



**HAL**  
open science

**DEVELOPPEMENT D'UNE METHODE POUR  
QUALIFIER LA DEFORMATION D'UN PRODUIT  
ISSU D'UN TRAITEMENT THERMIQUE.  
APPROCHES EXPERIMENTALE ET NUMERIQUE**

Cyril Nicolas

► **To cite this version:**

Cyril Nicolas. DEVELOPPEMENT D'UNE METHODE POUR QUALIFIER LA DEFORMATION D'UN PRODUIT ISSU D'UN TRAITEMENT THERMIQUE. APPROCHES EXPERIMENTALE ET NUMERIQUE. Mécanique [physics.med-ph]. Arts et Métiers ParisTech, 2009. Français. NNT : 2009ENAM0019 . tel-00440767

**HAL Id: tel-00440767**

**<https://pastel.hal.science/tel-00440767v1>**

Submitted on 11 Dec 2009

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

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



Ecole doctorale n° 432 : Sciences des Métiers de l'Ingénieur

## THÈSE

pour obtenir le grade de

**Docteur**

de

**l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers**

**Spécialité "Mécanique"**

*présentée et soutenue publiquement  
par*

**Cyril NICOLAS**

le 9 septembre 2009

**DEVELOPPEMENT D'UNE METHODE POUR QUALIFIER LA  
DEFORMATION D'UN PRODUIT ISSU D'UN TRAITEMENT  
THERMIQUE. APPROCHES EXPERIMENTALE ET NUMERIQUE**

*Directeur de thèse : Régis BIGOT*

*Co-encadrements de la thèse : Stéphane LELEU, Cyrille BAUDOIN*

Jury :

**M. Laurent DUBAR**, Professeur, LAMIH, Université de Valenciennes..... Rapporteur  
**M. François VILLENEUVE**, Professeur, G-SCOP, Université Joseph Fourier de Grenoble..... Rapporteur  
**M. Arnaud POITOU**, Professeur, GEM, Ecole Centrale de Nantes ..... Examineur  
**M. Mihaela TEODORESCU**, Docteur, ASCOMETAL CREAS..... Examineur  
**M. Tony MONTESIN**, Professeur, LICB, Université de Bourgogne ..... Examineur  
**M. Cyrille BAUDOIN**, Docteur, LCFC, Arts et Métiers ParisTech, Metz ..... Examineur  
**M. Régis BIGOT**, Professeur, LCFC, Arts et Métiers ParisTech, Metz ..... Examineur  
**M. Stéphane LELEU**, Maître de Conférences, L2MA, Arts et Métiers ParisTech, Lille..... Examineur

**Laboratoire de Conception Fabrication Commande**  
*Arts et Métiers ParisTech, centre de Metz*

*Arts et Métiers ParisTech (Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers) est un Grand Etablissement  
dépendant du Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche, composé de huit centres :  
AIX-EN-PROVENCE ANGERS BORDEAUX CHÂLONS-EN-CHAMPAGNE CLUNY LILLE METZ PARIS*



# AVANT-PROPOS (CONFIDENTIALITE)

Les travaux présentés dans ce manuscrit ont été menés en étroite collaboration industrielle avec la société ASCOMETAL et son centre de recherche sur les aciers, le CREAS. Dans un souci de confidentialité, les compositions chimiques exactes des nuances d'acier étudiées ne sont pas divulguées. Elles sont remplacées par les dénominations suivantes :

**Nuance 1** : 0,2 – 0,3 % C, présence de Cr, Mn et Mo

**Nuance 2** : 0,2 – 0,3 % C, présence de Cr, Ni et Mo

**Nuance 3** : 0,2 – 0,3 % C, présence de Cr et Mo

**Nuance 4** : 0,3 – 0,4 % C, présence de Cr, Ni et Mo

Ces quatre nuances d'acier sont utilisées pour des pièces sollicitées en fatigue, comme c'est le cas dans le secteur des transports (automobiles, poids lourds, machines agricoles, etc.). Ces pièces mécaniques peuvent être, par exemple, des pignons pour boîtes de vitesses, des différentiels ou des organes de transmission.

*« Nous ne sommes savants que de la science présente ». (Montaigne – Les essais)*

# REMERCIEMENTS

Ce travail a été réalisé à l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers de Metz (Arts et Métiers ParisTech, Centre de Metz) au sein du Laboratoire de Génie Industriel et de Productique Mécanique (LGIPM). Celui-ci s'appelle désormais le Laboratoire de Conception Fabrication Commande (LCFC) et Monsieur Patrick MARTIN en est le directeur. Je tiens à le remercier pour la qualité d'accueil et d'intégration dans l'équipe de recherche.

Comme la thèse est avant tout une épopée prenante et passionnante, je tiens à remercier en premier lieu ma famille et mes amis pour m'avoir soutenu (et supporté) moralement au cours des moments difficiles. Je pense surtout à ma femme, à mes parents, à mes beaux parents et à mes collègues (et amis) qui m'ont aidé à me ressourcer quand cela était nécessaire. J'adresse un vif « merci ! » à Madame Sandra ZIMMER, ma collègue (et amie) de bureau, sans qui ce manuscrit de thèse n'aurait certainement pas pu voir le jour.

Merci à l'ensemble des membres du jury pour leurs remarques et conseils constructifs. Je remercie vivement Monsieur L. DUBAR, du LAMIH à l'Université de Valenciennes et Monsieur F. VILLENEUVE, du G-SCOP à l'Université Joseph Fourier de Grenoble qui m'ont fait l'honneur de juger ces travaux par une lecture scientifique approfondie de ce manuscrit.

Mes remerciements s'adressent également à Monsieur T. MONTESIN, du LICB à l'Université de Bourgogne pour avoir accepté de présider le jury d'évaluation de ces travaux de thèse. Merci à Monsieur A. POITOU, du GEM à l'Ecole Centrale de Nantes, d'avoir participé au jury par visioconférence.

Je tiens à remercier mon directeur de thèse, Monsieur Régis BIGOT, pour m'avoir fait confiance et avoir mis à ma disposition tous les moyens techniques, humains et financiers possibles. Je le remercie également pour l'ensemble des critiques constructives qu'il a su apporter à ces travaux de recherches.

Je remercie également Messieurs Cyrille BAUDOIN et Stéphane LELEU, codirecteurs de ma thèse, pour m'avoir encouragé et guidé par leurs conseils avisés sur les aspects métrologiques. Que Monsieur Jean-Marie DAVID, professeur Arts et Métiers ParisTech au centre de Lille, soit également remercié pour avoir échangé, avec ferveur, ses compétences sur la mesure dimensionnelle.

J'exprime ma sincère reconnaissance à Madame Mihaela TEODORESCU, coordinatrice industrielle de ma thèse, pour son soutien scientifique, technologique et humain. Je la remercie sincèrement pour l'aide apportée sur les aspects numériques et physiques qui ont permis une meilleure compréhension de la déformation en traitement thermique. Par ailleurs, merci au partenaire industriel de ma thèse, le Centre de REcherche d'Ascométal (CREAS), pour son soutien scientifique et technique auxquels s'ajoute, en complément de la Région Lorraine, le soutien financier.

Merci à l'équipe d'usinage de l'ENSAM de Metz, notamment Messieurs Olivier BOMONT et Daniel BOEHM, pour leur accueil, leur disponibilité et la confiance qu'ils m'ont témoignée lors des nombreuses utilisations des moyens métrologiques.

Je n'oublie pas l'équipe de Forge dans laquelle j'ai développé mes aptitudes, en tant

qu'enseignant, sur les procédés de mise en forme par déformation plastique. Aussi, je remercie monsieur Tudor BALAN pour m'avoir aidé à progresser dans ce domaine et messieurs Rémi BOUTRON, Sylvio DE PAOLIS et Luc MORHAIN pour leur précieuse assistance technique.

J'adresse de chaleureux remerciements aux secrétaires de l'établissement, et plus particulièrement à Nora DEHAS dont le dévouement et la bonne humeur à toutes épreuves égailent la vie du laboratoire. Merci également à l'équipe du Service Commun Informatique pour son assistance technique au cours de ces travaux de thèse.

Un grand merci, à tous ceux avec qui j'ai passé de bons moments en salle de convivialité et qui se reconnaîtront à coup sûr.

Enfin, "last but not least", encore un grand merci à ma femme, Emmanuelle, pour son soutien permanent et la patience dont elle a fait preuve lors des nombreuses (et longues) journées et soirées consacrées à ces travaux de recherches. Merci également à Nino pour l'animation qu'il a su distiller tout au long de la rédaction de ce manuscrit.

