cas où il existe une lubrification hydrodynamique (entre 10~40mm de déplacement du poinçon). Ça signifie que le comportement hydrodynamique du film fluide a une grande influence sur la réponse du poinçon. Donc, la prise en compte de ce comportement dans la simulation numérique ne peut pas être négligée.

On note des oscillations dans les deux courbes de la réaction du poinçon. Ces oscillations sont associées au début de la fuite du fluide (sous forme de gouttes – paragraphe §3.3.1.1) là où la force de serrage est équilibrée avec la contre pression générée par le film fluide. Dans ce cas, l'influence de la force de serrage est très importante. Pour des forces de serrage élevées, la force appliquée par le poinçon devient plus grande.



**Figure 3-19 : Variation de la force de réaction en fonction du déplacement du poinçon pour différentes valeurs de force de serrage.**

### 3.3.3. Pression de contact

Les cartographies de la pression de contact sur les deux surfaces de la tôle pour différents déplacements du poinçon sont montrées dans la Figure 3-20. Au début de l'opération de mise en forme et en raison de la force de serrage appliquée, le contact est présent entre la tôle, le serre-flan et la matrice. Des valeurs quasi-similaires de la pression de contact sur les deux surfaces de contact de la tôle sont observées. La valeur maximale de la pression atteint, respectivement, 76.84 MPa, 82.44 MPa, 136.6 MPa, 244.4 MPa et 342.3 MPa à 1 mm, 10 mm, 20 mm, 30mm et 40 mm de déplacement du poinçon. En raison de la force appliquée par le poinçon et le serre-flan sur la tôle, des grandes valeurs de la pression sont observées sur la surface supérieure. Par contre, sur la surface inférieure, les valeurs de la pression diminuent à cause de la pénétration du fluide dans la zone de contact. D'après les cartographies, la pression de contact est nulle dans la plage où il existe un film fluide au contact tôle matrice (entre 20~30mm de déplacement du poinçon). Pour les déplacements de 10 et 40mm du poinçon, les contacts avec la matrice sont localisés aux bords de la tôle. Ces résultats sont soutenus par une illustration qui donne la variation de la pression de contact, sur la même trajectoire, entre la tôle et la matrice pour différents déplacements du poinçon (Figure 3-21).