# TABLE DES MATIERES

---

INTRODUCTION GENERALE.....	1
----------------------------	---

---

## CHAPITRE I : ETAT DE L'ART SUR L'IDENTIFICATION ET LA QUALIFICATION DES DEFORMATIONS EN TRAITEMENT THERMIQUE..... 5

### INTRODUCTION DU CHAPITRE I..... 7

1. DEFORMATIONS EN TRAITEMENT THERMIQUE.....	8
1.1. Leurs origines .....	8
1.2. Les leviers d'actions pour les minimiser.....	9
1.3. Comment les identifier et les caractériser ? .....	11
2. L'APPROCHE DEDUCTIVE.....	11
2.1. Modèles à base de connaissances .....	11
2.2. Outils numériques de type éléments finis.....	12
2.2.1. Principes appliqués aux traitements thermiques .....	13
2.2.2. Nécessité de l'expérience pour les modèles numériques .....	16
3. L'APPROCHE INDUCTIVE .....	18
3.1. Faits expérimentaux .....	18
3.1.1. Hétérogénéité des contraintes résiduelles .....	18
3.1.2. Hétérogénéité de la métallurgie .....	18
3.1.3. Hétérogénéité des traitements thermiques .....	20
3.2. Dissociation et modélisation des déformations .....	21
3.3. Contrôle des déformations .....	23
4. LA MESURE DIMENSIONNELLE.....	25
4.1. Comment obtenir les modifications géométriques des surfaces ? .....	26
4.1.1. Surface théorique et surface réelle .....	26
4.1.2. Opérations sur les éléments géométriques .....	27
4.1.3. Stratégie d'échantillonnage : nombre et distribution des points de mesure .....	28
4.2. Comment évaluer les éléments mesurés ? .....	29
4.2.1. Méthode d'optimisation .....	29
4.2.2. Critères d'optimisation.....	30
4.2.3. Choix du critère d'optimisation et contexte d'utilisation .....	31
5. LA MACHINE A MESURER TRIDIMENSIONNELLE.....	32
5.1. Présentation .....	32
5.2. Les différents dispositifs mesurants .....	33
5.2.1. Le palpeur de forme.....	33
5.2.2. Le palpeur à bille .....	33
5.2.3. Le palpeur sans contact.....	36
5.3. Incertitudes d'une machine à mesurer tridimensionnelle .....	37
5.3.1. Définition .....	37
5.3.2. Erreurs systématiques .....	38
5.3.3. Erreurs aléatoires .....	39
5.3.4. Modélisation de l'incertitude de mesure.....	39
6. CONCLUSIONS .....	40

## CHAPITRE II : METHODE DEVELOPPEE POUR QUALIFIER TECHNOLOGIQUEMENT LES DEFORMATIONS ..... 43

### INTRODUCTION DU CHAPITRE II..... 45

1. OBJECTIFS ET PARTICULARITES DE LA METHODE DEVELOPPEE .....	46
2. OBTENTION DES IMAGES GEOMETRIQUES (ETAPE 1).....	47
2.1. Par la mesure d'une pièce « réelle » .....	47
2.1.1. Principe.....	47



2.1.2.	Incertitude sur la mesure d'une pièce réelle.....	48
2.2.	Par la mesure d'une pièce « virtuelle ».....	49
2.2.1.	Contexte.....	49
2.2.2.	Principe de la mesure d'une pièce virtuelle.....	49
2.2.3.	Incertitude sur la mesure d'une pièce virtuelle.....	49
3.	DECOMPOSITION VECTORIELLE DES PHENOMENES DE DEFORMATIONS (ETAPE 3) _____	51
3.1.	Introduction.....	51
3.1.1.	Définition des espaces vectoriels utilisés.....	51
3.1.2.	Hypothèses.....	52
3.1.3.	Vecteur résidu et critère d'optimisation.....	52
3.2.	Développement mathématique de la méthode d'optimisation.....	53
3.3.	Phénomènes associés au corps rigide et au corps déformable.....	54
3.4.	Vérification des hypothèses.....	54
4.	CHOIX DES PHENOMENES DE DEFORMATIONS (ETAPE 2) _____	55
4.1.	Lien avec les paramètres physiques et technologiques.....	55
4.1.1.	Déport des matrices en forge.....	55
4.1.2.	Dilatation thermique des matrices de forge.....	56
4.2.	Evaluation de la pertinence des signatures modélisant les phénomènes.....	58
4.2.1.	Présentation de la propagation de l'incertitude de mesure sur les phénomènes.....	58
4.2.2.	Hypothèses.....	59
4.2.3.	Développement mathématique.....	59
4.2.4.	Exemple.....	59
5.	ALGORITHME PROPOSE _____	61
6.	EXEMPLE DE MISE EN OEUVRE _____	63
6.1.	Hypothèses.....	63
6.1.1.	Géométrie d'étude.....	63
6.1.2.	Phénomènes à identifier.....	63
6.2.	Déroulement des étapes de la méthode.....	63
6.2.1.	Description des signatures des phénomènes.....	64
6.2.2.	Ecriture de la matrice Mph.....	65
6.2.3.	Dissociation des phénomènes par la méthode d'optimisation.....	65
6.3.	Influence du nombre de points uniformément répartis.....	66
6.3.1.	Sur les amplitudes des phénomènes identifiés.....	66
6.3.2.	Sur les incertitudes des amplitudes.....	67
6.4.	Influence de la répartition des points.....	67
6.4.1.	Sur les amplitudes des phénomènes identifiés.....	68
6.4.2.	Sur les incertitudes des amplitudes.....	68
7.	CONCLUSIONS _____	70
<b>CHAPITRE III : MISE EN OEUVRE DE LA METHODOLOGIE PROPOSEE SUR UNE GEOMETRIE TEST : LE CROISSANT.....</b>		<b>73</b>
<b>INTRODUCTION DU CHAPITRE III.....</b>		<b>75</b>
1.	LE CROISSANT ET SON PROCESSUS DE FABRICATION _____	76
1.1.	Particularités de cette géométrie pour l'étude des déformations en traitements thermiques.....	76
1.1.1.	Présentation de la géométrie.....	76
1.1.2.	Influence de la géométrie sur les structures finales.....	76
1.1.3.	L'ouverture des pinces, une déformation typique en traitement thermique.....	78
1.1.4.	Couplage avec la simulation numérique.....	79
1.1.5.	Synthèse.....	79
1.2.	Processus de fabrication.....	79
1.2.1.	Etape 1 : Coulée et obtention des nuances d'acier.....	79
1.2.2.	Etape 2 : Usinage.....	79
1.2.3.	Etape 3 : Recuit de détensionnement.....	80
1.2.4.	Etape 4 : Traitements thermiques.....	80
1.2.5.	Préparation des surfaces pour la mesure.....	81
1.3.	Données expérimentales nécessaires à la simulation.....	81
1.3.1.	Lois de comportement thermique-mécanique-métallurgique des matériaux.....	82
1.3.2.	Procédés de chauffe et de trempé.....	83
1.4.	Campagnes de mesures expérimentales.....	88

1.4.1.	Campagne n°1 : trempe huile.....	88
1.4.2.	Campagne n°2 : trempes gaz.....	88
2.	IMAGES GEOMETRIQUES OBTENUES PAR MESURE REELLE _____	89
2.1.	Choix du matériel de mesure -----	89
2.1.1.	Montage de mise en position .....	89
2.1.2.	Palpeur, stylet et allonge .....	89
2.2.	Création du repère de mesure du croissant -----	90
2.3.	Stratégie d'échantillonnage -----	91
2.3.1.	Partition du croissant en éléments élémentaires.....	91
2.3.2.	Nombre et distribution des points théoriques.....	91
2.3.3.	Détermination des points théoriques en fonction des contraintes de mesure .....	92
2.4.	Incertitude sur la mesure d'un croissant réel -----	94
3.	IMAGES GEOMETRIQUES OBTENUES PAR MESURE VIRTUELLE _____	95
3.1.	Application du palpage virtuel-----	95
3.1.1.	Exportation des nœuds du maillage et formation des éléments simples .....	95
3.1.2.	Obtention des facettes et des points de « mesure » virtuels .....	96
3.1.3.	Finalisation .....	98
3.2.	Validation de l'algorithme de palpage -----	98
3.2.1.	Comparaison qualitative .....	98
3.2.2.	Comparaison quantitative du volume .....	100
3.3.	Incertitude sur la mesure d'un croissant virtuel-----	101
4.	ANALYSE DES ECARTS ET CHOIX DES PHENOMENES _____	102
4.1.	Maquette informatique développée -----	103
4.1.1.	Présentation.....	103
4.1.2.	Interface graphique .....	104
4.2.	Identification des phénomènes à trois stades de la fabrication du croissant -----	104
4.2.1.	Défauts après usinage .....	105
4.2.2.	Déformations après recuit de détensionnement .....	106
4.2.3.	Déformations après trempe huile .....	107
4.2.4.	Conclusions.....	109
4.3.	Origine physique des phénomènes de déformations en trempe et choix de leurs signatures-----	109
4.3.1.	Phénomènes de déplacements du croissant en tant que corps rigide.....	110
4.3.2.	Phénomènes de déformations du croissant en tant que corps déformable .....	111
4.3.3.	Augmentation du niveau de détail des signatures des génératrices des cylindres.....	116
4.4.	Evaluation de la pertinence des signatures -----	118
4.4.1.	Linéarité des signatures des phénomènes .....	118
4.4.2.	Indépendance des signatures des phénomènes.....	119
4.4.3.	Conclusions.....	119
5.	DISSOCIATION DES PHENOMENES _____	120
5.1.	Amplitudes des phénomènes de déformations -----	120
5.1.1.	Croissants de la nuance 1 .....	120
5.1.2.	Croissants de la nuance 2 .....	121
5.2.	Analyse des écarts résiduels après dissociation des phénomènes-----	122
6.	CONCLUSIONS _____	124

---

**CHAPITRE IV : INFLUENCE DU MILIEU DE TREMPE ET DE LA NUANCE D'ACIER SUR LES DEFORMATIONS DU CROISSANT ..... 125**

**INTRODUCTION DU CHAPITRE IV..... 127**

---

1.	PREAMBULE _____	128
2.	ANALYSE A ISO-NUANCE _____	128
2.1.	Nuance 1 -----	128
2.1.1.	Remarques générales .....	128
2.1.2.	Phénomènes de déformations remarquables .....	129
2.1.3.	Synthèse.....	130
2.2.	Nuance 2 -----	131
2.2.1.	Remarques générales .....	131
2.2.2.	Phénomènes de déformations remarquables .....	131
2.2.3.	Synthèse.....	132

2.3.	Nuance 3 .....	133
2.3.1.	Remarques générales .....	133
2.3.2.	Phénomènes de déformations remarquables .....	133
2.3.3.	Synthèse .....	134
2.4.	Conclusions de l'analyse à iso-nuance .....	135
3.	ANALYSE A « ISO-TREMPE » .....	136
3.1.	Trempe gaz 3b .....	136
3.2.	Trempe gaz 12b .....	137
3.3.	Trempe gaz 18b .....	138
3.4.	Trempe huile .....	139
3.5.	Conclusions de l'analyse à iso-trempe .....	141
4.	ANALYSE A ISO-DURETE .....	141
4.1.	Mesures des duretés des croissants .....	141
4.2.	Comparaison quantitative des croissants à iso-dureté à cœur .....	143
4.3.	Conclusions de l'analyse à iso-dureté .....	144
5.	CONCLUSIONS .....	145

---

**CHAPITRE V : EXPLOITATION DE LA METHODOLOGIE POUR LA CONFRONTATION DES RESULTATS EXPERIMENTAUX AUX SIMULATIONS NUMERIQUES ..... 147**

**INTRODUCTION DU CHAPITRE V ..... 149**

---

1.	SIMULATION NUMERIQUE DES TRAITEMENTS THERMIQUES .....	150
1.1.	Présentation du logiciel Forge® 2008 et de son module de trempe .....	150
1.2.	Détermination du pas de température optimal .....	151
1.2.1.	Définition appliquée au refroidissement .....	151
1.2.2.	Effet du pas de température $\Delta T_{max}$ sur le pas de temps .....	152
1.2.3.	Influence de ce pas de température en chauffe et en refroidissement .....	153
1.2.4.	Conclusions .....	154
1.3.	Détermination du maillage optimal utilisé lors des simulations numériques .....	154
1.3.1.	Diminutions préalables du nombre de nœuds du maillage .....	155
1.3.2.	Détermination du nombre optimal de nœuds .....	155
1.4.	Simulation de la chauffe avec prise en compte de la formation de l'austénite .....	157
2.	ANALYSE DES SIMULATIONS DE CHAUFFE DES CROISSANTS .....	157
2.1.	Analyse qualitative des phénomènes de déformations .....	157
2.2.	Analyse quantitative des phénomènes de déformations .....	158
2.3.	Volume en fin de chauffe .....	161
3.	ANALYSE DES SIMULATIONS DE TREMPES DES CROISSANTS .....	162
3.1.	Influence de la drasticité de trempe pour la nuance 1 .....	162
3.2.	Influence de la drasticité de trempe pour la nuance 2 .....	163
4.	CONFRONTATION DES RESULTATS EXPERIMENTAUX ET PREDICTIFS DES TREMPES DE LA NUANCE 1 .....	164
4.1.	Trempe gaz 3b .....	164
4.1.1.	Analyse quantitative des phénomènes de déformations .....	164
4.1.2.	Volume en fin de trempe .....	165
4.2.	Trempe gaz 12b .....	166
4.2.1.	Analyse quantitative des phénomènes de déformations .....	166
4.2.2.	Volume en fin de trempe .....	166
4.3.	Trempe gaz 18b .....	167
4.3.1.	Analyse quantitative des phénomènes de déformations .....	167
4.3.2.	Volume en fin de trempe .....	168
4.4.	Trempe huile .....	168
4.4.1.	Analyse quantitative des phénomènes de déformations .....	168
4.4.2.	Volume en fin de trempe .....	169
4.5.	Bilan des comparaisons à iso-trempe .....	170
5.	CONFRONTATION DES RESULTATS EXPERIMENTAUX ET PREDICTIFS DES TREMPES DE LA NUANCE 2 .....	171
5.1.	Trempe gaz 3b .....	171
5.1.1.	Analyse quantitative des phénomènes de déformations .....	171
5.1.2.	Volume en fin de trempe .....	171

5.2.	Trempe gaz 12b	172
5.2.1.	Analyse quantitative des phénomènes de déformations	172
5.2.2.	Volume en fin de trempe	173
5.3.	Trempe huile	173
5.3.1.	Analyse quantitative des phénomènes de déformations	173
5.3.2.	Volume en fin de trempe	174
5.4.	Bilan des comparaisons à iso-trempes	174
6.	CONFRONTATION DES RESULTATS EXPERIMENTAUX ET PREDICTIFS DES TREMPES DE LA NUANCE 4	175
6.1.	Analyse quantitative des phénomènes de déformations	175
6.2.	Volume en fin de trempe	176
6.3.	Bilan de la comparaison en trempe huile	176
7.	CONCLUSIONS SUR LA PREDICTION DES DEFORMATIONS	176
7.1.1.	Lors de la chauffe	176
7.1.2.	Lors des trempes	177

---

**CHAPITRE VI : INVESTIGATIONS NUMERIQUES DES EFFETS THERMOMECHANIQUES ET METALLURGIQUES SUR LES DEFORMATIONS..... 179**

**INTRODUCTION DU CHAPITRE VI..... 181**

---

1.	OBJECTIFS DES INVESTIGATIONS NUMERIQUES	182
1.1.	Appréhender l'apparition des déformations	182
1.2.	Evaluer l'influence des données expérimentales	182
2.	INSTANTS CLES DE L'EVOLUTION DES DEFORMATIONS	182
2.1.	Influence des effets thermomécaniques et métallurgiques sur le volume	182
2.1.1.	Lors des chauffes	182
2.1.2.	Lors des trempes	186
2.2.	Déformations thermomécaniques et métallurgiques lors de la chauffe	187
2.2.1.	Phase n°1 : les effets thermomécaniques	187
2.2.2.	Phase n°2 : les effets de la formation de l'austénite	189
2.2.3.	Synthèse des déformations lors de la chauffe	191
2.3.	Déformations thermomécaniques et métallurgiques lors de la trempe huile	192
2.3.1.	Phase n°1 : les effets de la thermique	192
2.3.2.	Phase n°2 : les effets de la formation de la ferrite, de la bainite et de la martensite	192
2.3.3.	Phase n°3 : les effets de la thermique et de l'achèvement de la formation de la martensite	195
2.4.	Synthèse : suivi d'un point du croissant lors de la trempe	195
3.	SUIVI QUANTITATIF DES DEFORMATIONS AUX INSTANTS CLES	197
3.1.	Amplitudes des phénomènes de déformations de la nuance 1	197
3.1.1.	Evolution des déformations sensibles aux effets thermomécaniques	198
3.1.2.	Evolution des déformations sensibles aux effets métallurgiques et mécaniques	198
3.2.	Amplitudes des phénomènes de déformations de la nuance 4	199
3.3.	Conclusions	200
4.	COMPARAISON DES STRUCTURES ET DES DURETES EN FIN DE TREMPE	200
4.1.	Nuance 1	201
4.1.1.	Trempes gaz	201
4.1.2.	Trempe huile	202
4.2.	Nuance 4, trempe huile	204
4.3.	Conclusions	205
5.	INFLUENCE DES DONNEES DU MATERIAU	205
5.1.	Présentation de la loi de déformation en traitement thermique	205
5.1.1.	Couplage avec les déformations thermo-élasto-viscoplastiques (THEVP)	206
5.1.2.	Couplage avec les déformations dues à l'évolution structurale	207
5.2.	Influence des données mécaniques	209
5.2.1.	Déformations en écoulement élasto-viscoplastique : $\epsilon^{el}$ et $\epsilon^{vp}$	209
5.2.2.	Déformations thermiques : $\epsilon^{th}$	211
5.2.3.	Déformations dues à la variation volumique aux changements de phases : $\epsilon^{tr}$	213
5.2.4.	Déformations dues à la plasticité de transformation de phase : $\epsilon^{pt}$	214
5.3.	Conclusions	215
6.	INFLUENCE DES DONNEES THERMIQUES	216

6.1.	Coefficients d'échanges thermiques -----	216
6.1.1.	Présentation de la loi de modélisation des échanges thermiques par convection.....	216
6.1.2.	Détermination des coefficients d'échange thermique .....	216
6.1.3.	Application à la trempe gaz 18b du croissant de la nuance 1.....	217
6.1.4.	Synthèse.....	218
6.2.	Emissivité -----	219
6.2.1.	Présentation de loi de modélisation des échanges thermiques par rayonnement .....	219
6.2.2.	Détermination de l'influence de l'émissivité .....	220
6.2.3.	Application à la trempe huile du croissant de la nuance 1 .....	220
6.3.	Conclusions -----	221
7.	CONCLUSIONS .....	222
7.1.	Objectif n°1 : Appréhender l'apparition des déformations -----	222
7.1.1.	Déformations en chauffe.....	222
7.1.2.	Déformations en trempe.....	222
7.2.	Objectif n°2 : Evaluer l'influence des données expérimentales-----	223
<hr/> <b>CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES .....</b>		<b>225</b>
<hr/> <b>REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES .....</b>		<b>231</b>
<hr/> <b>Annexe 1 : Orthonormalisation de la matrice <math>M_{ph}</math>.....</b>		<b>241</b>
<b>Annexe 2 : Exemple d'un fichier de programmation de la mmt.....</b>		<b>242</b>
<b>Annexe 3 : Signature de l'ouverture des pinces.....</b>		<b>244</b>

# **INTRODUCTION GENERALE**

De façon générale, les traitements thermiques sont réalisés en fin de gamme de fabrication afin d'améliorer les propriétés mécaniques d'un produit, nécessaires à son bon fonctionnement au sein d'un mécanisme. Les propriétés recherchées sont souvent une forte résistance mécanique au niveau des surfaces fonctionnelles et une grande ductilité à cœur, l'ensemble permettant d'optimiser la durée de service du produit. Par exemple, dans un train d'engrenages, la dureté sur les surfaces d'engrènement des pignons doit être suffisamment élevée pour supporter les pressions de contact, responsables de leur usure par frottement.