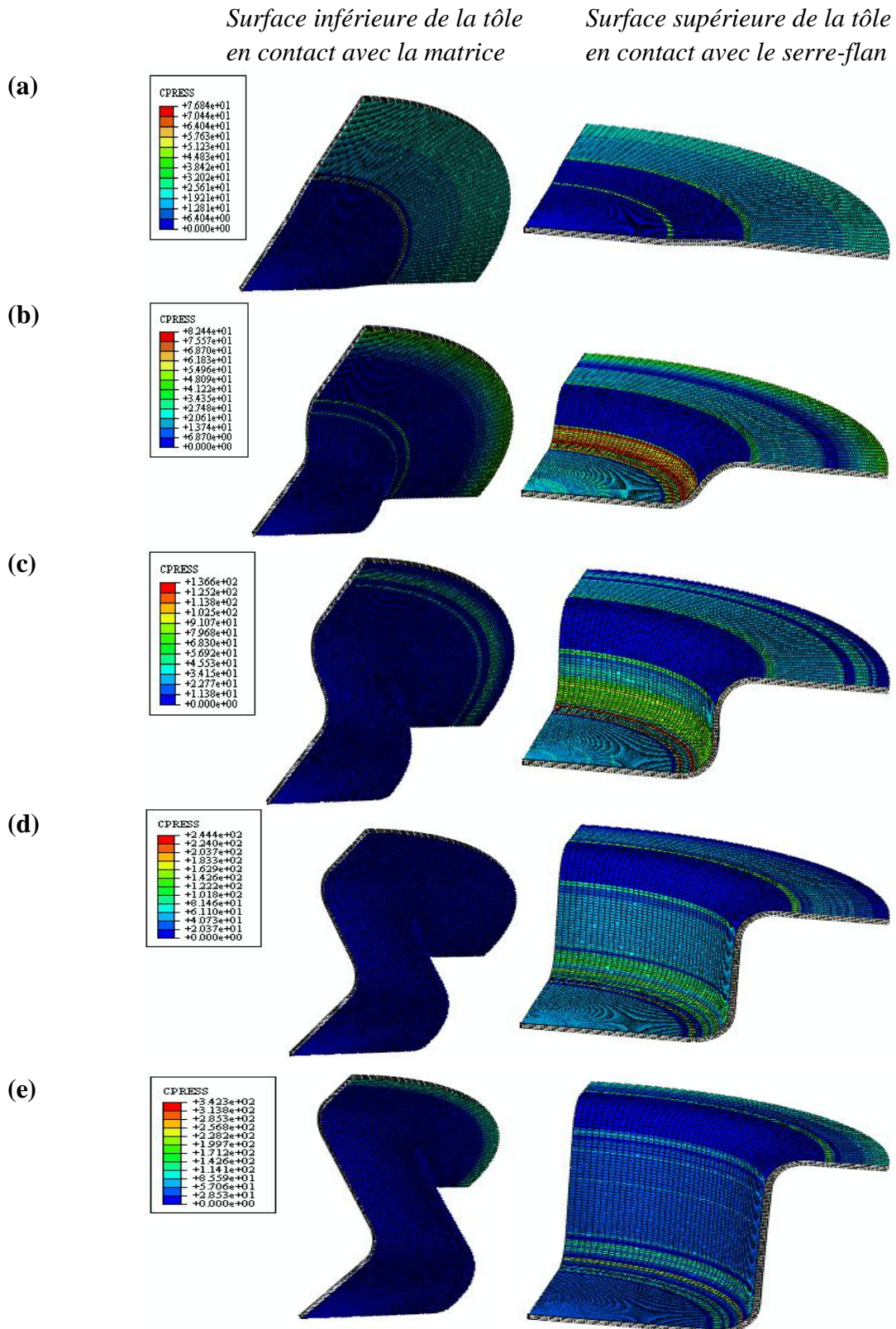


Figure 3-20 : Cartographies de la pression de contact sur les deux surfaces de la pièce pour différents déplacement du poinçon : (a) 1 mm, (b) 10 mm, (c) 20 mm, (d) 30 mm, (e) 40 mm.

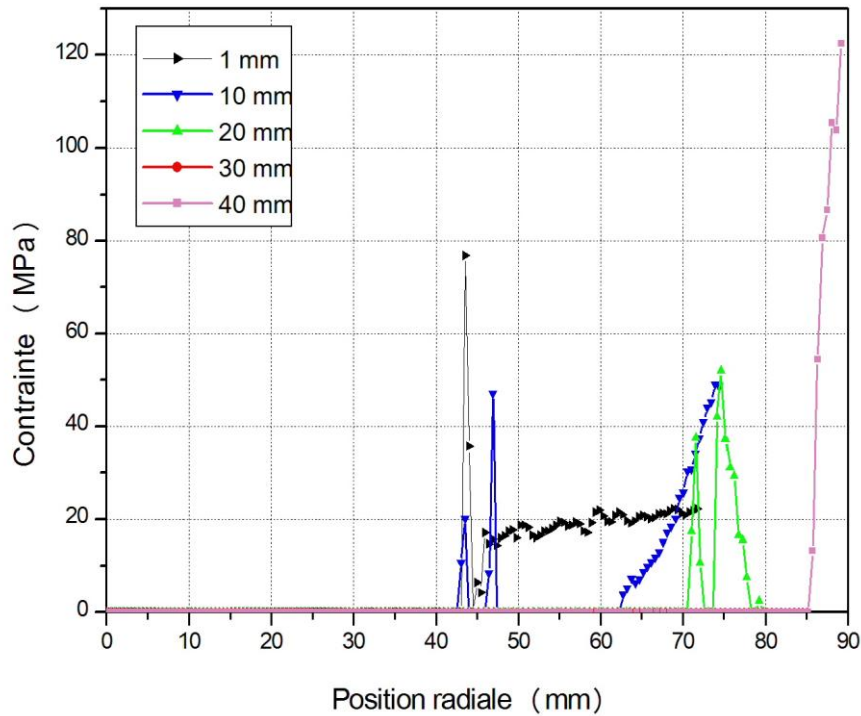


Figure 3-21 : Pression de contact entre la tôle et la matrice pour différents déplacements du poinçon.

### 3.4. Conclusion

Lors de la modélisation numérique de ce procédé, la prise en compte de l'interaction fluide-structure était la difficulté principale. Nous avons proposé, dans ce chapitre, une approche semi-analytique pour résoudre ce problème. L'approche semi-analytique est basée sur le calcul, d'une part, de la pression hydrodynamique à partir de l'équation de Reynolds dans la zone de contact tôle-matrice, et d'autre part, de la pression du fluide dans la cavité à partir de la variation du volume du fluide dans la zone de la cavité. Ce modèle semi-analytique a été ensuite implémenté dans le code éléments finis ABAQUS/Explicit.

L'approche proposée pour la simulation de l'interaction fluide-structure dans le procédé de formage hydromécanique a été validée. Les résultats numériques de la pression du fluide dans la cavité ont été comparés avec ceux expérimentaux de Jensen et al. [8]. L'analyse comparative des résultats numériques et ceux expérimentaux a montré que le modèle proposé décrit les différents phénomènes mis en jeu dans ce procédé. Ces résultats numériques montrent qu'un film fluide sépare totalement la tôle et la matrice, et joue le rôle d'un lubrifiant. Au contraire des constatations précédentes, l'épaisseur de

ce film fluide dans la zone de contact n'est pas constante, mais elle a une configuration d'un espace convergent tel qu'en tribologie « plan incliné utilisé dans les paliers de butée ». La force générée, par la pression du fluide dans la cavité et la pression hydrodynamique du film fluide, représente une force opposée à la force de serrage qui a un rôle de séparer la tôle de la matrice. Pour des valeurs excessives de la force de serrage, la pression générée ne permet pas l'écoulement du film fluide et la tôle est directement adhérente à la matrice (pas de fluide → pas de pression hydraulique). Ce cas représente le régime de la lubrification limite. Aussi, l'influence de la force de serrage sur la réaction du poinçon est plus remarquable durant le cas où il existe une lubrification hydrodynamique. Ça signifie que le comportement hydrodynamique du film fluide a une grande influence sur la réponse du poinçon. Donc, l'effet de la pression dans le film fluide peut être significatif et doit être considéré dans la simulation des procédés d'hydroformage.