Malheureusement, la contrepartie majeure de l'amélioration des propriétés mécaniques par traitements thermiques est la déformation, locale ou globale du produit. Il est alors possible que certains éléments de la géométrie du produit ne respectent plus les tolérances dimensionnelles et de forme fixées lors de la conception. Pour redonner sa fonctionnalité au produit, sa géométrie doit alors être rectifiée par des opérations de finition, comme le tournage dur. Ces opérations augmentent le coût de fabrication du produit car elles nécessitent l'utilisation d'outils à forte résistance mécanique pour usiner les surfaces devenues parfois très dures avec le traitement thermique.

Une étude, menée en 1995, et mentionnée dans l'article de Zoch [ZOC06], permet néanmoins de bien saisir les enjeux : il s'agit de la fabrication de bagues pour les roulements à billes. La surface intérieure de ces bagues requiert une grande qualité géométrique et une grande dureté afin de minimiser à la fois les bruits de fonctionnement et l'usure lors du roulement des billes sur la surface. Le traitement thermique utilisé pour obtenir la dureté exigée altère la géométrie et l'ampleur de la déformation augmente avec la diminution de la valeur du diamètre intérieur de la bague. En conséquence, les coûts de rectification suivent la même tendance, et peuvent s'élever jusqu'à 30 à 40% du coût de fabrication des bagues de petit diamètre intérieur.

Le contrôle des déformations en traitement thermique est actuellement un des grands challenges économiques menés par les industriels du monde entier. L'importance de ce contrôle prend de l'ampleur avec les tendances actuelles d'optimisation du dimensionnement et d'allègement des constructions mécaniques. Malheureusement, la compréhension des mécanismes de la déformation est complexe du fait du grand nombre de paramètres mis en jeu, près de 200 selon [ZOC06]. Ainsi, la plupart des travaux de recherche se limitent à étudier l'influence d'un nombre réduit de paramètres et de ce fait, la déformation en traitement thermique n'est que partiellement connue. Le **chapitre I** de ce mémoire de thèse illustre ce constat, par la présentation de l'état actuel des connaissances sur l'identification, la qualification, la compréhension et la prédiction de la déformation en traitement thermique.

En appui sur cet état de l'art, ces travaux contribuent à la mise en place d'une méthode d'identification des déformations en traitement thermique d'un produit en acier, en y associant une aide à la compréhension des phénomènes thermiques, métallurgiques et mécaniques en présence. Couvrant de nombreuses disciplines scientifiques, ces travaux ne peuvent être exhaustifs et n'abordent pas, par exemple, les incertitudes sur les modèles de comportement. Par ailleurs, l'approche paramétrique en simulation éléments finis constitue un premier pas vers une approche de type plan d'expériences.

Ces travaux font suite aux travaux antérieurs menés au sein de deux laboratoires de recherche de l'ENSAM : le Laboratoire de Génie Industriel et Production Mécanique (LGIPM) et le Laboratoire de Métrologie et Mathématiques Appliquées (L2MA) [DAV85] [BAU06]. Pour ces travaux de thèse, une collaboration forte a été menée avec le centre de recherche de l'entreprise Ascométal, le CREAS.

Le premier apport de la méthode est de proposer une approche métrologique permettant la qualification de la déformation d'un produit par le biais de ses signatures géométriques significatives. Celles-ci sont choisies en fonction de leur réalité physique, c'est-

à-dire leur lien avec les paramètres thermiques, métallurgiques et mécaniques survenant lors du traitement thermique.

Ainsi, le **chapitre II** de ce mémoire de thèse apporte le cadre mathématique utilisé pour dissocier ces signatures géométrique de la déformation globale. Leur quantification est alors possible, ce qui permet d'obtenir l'évolution des signatures en fonction de l'ampleur des phénomènes physiques en jeu lors du traitement thermique.

Le **chapitre III** est l'illustration de cette méthode sur une pièce d'étude utilisée pour tester la sensibilité à la déformation de plusieurs nuances d'acier face aux traitements thermiques. La mesure de la géométrie, par une approche expérimentale et la simulation numérique, permet d'identifier et de qualifier les signatures géométriques de la pièce.

Le **chapitre IV** identifie le couple {nuance ; traitement thermique} le moins sensible à la déformation et le plus intéressant en terme de propriétés mécaniques en exploitant la méthode mise en place.

Le **chapitre V** confronte à la fois les résultats expérimentaux à ceux de la simulation numérique, à l'aide de la méthode mise en place. L'objectif est de vérifier si l'outil de simulation numérique utilisé permet de prédire finement les amplitudes des signatures géométriques de la pièce d'étude.

Le second apport majeur de la méthode est explicité dans le **chapitre VI**. Les objectifs sont de comprendre la déformation et de déterminer l'influence de la variation des paramètres expérimentaux sur la prédiction de la déformation.

La compréhension de la déformation porte sur la pièce d'étude. A ce titre, la méthode développée dans ces travaux de thèse est appliquée aux résultats de la simulation numérique. L'outil d'investigation permet ainsi de comprendre l'origine physique des signatures géométriques, c'est-à-dire leurs liens avec les effets thermomécaniques et métallurgiques se produisant au cours du processus de traitement thermique. La sensibilité de la prédiction de la déformation est ensuite évaluée à partir de la variation des paramètres mécaniques de la nuance d'acier et des paramètres thermiques du processus de traitement thermique.





# **CHAPITRE I : ETAT DE L'ART SUR L'IDENTIFICATION ET LA QUALIFICATION DES DEFORMATIONS EN TRAITEMENT THERMIQUE**

# TABLE DES MATIERES

---

<b>1.</b>	<b>DEFORMATIONS EN TRAITEMENT THERMIQUE.....</b>	<b>8</b>
1.1.	Leurs origines _____	8
1.2.	Les leviers d'actions pour les minimiser _____	9
1.3.	Comment les identifier et les caractériser ? _____	11
<b>2.</b>	<b>L'APPROCHE DEDUCTIVE .....</b>	<b>11</b>
2.1.	Modèles à base de connaissances _____	11
2.2.	Outils numériques de type éléments finis _____	12
<b>3.</b>	<b>L'APPROCHE INDUCTIVE .....</b>	<b>18</b>
3.1.	Faits expérimentaux _____	18
3.2.	Dissociation et modélisation des déformations _____	21
3.3.	Contrôle des déformations _____	23
<b>4.</b>	<b>LA MESURE DIMENSIONNELLE .....</b>	<b>25</b>
4.1.	Comment obtenir les modifications géométriques des surfaces ? _____	26
4.2.	Comment évaluer les éléments mesurés ? _____	29
<b>5.</b>	<b>LA MACHINE A MESURER TRIDIMENSIONNELLE .....</b>	<b>32</b>
5.1.	Présentation _____	32
5.2.	Les différents dispositifs mesurants _____	33
5.3.	Incertitudes d'une machine à mesurer tridimensionnelle _____	37
<b>6.</b>	<b>CONCLUSIONS .....</b>	<b>40</b>

---

# INTRODUCTION DU CHAPITRE I

La norme NF EN 10052 [AFN94] définit la déformation au cours des traitements thermiques par « toute altération de la forme et des cotes initiales d'un produit ferreux ». Ainsi, les dimensions d'un produit diffèrent de celles de la géométrie nominale et parfaite (celle du dessin de définition). La déformation correspond à une variation relative (donc adimensionnelle) d'une ou plusieurs dimensions d'une pièce.

Les termes de « mode de déformation » et de « distorsion » sont couramment utilisés pour désigner les changements de forme, caractérisables par l'empreinte géométrique qu'ils laissent sur la pièce. La modélisation mathématique de l'empreinte permet de quantifier le mode de déformation, par une valeur exprimée en unité de longueur. Un mode de déformation comme une distorsion est ainsi la conséquence géométrique des phénomènes physiques, à l'origine de la déformation.

Dans ces travaux de thèse, le terme de « phénomène de déformation » est préféré aux deux termes précédents car il désigne à la fois la conséquence géométrique et la cause physique des altérations présentes au sein de la déformation globale d'un produit mécanique.

Dans l'optique d'identifier puis de qualifier de faibles modifications dimensionnelles, les caractéristiques géométriques, appelées aussi « grandeurs physiques dimensionnelles » [BOU87] sont ici étudiées. Obtenues par la mesure, leurs connaissances et à terme, leurs prédictions, constituent l'axe le plus intéressant dans l'amélioration de la qualité dimensionnelle du produit traité thermiquement.

La première partie de ce chapitre consiste en une courte introduction des déformations en traitement thermique : leurs origines, les moyens de qualification et les leviers d'action pour les minimiser.

Puis, les deuxième et troisième parties portent sur les approches existantes pour identifier et modéliser les modes de déformations d'un produit mécanique traité thermiquement : l'approche inductive et l'approche déductive.

Pour finir, les quatrième et cinquième parties présentent les fondements de la mesure dimensionnelle, nécessaire à la qualification des modes de déformations d'un produit. Un des moyens de mesure associés est présenté : il s'agit de la Machine à Mesurer Tridimensionnelle (MMT), utilisée dans ces travaux de thèse.

# 1. DEFORMATIONS EN TRAITEMENT THERMIQUE

## 1.1. Leurs origines

Chaque étape du processus de fabrication d'un produit mécanique génère des déformations. Celles-ci sont inhérentes aux procédés de mise en forme, comme par exemple le forgeage, le pliage, et ces déformations sont visibles à l'œil. Cependant, d'autres déformations, non voulues et non visibles à l'œil, sont causées par d'autres procédés, comme les traitements thermiques. Pour en comprendre l'origine, ces déformations font l'objet de travaux de recherches afin de les modéliser et les minimiser. Néanmoins, à cause de la complexité de tout processus de fabrication, aucune fonction analytique n'a été développée jusqu'à présent pour modéliser les déformations le long de la chaîne de fabrication [KLE06]. Ainsi, pour minimiser les déformations non désirées, les recherches se limitent, la plupart du temps, à l'optimisation de certains paramètres liés à chaque procédé.

Comme l'affirme Zoch [ZOC06], les changements dimensionnels après traitement thermique dépendent de l'histoire de la pièce au cours de sa production. Ce nouveau point de vue est appelé « Distortion Engineering », littéralement traduisible par « Ingénierie de la Distorsion ». C'est cette vision que soutient le ministère allemand de la Recherche à l'université de Brême dans un vaste projet en cours, entrepris depuis 2001. Mené en collaboration avec des entreprises, le but est d'identifier les raisons intrinsèques des déformations de composants en acier (bagues de roulements, arbres, etc.) subissant un traitement thermique (Figure I - 1).

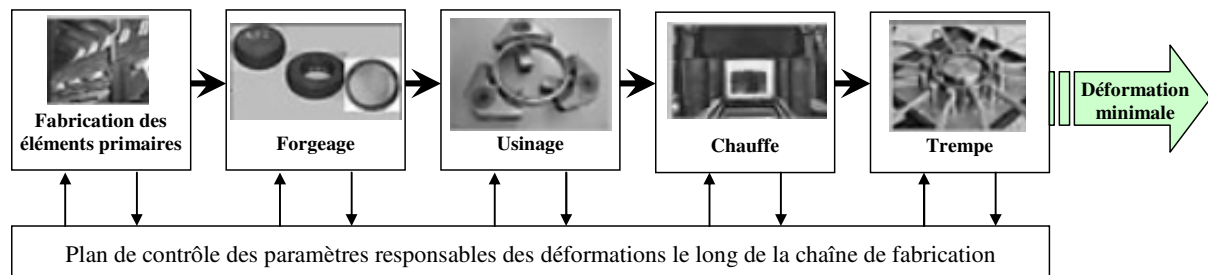


Figure I - 1 : Ingénierie de la déformation de la chaîne de fabrication de bagues de roulement [KLE06]

Par sa volonté d'appréhender un processus complexe dans son ensemble, ce projet ambitieux se devait de faire appel à plusieurs disciplines de la recherche : sciences des matériaux, technologie de fabrication, mesure et contrôle, physique, mathématiques appliquées et systèmes de production. Leur collaboration vise à travailler sur 3 axes majeurs :

- les mécanismes générateurs de déformations ;
- les méthodes de mesure et de compensation des déformations ;
- l'identification des facteurs d'influence pour la modélisation des déformations.

De cette façon, la minimisation de la déformation totale est fondée sur des phénomènes physiques contrôlables et corrigibles. Ces phénomènes sont, par exemple, les hétérogénéités de répartition des éléments chimiques dans le matériau (ségrégation), la forme de la pièce (gradient d'épaisseur), la fabrication (orientation des grains de matière par les procédés de mise en forme, contraintes résiduelles<sup>1</sup> en usinage) et les procédés de chauffe et de refroidissement [ZOC06]. Ces phénomènes sont illustrés dans Figure I - 2.

<sup>1</sup> Contraintes auto-équilibrées qui existent dans un matériau à une température uniforme et qui n'est soumis à aucune sollicitation mécanique extérieure [ALI00].

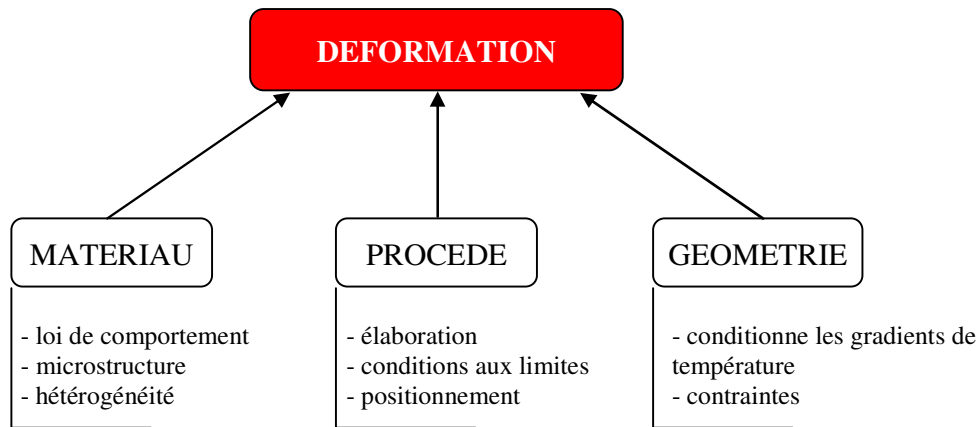


Figure I - 2 : Phénomènes physiques agissant sur la déformation dans le processus de fabrication [LAS97]

Les phénomènes évoqués précédemment ont une influence sur les déformations qui est propre à un processus de fabrication d'un élément mécanique. Pour faire émerger les phénomènes d'influence du procédé de traitement thermique, Zoch [ZOC06] a eu recours à des simulations avec une méthode d'évaluation statistique, ici les plans d'expériences. Appliqué à une cage de roulement à bille, il se trouve que l'origine principale du défaut de cylindricité est la présence de contraintes résiduelles dans le matériau, avant traitement thermique (Figure I - 3). Ensuite, loin derrière, suivent les ségrégations, le traitement thermique et la géométrie considérée.

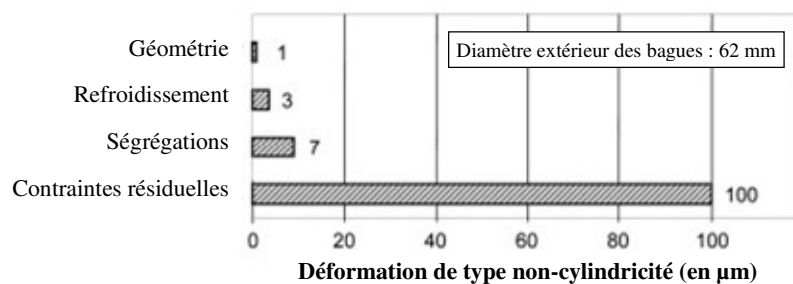


Figure I - 3 : Causes du défaut de cylindricité d'une cage de roulement traitée thermiquement [ZOC06]

## 1.2. Les leviers d'actions pour les minimiser

Dans le cadre des traitements thermiques, l'étude des déformations fait l'objet de recherches scientifiques depuis près de cent ans, mais sa connaissance et les actions correctives pour la minimiser sont incomplètes et se limitent souvent à des facteurs d'influence isolés [ZOC06]. Seuls les mécanismes de la thermique, mécanique et matériau sont connus actuellement.

Selon [LEV93], il est possible de regrouper les modes de déformations dus aux traitements thermiques en deux catégories précisant leur origine (Figure I - 4) : le changement de volume et le changement de forme. Le **changement de volume** provient des transformations de structure du métal (organisation des atomes en mailles cristallines caractéristiques) lors de la chauffe et du refroidissement. Cette dilatation volumique peut être connue et contrôlée (Figure I - 4).

Le **changement de forme** est lié aux déformations plastiques locales irréversibles, causées par la relaxation des contraintes résiduelles internes, qui de ce fait, dépasse la limite d'élasticité du matériau. Lévêque [LEV93] rappelle que les contraintes sont à la fois d'origine mécanique (lors de l'usage par exemple), thermique et structurale (lors de la chauffe et du refroidissement). Pour une même famille de pièces, l'auteur recense dans le Tableau I - 1 les différents moyens d'actions pour les diminuer. Ainsi, si le cahier des charges le permet, il

préconise les points suivants pour obtenir :

- redéfinir la géométrie aux endroits où il existe une variation importante de section (arbre étagé pour une boîte de transmission mécanique, trous, etc.) ;
- modifier la vitesse de refroidissement ;
- relaxer les contraintes résiduelles avant tout traitement thermique, par un recuit de détensionnement, si aucune des modifications précédentes ne peut être effectuée ;
- optimiser le matériau, si une très grande stabilité dimensionnelle et une dureté élevée sont exigées simultanément. C'est cette approche qui est menée par le partenaire industriel associé à ces travaux de thèse, l'entreprise ASCOMETAL CREAS. Son laboratoire de recherche met au point de nouveaux matériaux, dont les besoins sont spécifiques à chaque client et chaque application.