L'analyse des déformations et des contraintes dans la tôle montre que la tôle est plus sollicitée dans la zone de contact tôle-matrice, et particulièrement au niveau du congé de raccordement de la matrice. La tôle dans cette zone est soumise à une sollicitation composée de traction et de flexion (étirage et courbage). Par conséquent, la géométrie des outils, qui donne la forme finale à la pièce, a une grande influence sur les niveaux des déformations. Les déformations limites et les cartographies de la contrainte équivalente montrent qu'une force de serrage excessive entraîne la rupture de la tôle mise en forme. En revanche, si la force de serrage est insuffisante, le mouvement de la tôle devient excessif ce qui mène à la formation des plissements.

En conclusion, une force de serrage et contre-pression appropriées sont très importants pour le succès d'une opération d'hydroformage.



## Conclusions & Perspectives

Ce travail de thèse visait donc à simuler le procédé d'hydroformage de tôles. L'objectif principal était la prise en compte de l'interaction fluide-structure et les différents effets du fluide dans la simulation. L'étude bibliographique nous a mené à conclure que l'optimisation des procédés d'hydroformage requière la mise en place de modèles numériques fiables. La fiabilité de ces modèles passe par une caractérisation précise du comportement mécanique des matériaux, des contacts et de l'interaction fluide-structure. Après cette étude bibliographique, on a constaté qu'une nouvelle recherche s'oriente vers les contacts et les interactions fluides-structures. Dans cette étude, on a mis l'accent sur le procédé de formage hydromécanique et plus particulièrement sur l'analyse numérique de l'interaction fluide-structure qui est souvent négligée. Peu de recherches intéressantes ont été trouvées dans la bibliographie sur l'effet du comportement hydrodynamique du film fluide au niveau de la zone de contact tôle-matrice.

Dans ce travail, Le procédé de formage hydromécanique a été choisi parmi les différents types du procédé d'hydroformage comme exemple d'application. Une explication physique des mécanismes de lubrification dans la zone de contact tôle-matrice a été présentée. Trois régimes de lubrification sont distingués, à savoir, limite, mixte et hydrodynamique. D'après la description de ce procédé, des phénomènes complexes ont été mis en jeu lors de la mise en forme d'une pièce métallique et qui dépendent de plusieurs facteurs tels que la formabilité du matériau, les chargements appliqués, la géométrie de l'outil, le frottement et la pression du fluide. Ensuite, le procédé de formage hydromécanique est modélisé en utilisant le code numérique ABAQUS/Explicit. Dans la modélisation, nous avons considéré la distribution non-uniforme de la pression du fluide dans la cavité et la pression hydrodynamique du film fluide dans la zone de contact. Le modèle de la pression a été mis en application en utilisant le sous-programme VDLOAD.

L'approche proposée pour la simulation de l'interaction fluide-structure dans le procédé de formage hydromécanique a été validée. Les résultats numériques et expérimentaux [64] de la pression dans la cavité sont assez comparables. L'analyse comparative a montré que le modèle proposé reproduit les différents phénomènes mis en jeu lors de la mise en forme d'une pièce par formage hydromécanique. Par conséquent, la simulation numérique est un outil nécessaire pour l'optimisation des procédés d'hydroformage pour un gain de coût et de temps.

La force de serrage et la pression du fluide sont étudiées pour analyser leur influence sur la formabilité de la tôle lors de la mise en forme. Les résultats numériques des déformations principales sont comparés avec la courbe limite de formage

expérimental de l'alliage d'aluminium AA5086. En conclusion, un compromis favorable entre la force de serrage et la contre-pression du fluide sous la tôle, et plus précisément au niveau du contact tôle-matrice, est très important pour le succès de l'opération de formage.

En perspectives, la rugosité arithmétique des deux surfaces dans le cas de la lubrification mixte doit être considérée pour résoudre le problème du choix de l'épaisseur minimale du film fluide et la détermination du coefficient de frottement. Pour établir une relation entre le frottement, la charge supportée (opposée à la force de serrage) et la pression du fluide dans la zone de contact, l'équation de Reynolds doit être utilisée avec les équations donnant les vitesses et les contraintes de cisaillement dans le fluide. Ces équations peuvent également être utilisées pour répondre au problème évoqué par Hama et al. [67], qui ont conclu qu'il est difficile de réaliser un lien entre le frottement et la pression du fluide.

Enfin, aller vers une approche 3D de cette méthodologie numérique va permettre une meilleure modélisation de ce procédé, notamment l'écoulement du fluide.