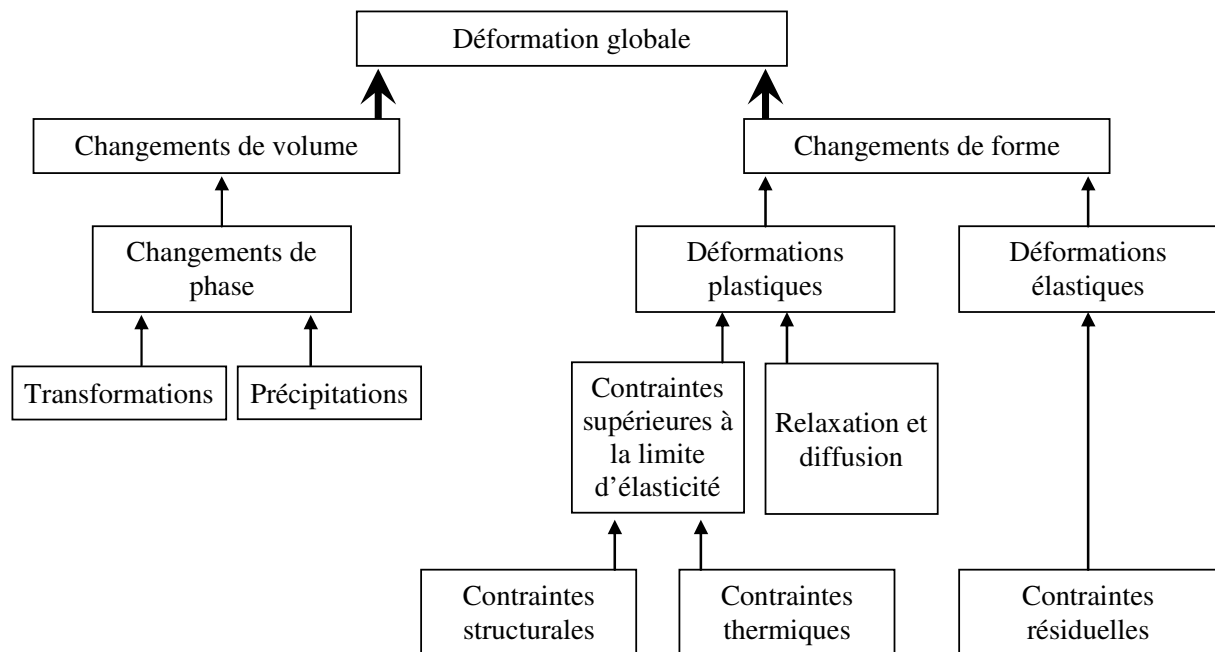


Figure I - 4 : Origines de la déformation globale en traitement thermique [ZOC06]

Aspect	Origine	Paramètres importants	Moyens d'actions
Changement de volume	Modification des structures	- Cycle de traitement - Nature de l'acier	→ Courbes de changement de volume → Contrôle à la trempe et au revenu
Changement de forme	Contraintes résiduelles internes liées aux : - transformations structurales ; - gradients thermiques	- Usinage/traitement antérieur - Placement dans les équipements de chauffage - Passage des points de transformation - Gradients thermiques liés à la : * massivité de la pièce ; * modification importante de section; * variation rapide de la température * faible conductivité de l'acier, surtout s'il est très allié	→ Relaxation des contraintes → Mise en place correcte des pièces → Passage lent → Diminution des gradients thermiques

Tableau I - 1 : Déformations au traitement thermique des aciers à outils : causes, paramètres et moyens d'actions ([LEV93])

### 1.3. Comment les identifier et les caractériser ?

Une des bases des sciences expérimentales est de décomposer un phénomène complexe en une somme de phénomènes élémentaires, plus facilement accessibles à la compréhension. Il s'agit de la méthode analytique, qui suppose la connaissance du tout par l'intermédiaire des parties [SIG07], en supposant leur inter-indépendance (non-interaction).

Ainsi, afin d'identifier les déformations et de comprendre leurs origines physiques, il est préférable de diviser la déformation globale, difficile à appréhender, en déformations élémentaires. En procédant à cette dissociation, il est plus facile de modéliser chaque mode de déformation élémentaire avec un analogue géométrique, dont la signification est représentative d'un phénomène physique.

Partant de ce constat, deux approches principales et complémentaires, souvent rencontrées dans la littérature, sont présentées dans la partie suivante. La première est l'« approche déductive », qui a pour but la vérification d'un modèle prédictif des déformations, préalablement établi par le chercheur. Pour cela, le modèle est en principe confronté à la réalité de l'expérience, sinon aux outils de simulation numérique, dont la pertinence dépend des lois du modèle suivant l'état actuel des connaissances scientifiques.

La seconde est l'« approche inductive », qui présente le raisonnement inverse de la déduction. En effet, à partir des faits observés lors d'expériences reproductibles, il s'agit ici d'induire une loi modélisant les déformations. Cette dernière doit être aussi universelle que possible, ce qui permettra d'enrichir ou d'améliorer la pertinence des modèles de simulation numérique, le cas échéant.

## 2. L'APPROCHE DEDUCTIVE

Les modèles prédictifs apportent la généralisation des lois expérimentales de modélisation des déformations. Ils reposent donc sur une approche analytique (ou de dissociation) du problème global. Certains sont basés exclusivement sur l'interrogation d'une base de connaissances expérimentales des modes de déformations spécifiques au domaine du traitement thermique. D'autres ont recours à la résolution numérique d'un ensemble d'équations mathématiques, modélisant l'évolution des déformations d'une géométrie quelconque de pièce, lors du traitement thermique : il s'agit de la méthode des éléments finis. Cette méthode nécessite également une bonne connaissance expérimentale des propriétés du produit, du matériau utilisé et du procédé.

### 2.1. Modèles à base de connaissances

Lamesle et al. [LAM05] proposent ainsi un système expert, dont la base de connaissances est renseignée à partir du savoir-faire d'experts en traitements thermiques. Son principe est le suivant : à chaque famille géométrique d'éléments mécaniques (pignons, arbres, bagues, etc.) est associé un ensemble de déformations potentielles « types » (Figure I-5). Celles-ci représentent géométriquement et isolément chaque déformation observée expérimentalement : les auteurs utilisent alors des termes les décrivant qualitativement. Ainsi, la déformation tonneau implique une augmentation progressive de diamètre jusqu'à mi-hauteur tandis que la déformation bobine est de forme opposée à celle du tonneau. La déformation banane d'un arbre correspond au fléchissement de celui-ci, à la manière du fruit dont il tire son nom. Grâce à ces déformations « types », ce modèle à base de connaissances permet l'évaluation qualitative finale des déformations potentiellement reproductibles.

Enfin, dans l'optique d'expliquer l'origine physique ou technologique de chaque déformation, chaque partie du processus de fabrication de l'élément géométrique est représentée par une variable. Les auteurs utilisent ainsi six variables, affectés d'un coefficient de pondération reflétant leur rôle dans la génération des déformations. Citons la géométrie de



la pièce (15%), ses propriétés métallurgiques (15%), l'histoire de l'acier (10%), sa position dans le four (20%), son cycle thermique (5%) et les caractéristiques du fluide de refroidissement (35%).

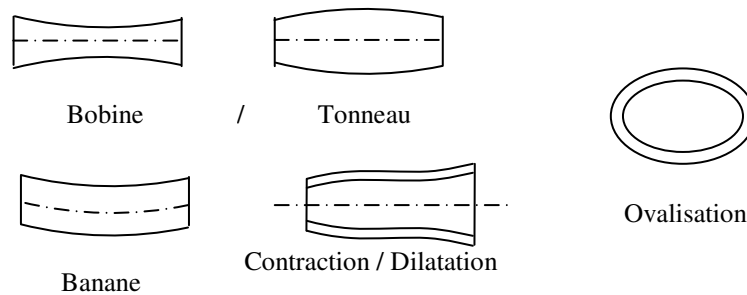


Figure I - 5 : Illustration des déformations potentielles d'un arbre [LAM05]

D'autres modèles prédictifs, également basés sur des facteurs générateurs de déformations, existent dans la littérature. Par rapport au cas précédent, ils simplifient la formulation du problème en prenant en compte séparément certains des facteurs d'influences des déformations, par exemple, l'hétérogénéité de la composition chimique et de la microstructure [HIP05] ou la variation de la vitesse de refroidissement [CUI06]. Enfin, Andersch et al. [AND06] soulignent l'importance de la géométrie de la pièce dans l'apparition des déformations. Il est donc primordial d'en optimiser la géométrie dès la conception. Les auteurs proposent une méthode de corrélation croisée pour identifier les éléments de la géométrie qui seront responsables des déformations critiques lors d'un traitement thermique.

## 2.2. Outils numériques de type éléments finis

Le but des modèles prédictifs est de fournir des éléments de réponse quant aux causes des déformations et de les évaluer qualitativement, voire quantitativement. Actuellement, les modèles de type éléments finis sont majoritairement utilisés, car leur mise en œuvre est rapide, et peut ne pas nécessiter de coûteuses campagnes expérimentales. Leur principe repose sur une approche de dissociation d'un système physique complexe, l'objectif étant de représenter son évolution par des lois mathématiques.

De ce fait, l'ensemble des phénomènes physiques ayant lieu en traitement thermique est actuellement décomposé en trois principaux groupes inter-corrélés : les groupes mécanique, thermique et métallurgique (Figure I - 6).

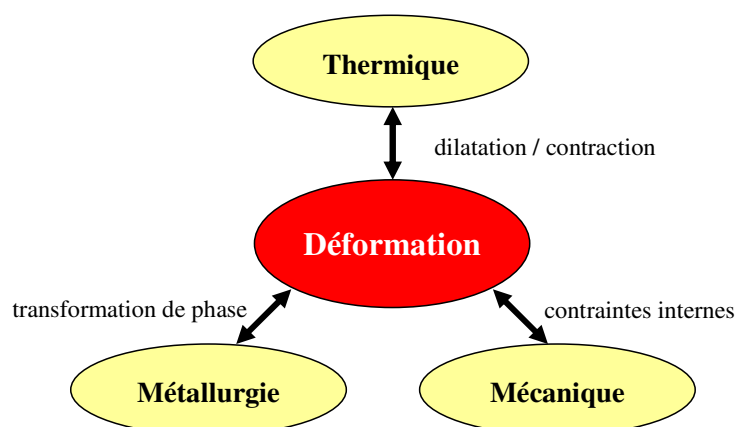


Figure I - 6 : Schéma de l'influence des groupes de phénomènes physiques sur la déformation

Les évolutions intrinsèques de ces phénomènes sont modélisées par des lois d'origine expérimentale. De leurs interactions émerge une organisation de la matière à l'échelle

microscopique, conférant ainsi des caractéristiques recherchées, à l'échelle macroscopique, pour la pièce (dureté de surface, résistance à la traction, etc.).

### 2.2.1. Principes appliqués aux traitements thermiques

Si, dans la réalité, les phénomènes physiques (déformations, contraintes, etc.) d'une pièce évoluent suivant une variable continue (ici le temps), il n'est cependant pas possible d'en suivre exhaustivement l'évolution. En effet, les caractéristiques intrinsèques de la pièce (géométrie, température) et du procédé nécessitent une connaissance infinie, chose bien évidemment impossible à obtenir. L'approche communément employée est alors de considérer une connaissance des caractéristiques, certes finie, mais suffisamment grande pour « se rapprocher de l'infini ». C'est là qu'intervient la méthode des éléments finis, à la base de la simulation numérique. Elle consiste en la discrétisation des caractéristiques en ce sens où leur état n'est pas connu de façon continue mais suivant une variable discrète. Le terme de « mailler » désigne ainsi le passage de la géométrie continue de la pièce en une géométrie discrète et approchée. Le pavage de la géométrie continue donne une géométrie discrète, appelée « maillage ». La définition du maillage conditionne en partie la prédiction et la répartition des phénomènes physiques. Actuellement, la puissance de calcul des ordinateurs autorise des maillages fins de la géométrie continue, ce qui permet de prédire finement l'évolution des phénomènes.

#### Le maillage

Le maillage consiste à fragmenter numériquement la pièce d'étude en un nombre fini d'éléments contigus, souvent de forme triangulaire en 2D ou tétraédrique en 3D (Figure I - 7 a)). Le maillage ainsi créé doit former un pavage continu de la surface et/ou du volume de la pièce. Il n'est pas nécessairement régulier et est resserré près des endroits où les gradients sont importants [SCHM06a], typiquement, aux limites géométriques de la pièce (Figure I - 7 (b)), car le refroidissement y est le plus rapide.

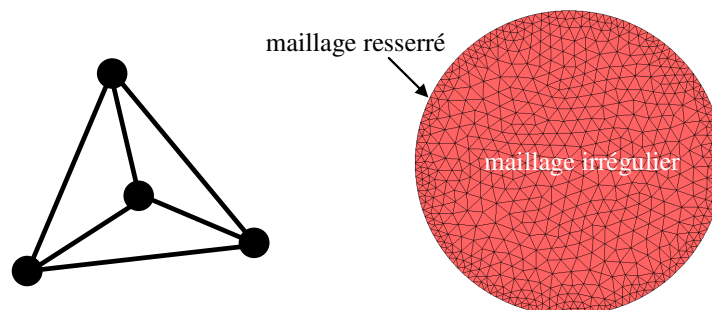
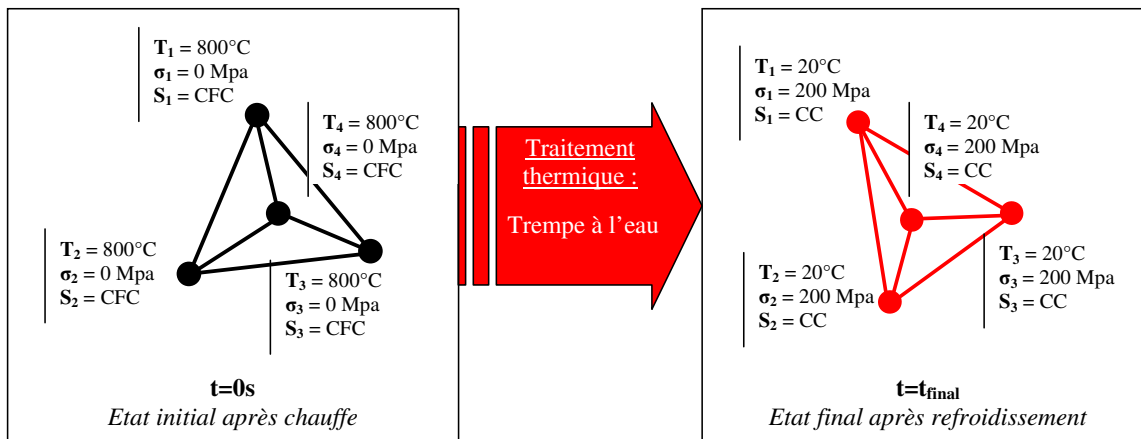


Figure I - 7 : a) Éléments tétraédriques à 4 nœuds et b) maillage triangulaire d'un disque

#### La définition des propriétés intrinsèques du maillage

Chaque nœud de chaque élément du maillage enregistre l'état de différentes grandeurs physiques, comme la température, les contraintes mécaniques et la structure atomique de la matière. Dans le cas des traitements thermiques, ces caractéristiques thermique, mécanique et métallurgique évoluent suivant la variable temporelle.

Considérons ainsi le procédé suivant : un refroidissement rapide à 20°C (trempe à l'eau) d'une pièce initialement chauffée à une température de 800°C. Au temps  $t=0$  seconde (initialisation du système), les caractéristiques initiales sont supposées être les mêmes en chaque nœud (Figure I - 8) : **température** de 800°C, **contraintes** internes nulles et **structure** atomique de type cubique à faces centrées. La méthode des éléments finis permet d'obtenir l'évolution de ces caractéristiques, et donc leur impact sur les déformations.



T = température  $\sigma$  = contraintes internes S = structure cristalline  
 CFC = Cubique Face Centrée (en phase austénitique)  
 CC = Cubique Centrée (en phase martensitique)

Déplacements des nœuds → Déformation du maillage

Figure I - 8 : Exemple de l'évolution des caractéristiques des nœuds d'un élément du maillage

### Une résolution discrète et séquentielle

Les techniques de résolution numérique ne sont pas détaillées ici, quelques précisions d'ordre général sont données à partir d'étude plus complètes [ALI00] [CARD08]. La prédiction des déformations en fin de trempe nécessite la résolution d'un système complexe constitué d'équations différentielles d'état, écrites aux nœuds du maillage. Ces équations décrivent l'état des différents phénomènes thermiques, métallurgiques et mécaniques, en prenant en compte leur interaction mutuelle. La résolution se fait par une méthode itérative, illustrée dans la Figure I - 9.

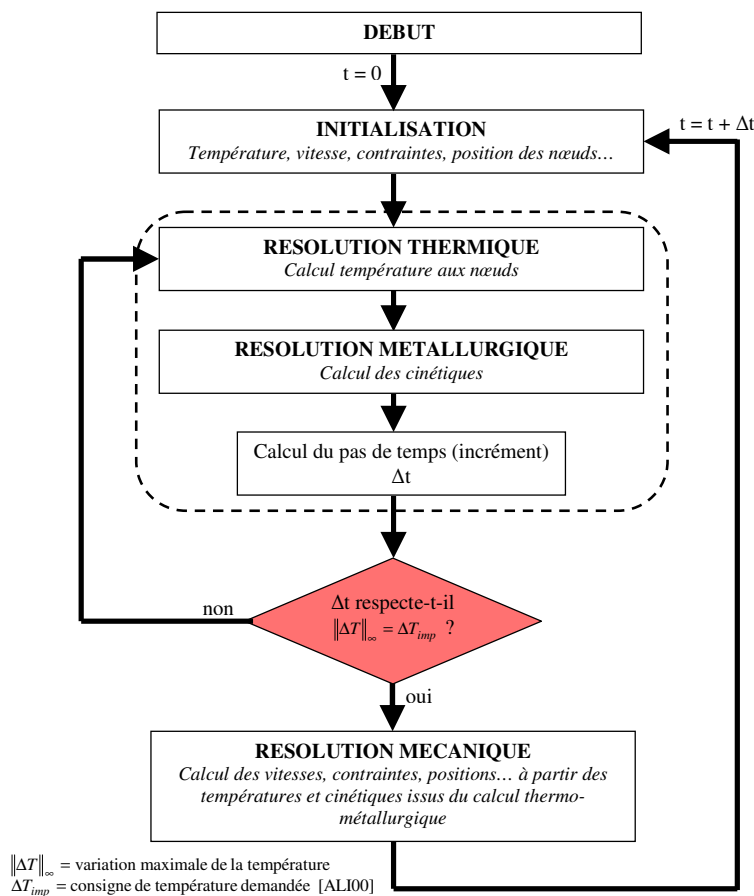


Figure I - 9 : Algorithme de résolution des domaines couplés thermo-métallo-mécanique [ALI00]

Par ailleurs, la résolution est discrète et séquentielle, car elle est réalisée pour chaque incrément de température donné et pour chacun des domaines thermique, métallurgique et mécanique [CARD08]. Les instants de trempe sont définis par le pas de temps  $\Delta t$ . Ce paramètre est calculé automatiquement à chaque itération et sa valeur dépend de l'évolution des conditions de refroidissement. Durant le régime transitoire, typiquement au début de la trempe, ce pas de temps est très petit afin de bien cerner la forte évolution des grandeurs physiques, tels la température et les changements de phase. Dans les derniers instants de la trempe, ce pas de temps est plus grand car le procédé de trempe est en régime établi et les grandeurs évoluent vers une situation de stabilité.

La résolution est finie lorsque la température d'équilibre est atteinte en tous les nœuds du maillage. Dans l'exemple traité, celle-ci est celle de l'eau, qui est à 20° C. Au final, l'état des différentes grandeurs physiques est connu. Au cours de leur évolution, celles-ci ont provoqué un déplacement des nœuds de leurs positions initiales, aboutissant à une déformation. Les contraintes finales données dans la Figure I - 8 (200 Mpa) le sont à titre d'exemple, de même que la structure finale, qui est martensitique (cubique centrée). Les états des grandeurs sont identiques, car les nœuds sont supposés proches les uns des autres.