## Références

- [1] M. Koc, *Hydroforming for advanced manufacturing*, Woodhead Publishing Limited, USA, 2008.
- [2] [www.ford-trucks.com](http://www.ford-trucks.com).
- [3] Z. Marciniak, J.L. Duncan, S.J. Hu, *Mechanics of Sheet Metal Forming*, Second edition, 2002.
- [4] T. Zribi A. Khalfallah, *Analyse de l'effet des paramètres matériaux sur l'hydroformage des tubes*, Congrès tunisien de mécanique, Hammamet, Tunisie, 2008.
- [5] L.H. Lang et al., *Hydroforming highlights: sheet hydroforming and tube hydroforming*, *Journal of Materials Processing Technology* 151 (2004) 165–177
- [6] K. Siegert, M. Haèussermann, B. Loèsch, R. Rieger, *Recent developments in hydroforming technology*, *Journal of Materials Processing Technology* 98 (2000) 251–258.
- [7] S.H. Zhang, *Developments in hydroforming*, *Journal of Materials Processing Technology* 91 (1999) 236–244.
- [8] A. Alaswad , K.Y. Benyounis, A.G. Olabi, *Tube hydroforming process: A reference guide*, *Materials and Design* 33 (2012) 328–339.
- [9] A. Alaswad, K.Y. Benyounis, A.G. Olabi, *Finite element comparison of single and bi-layered tube hydroforming processes*, *Simulation Modelling Practice and Theory* 19 (2011) 1584–1593
- [10] A. Alaswad, A.G. Olabi, K.Y. Benyounis, *Integration of finite element analysis and design of experiments to analyse the geometrical factors in bi-layered tube hydroforming*, *Materials and Design* 32 (2011) 838–850.
- [11] M. Ben tahar, *Contribution a l'étude et la simulation du procédé d'hydroformage*, Thèse de Doctorat de l'École des Mines de Paris, 2005
- [12] S. Thiruvurudchelvan, F.W. Travis, *Hydraulic-pressure-enhanced cup-drawing processes—an appraisal*, *Journal of Materials Processing Technology* 140 (2003) 70–75.
- [13] Harjinder Singh, *Fundamentals of Hydroforming*, Society of Manufacturing Engineers, USA, 2003.
- [14] D. Lapointe, *Conception d'un dossier de siège d'autobus en aluminium hydroformé*, Mémoire présenté pour l'obtention du grade de Maître es Science (M.Sc.), Université Laval, QUÉBEC, 2010.
- [15] F.F. Damborg, M.R. Jensen, *Hydromechanical deep drawing. Part I. Control of the blank holder force*, in: *Proceedings of the Baltic Sea Metal Forming and Cutting Seminar*, 2–3 (1998), pp. 104–111.
- [16] K. Nakamura, T. Nakagawa, *Radial pressure assisted hydraulic counter pressure deep drawing*, *J. JSTP* 26, 228 (1985) 73–80.

- [17] K. Nakamura, T. Nakagawa, *Reverse redrawing under hydraulic counter pressure with its radial pushing*, J. JSTP 26, 290 (1985) 284–290.
- [18] S.H. Zhang, J. Danckert, *Development of hydro-mechanical deep drawing*, Journal of Materials Processing Technology 83 (1998) 14–25.
- [19] G. Steinmetz, *Apport de la simulation numérique et de l'expérience pour la compréhension des phénomènes de frottement en emboutissage et hydroformage*, Thèse de Doctorat de l'École des Mines de Paris, 2005.
- [20] P. Groche, CH. Metz, *Hydroforming of unwelded metal sheets using active-elastic tools*, Journal of Materials Processing Technology 168 (2005) 195–201.
- [21] P. Hein, F. Vollertsen, *Hydroforming of sheet metal pairs*, Journal of Materials Processing Technology 87 (1999) 154–164.
- [22] F. Dohmann, Ch. Hart, *Tube hydroforming - research and practical application*, Journal of Materials Processing Technology 71 (1997) 174- 186.
- [23] M. Ahmetoglu, J. Hua, S. Kulukuru, T. Altan, *Hydroforming of sheet metal using a viscous pressure medium*, Journal of Materials Processing Technology 146, 1 (2004) 97–107.
- [24] L.B. Shulkin, R.A. Posteraro, M.A. Ahmetoglu, G.L. Kinzel, T. Altan, *Blank holder force (BHF) control in viscous pressure forming (VPF) of sheet metal*, Journal of Materials Processing Technology 98, 1 (2000) 7–16.
- [25] J. Liu, Q. Peng, Y. Liu, Z. Wang, *Viscous pressure bulging of aluminum alloy sheet at warm temperatures*, Journal of Mechanical Science and Technology 21, 10 (2007) 1505–1511.
- [26] L. Lang, J. Danckert, K. B. Nielsen, *Investigation into hydrodynamic deep drawing assisted by radial pressure Part I. Experimental observations of the forming process of aluminum alloy*, Journal of Materials Processing Technology 148 (2004) 119–131.
- [27] I. Ihsan Khalaf, *Process analysis and design in micro deep drawing utilizing a flexible die*, These de doctorat, Université de Glasgow, 2014.
- [28] A. Col, *Tôles pour mise en forme*, Techniques de l'Ingénieur, Traité Génie mécanique (B 7 520).
- [29] S. Novotny, M. Geiger, *Process design for hydroforming of lightweight metal sheets at elevated temperatures*, Journal of Materials Processing Technology, 138 (2003), 594–599
- [30] M. Koc, T. Altan, *An overall review of the tube hydroforming (THF) technology*, Journal of Materials Processing Technology 108 (2001) 384–393
- [31] A. Col, *l'emboutissage des aciers*, Dunod, Paris, 2010.
- [32] H. S. Valberg, *Applied Metal Forming*, Cambridge University Press, 2010.
- [33] S. P. Keeler, W. A. Backofen, *Plastic Instability and Fracture in Sheets Stretched Over Rigid Punches*, Trans. ASM 56, 25 (1963).
- [34] G.M. Goodwin, *Application of strain analysis to sheet metal forming problems in the press shop*, SAE paper n° 680093, January 1968.

- [35] A. Col, *Emboutissage des tôles - Importance des modes de déformation*, Techniques de l'Ingénieur, traité Matériaux métalliques, m3180, 2002.
- [36] F. Djavanroodi, A. Derogar, *Experimental and numerical evaluation of forming limit diagram for Ti6Al4V titanium and Al6061-T6 aluminum alloys sheets*, Materials and Design, Vol 31 (2010), pp.4866–4875.
- [37] K. Nakajima, T. Kikuma, K. Asuka, *Study on the formability of steel sheet*, Yawata Technical Report, n°264, September 1968.
- [38] Z. Marciniak, K. Kuczinski, *Limit strains in the process of stretch forming sheet metal*, Int. Journ. Mech. Sci., vol. 9, 1967.
- [39] D. François, *Essais mécaniques des métaux - Essais d'aptitude à la mise en forme*, Techniques de l'Ingénieur, traité Matériaux métalliques, m125, 2006.
- [40] I. Zidane, *Développement d'un banc d'essai de traction biaxiale pour la caractérisation de la formabilité et du comportement élastoplastique de tôles métalliques*, thèse de doctorat, INSA Rennes, 2009.
- [41] L. MORIN, *Influence des effets de forme et de taille des cavités, et de l'anisotropie plastique sur la rupture ductile*, Thèse de doctorat, Université Pierre et Marie Curie, Paris, 2015.
- [42] AL. Gurson, *Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part I – Yield criteria and flow rules for porous ductile media*, J Eng Mater Tech, vol. 99 (1977), pp. 2–15.
- [43] V. Tvergaard, *Influence of voids on shear band instabilities under plane strain conditions*, International Journal of Fracture, vol. 17(4) (1981), pp. 389–407.
- [44] V. Tvergaard, and A. Needleman, *Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar*, Acta Metallurgica, vol. 32(1) (1984), pp. 157–169.
- [45] C. Chu and A. Needleman, *Void nucleation effects in biaxially stretched sheets*, Journal of Engineering Materials and Technology, vol. 102 (1980), pp. 249–256.
- [46] E. Ceretti, C. Contri, C. Giardini, *Tube hydroforming on an AL7003 extruded*, Journal of Materials Processing Technology, 177 (2006), 672-675.
- [47] E. Massoni, C. Aliaga, *2D finite element simulation of tube hydroforming process*, In Simulation of Materials Processing: Theory, Methods and Applications (USA), A.A. Balkema Publishers, (1998), 893-898.
- [48] JC. Gelin, *Advances and Progresses in Sheet and Tube Hydroforming Processes*, in Advances in Material Forming, Esaform 10 years on, , ed. By F. Chinesta, E. Cueto Springer Verlag, 2007.
- [49] M. Jansson, L. Nilsson and K. Simonsson, *On constitutive modelling of aluminium alloys for tube hydroforming applications*, Int. J. Plast. 21 (2005), 1041–1058.
- [50] JC. Gelin, C. Labergere, S. Thibaud, *Recent advance in process design for sheet and tube hydroforming*, in Advances in Material Forming Processes, ed. By D. Banabic, Springer Verlag, 2007.

- [51] S. K. Singh and D. Ravi Kumar, *Effect of process parameters on product surface finish and thickness variation in hydro-mechanical deep drawing*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 204 (2008), pp. 169-178.
- [52] L. Lang, J. Danckert and K. B. Nielsen, *Investigation into the effect of pre-bulging during hydromechanical deep drawing with uniform pressure onto the blank*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 44 (2004), pp. 649-657.
- [53] L. Lang, J. Danckert and K. B. Nielsen, *Study on hydromechanical deep drawing with uniform pressure onto the blank*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 44 (2004), pp. 495-502.
- [54] Y. Qin, R. Balendra, *Design considerations for hydromechanical deep drawing of sheet components with concave features*, Journal of Materials Processing Technology, 145 (2008), 163-170.
- [55] Yossifon, S., Tirosh, J., *on the permissible fluid-pressure path in hydroforming deep drawing processes, analysis of failures and experiments*, Journal of engineering for industry, 110 (1988), 146-152.
- [56] Yossifon, S., Tirosh, J., *Hydroforming process of uniform wall thickness products*, ASME Journal of engineering for industry, 99 (1977), 685-691.
- [57] J. Tirosh, P. Konvila, *On the Hydrodynamic Deep Drawing Process*, Int. J. Mech. Sci., 27 (1985), 595-608.
- [58] S. Yossifon, J. Tirosh, *Buckling Prevention by Lateral Pressure in Hydroforming Deep Drawing*, Int. J. Mech. Sci., 27 (1985), 177-185.
- [59] S. Yossifon, J. Tirosh, *Rupture Instability in Hydroforming Deep Drawing Process*, Int. J. Mech. Sci., 27 (1985), 559-570.
- [60] J.C. Gelin, P. Delassus, *Modeling and simulation of the Aquadraw deep drawing process*, Annals of the CIRP, Vol. 42/1 (1993), 305-309.
- [61] J.C. Gelin, P. Delassus, J.F. Fontaine, *Experimental and numerical modeling of the effects of process parameters in the aquadraw deep drawing process*, J. Mater. Process. Technol., 45 (1994), 329-334.
- [62] S. Bagherzadeh and al., *Numerical and experimental investigations of hydromechanical deep drawing process of laminated aluminum/steel sheets*, Journal of Manufacturing Processes 18 (2015), 131–140.
- [63] L.H. Lang, J. Danckert, K. B. Nielsen, D. C. Kang, S. H. Zhang, *Key technologies of the simulation of the hydrodynamic deep drawing of irregular parts*, Journal of Materials Processing Technology 150 (2004), 40–47.
- [64] M.R. Jensen, L. Olovsson, J. Danckert, *Numerical model for the oil pressure distribution in the hydromechanical deep drawing process*, Journal of Materials Processing Technology 103 (2000), 74-79.
- [65] T. Hama, K. Kurisu, K. Matsushima, H. Fujimoto, H. Takuda, *Outflow characteristics of a pressure medium during sheet hydroforming*, ISIJ International, vol. 49 (2009), No. 2, pp. 239-246.

- [66] T. Hama, K. Matsushima, T. Kitajima, H. Fujimoto, H. Takuda, *Correlation between sheet deformation and hydraulic pressure variation during sheet hydroforming*, ISIJ International, vol. 49 (2009), No. 11, pp. 1736-1743.
- [67] T. Hama, T. Kitajima, Y. Nishimura, H. Fujimoto, H. Takuda, *Effect of outflow volume of pressure medium on fluid-lubrication effect during sheet hydroforming*, materials transactions, vol. 53, No. 5 (2012), pp. 826-832.
- [68] C. Labergere, J.C. Gelin, *Numerical simulation of sheet hydroforming taking into account analytical pressure and fluid flow*, Journal of Materials Processing Technology, 212 (2012), 2020–2030.
- [69] Y. Horikoshi, T. Kuboki, M. Murata, K. Matsui and M. Tsubokura, *Die design for deep drawing with high-pressured water jet utilizing computer fluid dynamics based on Reynolds equation*, Journal of Materials Processing Technology, 218 (2015), 99–106
- [70] SCHULER GmbH, *Metal Forming Handbook /Schuler*, Springer, Germany, 1998.
- [71] K. Siegert and S. Wagner, *Hydroforming sheet metal forming components*, Chapter in: Hydroforming for advanced manufacturing, edited by M. Koç, Woodhead Publishing Limited, 2008.
- [72] K. Siegert, *Blechumformung: verfahren, werkzeuge und maschinen, “ le formage de tôles: processus, usine et machines“*, Springer 2015.
- [73] T. khandeparkar, *Investigations on hydromechanical deep drawing sheet metal components with high counter pressure*, Dissertation University of Stuttgart, 2007.
- [74] E. Siebel, *Der Niederhalterdruck beim Tiefziehen “la pression du serre-flan en emboutissage“*, Z. Stahl und Eisen, 4 (1954), 155–158.
- [75] J. Halling, *Principle of Tribology*, Mac Millan Press London, 1975.
- [76] Sh. Wen, P. Huang, *Principles of Tribology*, Tsinghua University press, Published by John Wilye & Sons, 2012.
- [77] N. Patir, H.S. Cheng, *An Average Flow Model for Determining Effects of Three-Dimensional Roughness on Partial Hydrodynamic Lubrication*, Journal of Lubrication Technology, (1978) Vol. 100, pp. 12-17.
- [78] J. Frêne, D. Nicolas, B. Degueurce, D. Berthe and M. Godet, *Hydrodynamic lubrication: Bearings and Thrust Bearings*, Tribology Series n° 33 Elsevier, 1997.
- [79] O. Reynolds, *on the theory of lubrication and its application to Mr Beauchamp tower's experiments, including an experimental determination of the viscosity of olive oil*. Philos. Trans. R. Soc. Lond., 177(1886), 157-234.
- [80] J. Frêne, *Butées et paliers hydrodynamiques*, Techniques de l'Ingénieur, traité génie mécanique, B5320, 1995.
- [81] I. Thanasan, J. Suwat, T. Sirichan and D. Pramote, *FEA based optimization of blank holder force and pressure for hydromechanical deep drawing of parabolic*

- cup using 2-d interval halving and RSM methods*, Engineering Journal, 14 (2010), 2,15.
- [82] D. Bonneau, A. Fatu, D. Souchet, *mixed lubrication in hydrodynamic bearings*, Numerical methods in engineering series, Wiley-ISTE, 2014.
- [83] A. Fatu, *étude numérique et expérimentale des paliers de moteur thermique et des joints d'étanchéité dynamique*, habilitation à diriger des recherches. université de Poitiers, 2013.
- [84] R. DRAGOMIR FATU, *étude et modélisation de la lubrification mixte et des modes d'avaries associées dans les paliers moteur*, thèse de doctorat de l'université de Poitiers, 2009.
- [85] Ch. Minet, *lubrification mixte des étanchéités dynamiques : application aux garnitures mécaniques d'étanchéité*, thèse de doctorat de l'université de Poitiers, 2009.
- [86] N. Patir, H.S. Cheng, *Application of Average Flow Model to Lubrication Between Rough Sliding Surfaces*, Journal of Lubrication Technology, Vol. 101 (1979), pp. 220-229.



## Annexe 1

```
!Subroutine VDLOAD
Module DONNEES
  Implicit None
  REAL, ALLOCATABLE :: XN(:)
  REAL, ALLOCATABLE :: YN(:)
  REAL, ALLOCATABLE :: VXN(:)
  REAL, ALLOCATABLE :: VYN(:)
  REAL, ALLOCATABLE :: PN(:)

  REAL :: Rcont
  REAL :: Ycont
  REAL :: PI
  REAL :: Pcav
  REAL :: Vinit
  REAL :: Xsi
  REAL :: Vp
  REAL :: Vf
  REAL :: Temps
  REAL :: TempsP
  REAL :: VISCOSITE
  REAL :: XR(1000), HR(1000), VXR(1000), UR(1000),
WR(1000), PR(1000), tau(1000)
  REAL DTA

  INTEGER, ALLOCATABLE :: KODEC(:)

  Integer :: NN
  Integer :: NCALL
  Integer :: FUIITE
  Integer :: Istep
  Integer :: ITEMPS

  CHARACTER*256 NOM_REP
  INTEGER :: LONG_REP

EndModule
subroutine vdload ( &
  nblock, ndim, stepTime, totalTime, &
  amplitude, curCoords, velocity, dirCos, jltyp, sname,
&
  value )

  USE DONNEES
  include 'vaba_param.inc'

  dimension curCoords(nblock,ndim),
velocity(nblock,ndim), &
  dirCos(nblock,ndim,ndim), value(nblock)
  character*80 sname

  INTEGER I

  IF (stepTime == 0.0) THEN
```

```

        IF( .NOT.ALLOCATED(XN) )THEN
            call Initialisation(nblock)
            NN = nblock+1
            ISTEP = 0
        ELSE
            NN = NN + nblock
        ENDIF

    ENDIF

    IF (stepTime > 0 ) THEN
        TempsP = Temps
        Temps = stepTime

        IF (TempsP < Temps) THEN
            DTA = TempsS-TempsP
            XN(1) = 0.0
            YN(1) = curCoords(1,2)
            VXN(1) = velocity(1,1)
            VYN(1) = velocity(1,2)
            DO I = 1, nblock
                XN(I+1) = curCoords(I,1)
                YN(I+1) = curCoords(I,2)
                VXN(I+1) = velocity(I,1)
                VYN(I+1) = velocity(I,2)
                value(I) = PN(I+1)
            ENDDO
            ITEMPS = 1
        ELSE ! Temps == Tempsp
            DO I = 1, nblock
                XN(1+ITEMPS*136+I) = curCoords(I,1)
                YN(1+ITEMPS*136+I) = curCoords(I,2)
                VXN(1+ITEMPS*136+I) = velocity(I,1)
                VYN(1+ITEMPS*136+I) = velocity(I,2)
                value(I) = PN(1+ITEMPS*136+I)
            ENDDO
            ITEMPS = ITEMPS + 1
            IF (nblock < 136) THEN
                ISTEP = ISTEP + 1
                Call Calcul()
            ENDIF
        ENDIF
    ENDIF

    return

end subroutine

Subroutine Calcul()

    USE DONNEES

    Implicit None

    INTEGER :: I, LONGFICH, J, ICONT
    REAL :: Vpp, Hmin, Vfp, DEPL

```

```

CHARACTER  NOMFICH*256

Hmin =...

KODEC = 0

Vpp = Vp
Vfp = Vf
Vp = 0.0

DO I = 2, NN
  IF (XN(I) < Rcont) THEN
    DEPL = ((Ycont - YN(I)) + (Ycont - YN(I-1)))/2.0
    Vp = Vp + PI*DEPL*(XN(I)*XN(I)-XN(I-1)*XN(I-1))
  ENDIF
ENDDO

IF ( Pcav > 0) THEN
  FUIITE = 1
  DO I = 1, NN
    IF (XN(I) >= Rcont) THEN
      IF( YN(I) - Ycont <= Hmin )THEN
        FUIITE = 0
        ICONT = I
        DO J = I, NN
          KODEC(J) = 1
          PN(J) = 0.0
        ENDDO
        exit
      ENDIF
    ENDIF
  ENDDO
ENDIF
IF (FUIITE == 1) THEN
  J = 0
  DO I = 1, NN
    IF (XN(I) >= Rcont) THEN
      J = J + 1
      XR(J) = XN(I)
      HR(J) = YN(I)-Ycont
      UR(J) = VXN(I)
      WR(J) = VYN(I)
    ENDIF
  ENDDO

  CALL Reynolds(J)

!      Write(NOMFICH, '(A3,I5.5,A4)') 'H_P', Istep, '.dat'
      Write(NOMFICH, '(A7)') 'H_P.dat'
      LONGFICH = LEN_TRIM(NOMFICH)
      OPEN (17, FILE =
NOM_REP(1:LONG_REP)//NOMFICH(1:LONGFICH), &
          STATUS = 'UNKNOWN')

      DO I = 1, J
        write(17,*)XR(I), HR(I), PR(I), tau(I)
      ENDDO

```

```

Close(17)

J = 0
DO I = 1, NN
  IF (XN(I) >= Rcont) THEN
    J = J + 1
    PN(I) = PR(J)
  ENDIF
ENDDO
ELSE
  J = 0
  DO I = 1, NN
    IF (XN(I) >= Rcont) THEN
      J = J + 1
      PN(I) = 0
    ENDIF
  ENDDO
ENDIF

Pcav = Pcav + 1/Xsi*log((Vinit-Vpp+Vfp)/(Vinit-Vp+Vf))

IF (FUIITE == 0) THEN
  DO I = 1, ICONT
    PN(I) = Pcav
  ENDDO
ELSE
  DO I = 1, NN
    IF (XN(I) < Rcont) THEN
      PN(I) = Pcav
    ENDIF
  ENDDO
ENDIF

if (pcav > 44) then
  pcav = 44
endif

Write(NOMFICH,'(A9)')'Bilan.dat'
LONGFICH = LEN_TRIM(NOMFICH)
OPEN (17, FILE =
NOM_REP(1:LONG_REP)//NOMFICH(1:LONGFICH), &
STATUS = 'UNKNOWN', ACCESS='APPEND')
!   write(17,'(e16.8,3(1x,e16.8))')Temps, Pcav, Vp!, Vpp
write(17,*)Temps, Pcav, Vp, Vf, FUIITE
Close(17)

Write(NOMFICH,'(A9)')'X_Y_P.dat'
LONGFICH = LEN_TRIM(NOMFICH)
OPEN (17, FILE =
NOM_REP(1:LONG_REP)//NOMFICH(1:LONGFICH), &
STATUS = 'UNKNOWN')
DO I = 1, NN

```

```

        write(17,*)XN(I), YN(I), PN(I)
ENDDO
Close(17)

Endsubroutine

Subroutine Initialisation()

Use DONNEES
Implicit None

Integer LONGFICH, NNMAX
CHARACTER NOMFICH*256

NOM_REP = 'C:\.....\'
LONG_REP = LEN_TRIM(NOM_REP)
Write(NOMFICH,'(A9)') 'Bilan.dat'
LONGFICH = LEN_TRIM(NOMFICH)
OPEN (17, FILE =
NOM_REP(1:LONG_REP)//NOMFICH(1:LONGFICH), &
STATUS = 'UNKNOWN')
write(17,*)' Temps Pcav Vp VF Fuite'
Close(17)

NNMAX = 2000

ALLOCATE (XN(NNMAX))
XN = 0.0
ALLOCATE (YN(NNMAX))
YN = 0.0
ALLOCATE (VXN(NNMAX))
VXN = 0.0
ALLOCATE (VYN(NNMAX))
VYN = 0.0
ALLOCATE (PN(NNMAX))
PN = 0.0
ALLOCATE (KODEC(NNMAX))
KODEC = 0
FUITE = 0 ! 1 si il y a une fuite
Pcav = 0.0
Vinit = ...
Rcont = ...
Ycont = ...
XSI = ...
Istep = 0
PI = 4.0D0*ATAN(1.0D0)
Temps = 0.0
TempsP = 0.0
Vp = 0.0
Vf = 0.0
VISCOSITE = ...

Endsubroutine
Subroutine Reynolds(N)

```

```

USE DONNEES
implicit none
INTEGER N, I
REAL aa, bb, cc, DP, Q, DU
REAL a(2000), b(2000), c(2000), d(2000)

a = 0.0
b = 0.0
c = 0.0
d = 0.0
PR(1) = Pcav
PR(N) = 0.0

DO I = 2, N-1

    aa = (XR(i)+XR(i-1))*(HR(i)**3+HR(i-1)**3)/(XR(i)-
XR(i-1)) / (XR(i+1)-XR(i-1))/12.0/VISCOSITE
    cc = (XR(i)+XR(i+1))*(HR(i)**3+HR(i+1)**3)/(XR(i+1)-
XR(i)) / (XR(i+1)-XR(i-1))/12.0/VISCOSITE
    b(i) = -( aa + cc)
    d(i) = UR(i)/2.0*(HR(i)-XR(i))*(HR(i+1)-HR(i-
1))/ (XR(i+1)-XR(i-1))

    IF (I == 2) THEN
        d(i) = d(i) - PR(1)*aa
    ELSE
        a(i) = aa
    ENDIF

    IF (I == N-1) THEN
        d(i) = d(i) -0.0*cc
    ELSE
        c(i) = cc
    ENDIF

ENDDO

DO I = 3, N-1
    a(i) = a(i)/b(i-1)
    b(i) = b(i) - a(i)*c(i-1)
    d(i) = d(i) - a(i)*d(i-1)
ENDDO

PR(N-1) = d(n-1)/b(n-1)
DO I = N-2, 2, -1
    PR(I) = (d(i)-c(i)*PR(i+1))/b(i)
ENDDO

DO I = 1, N
    PR(I) = MAX(PR(I), -0.1)
ENDDO

DP = (PR(N) - PR(N-1))/(XR(N) - XR(N-1))

```

```
Q = (-DP*HR(N)**3/12.0/VISCOSITE +  
UR(N)*HR(N)/2.0)*2.0*PI*XR(N)
```

```
Q = MAX(Q, 0.0)
```

```
Vf = Vf + Q*DTA
```

```
EndSubroutine
```