### Les apports

Les apports de la simulation numérique peuvent être illustrés par le triptyque donné dans la Figure I - 10. La simulation numérique permet la **prédiction** et l'observation en « temps réel<sup>2</sup> » des phénomènes physiques, comme les déformations géométriques, la répartition des températures, des contraintes et des phases métallurgiques sur la pièce. La phase de **conception** des procédés de fabrication de la pièce mécanique est ainsi facilitée par cette prédiction des déformations. En traitement thermique, il est possible d'ajuster les vitesses de chauffe et de refroidissement, la géométrie de la pièce, le matériau et son histoire métallurgique afin de minimiser les déformations. Au final, la **confrontation** des résultats (champs de déformations, de températures, ...) entre simulation et expérimentation permet de vérifier la bonne concordance entre la réalité et le prédictif.

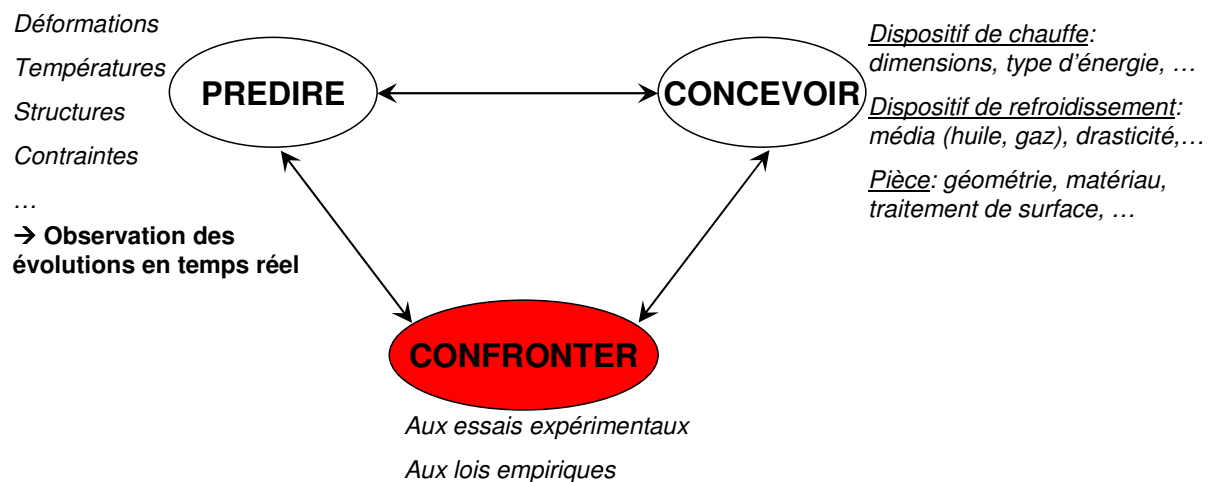


Figure I - 10 : Triptyque prédiction-conception-confrontation entre la simulation numérique et l'expérience

### Les limites

La simulation numérique utilise des modèles pour prédire les différents phénomènes physiques réels. Les modèles actuels sont le reflet de nos capacités présentes à modéliser le

<sup>2</sup> Cette notion de temps réel est relative car elle dépend de la valeur de l'incrément de temps  $\Delta t$  utilisé pour la résolution discrète.

monde physique et sont donc amenés à évoluer avec la progression de la connaissance sur les matériaux et procédés. Si la plupart des modèles sont en adéquation avec le réel, ils sont tout de même bornés à des domaines de validité. Il faut ainsi prendre conscience des limites de la prédiction, car, comme pour toute approche numérique, la précision des résultats dépend fortement de la complétude et de la qualité des données d'entrées du modèle. Actuellement, les paramètres des lois du procédé de traitement thermique mais aussi du comportement du matériau sont les principales données d'entrée limitant la précision des résultats de prédiction. Il est donc impératif de recourir à l'expérience afin des les obtenir.

### 2.2.2. Nécessité de l'expérience pour les modèles numériques

La première partie de ce chapitre a permis de montrer que les causes des déformations en traitements thermiques sont nombreuses. Aussi, pour prédire efficacement la déformation globale, il faut être en mesure de fournir au modèle numérique l'ensemble des paramètres des lois expérimentales, caractérisant le comportement du matériau [DEN02].

En pratique, la plupart des travaux de simulation des déformations n'utilisent pas des lois complètes mais restreintes à certains aspects dont ils veulent étudier l'influence sur les modifications dimensionnelles. Ainsi, Dalgic et Löwisch [DAL06] ont pour but de compléter les données d'un matériau, pour les simulations de traitement thermique de leur pièce d'étude : un palier circulaire. Pour cela, ils se limitent à l'étude des relations entre transformations de phases, contraintes internes et déformations. Ils se focalisent ensuite sur la description de la plasticité de transformation de phase, qui est une déformation irréversible. Celle-ci est calculée mais il se trouve qu'elle ne correspond pas aux résultats expérimentaux. En effet, dans le modèle de calcul, un paramètre, nommé K, doit être estimé par différentes lois expérimentales existantes. Seulement, ces lois ne permettent pas une bonne prédiction de la valeur expérimentale de K, car elles supposent K constante et non fonction de la température. Les auteurs suggèrent donc une modification des modèles de calcul pour prendre en compte cette réalité.

Prinz et al. [PRI06] se focalisent quant à eux, sur les liens entre état métallurgique et déformations. En effet, ils constatent qu'hormis l'influence de l'apport de carbone, il existe peu d'études concernant l'influence des propriétés du matériau (composition chimique, taille de grain, etc.) sur les déformations. Pourtant, elles sont rarement homogènes au sein du matériau : leurs fluctuations locales provoquent donc localement des transformations métallurgiques différentes. Cela a pour conséquence la création de différentes microstructures, responsables de déformations caractéristiques : ainsi, la structure austénitique provoque une dilatation volumique alors que la martensite entraîne une réduction volumique [DES04]. Il y aura donc une répartition hétérogène des déformations de la pièce.

Frerichs et al. [FRE06] s'intéressent aux transformations de phases ou métallurgiques pour des cylindres dans un même matériau. Par l'expérience et la simulation numérique, ils font varier le ratio L/D (Longueur/Diamètre) et la vitesse de refroidissement. Ainsi, ils prédisent les bonnes dimensions et vitesses qui n'engendrent pas de transformations métallurgiques (et donc de déformations géométriques) en phase austénitique, lors de la chauffe et du refroidissement du cylindre.

Compte tenu des résultats précédents, il est indispensable d'associer l'approche numérique avec une validation expérimentale des résultats obtenus. Ainsi, Mukai et al. [MUK04] se sont intéressés au processus de cémentation-refroidissement d'un pignon en acier. Ils ont combiné simulation numérique avec le logiciel COSMAP® et approche expérimentale. Il en ressort que la précision de prédiction des déformations a été améliorée grâce à la bonne identification des propriétés thermiques, des transformations de phases du matériau et de la répartition initiale (Figure I - 11 a)) et de la diffusion du carbone présent dans le matériau. Ferguson et al. [FER05] parviennent aux mêmes conclusions et soulignent notamment l'importance de connaître les différents moments des transformations de phases. La pièce d'étude est une barre d'acier rectangulaire, munie d'une encoche en forme de v

(Figure I - 11 b) en son centre. Celle-ci est trempée, cémentée et ses transformations de phases, en fonction de la teneur en carbone sont connues par des tests de dilatométrie. Ils obtiennent une bonne concordance entre les déformations expérimentales et les prévisions en simulation numérique, avec le logiciel DANTE®.

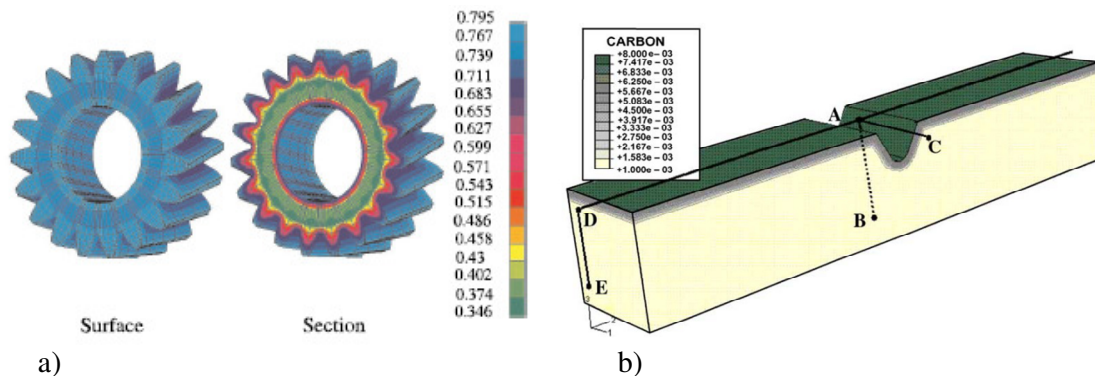


Figure I - 11 : Distribution de la teneur en carbone : a) d'un pignon [MUK04], b) d'une barre à encoche [FER05]

Şimşir et al. [ŞİM05] ont, quant à eux, implémenté dans le logiciel Msc.Marc 2003®, un modèle prédictif de refroidissement des aciers. Ils le vérifient expérimentalement sur une pièce d'étude de forme cylindrique, percée d'un trou dont le diamètre et la localisation sont variables (Figure I - 12). L'excentricité définit le degré de déviation de la symétrie. Cette géométrie di-symétrique provoque un gradient de massivité de la pièce, entraînant un gradient de vitesse de refroidissement et donc un gradient de déformation. Ils ont observé que le trou n'est plus circulaire après refroidissement. De plus, l'excentricité affecte significativement la répartition finale des contraintes résiduelles (zones en tension sur la surface du cylindre extérieur et zones en compression sur celle du trou intérieur).

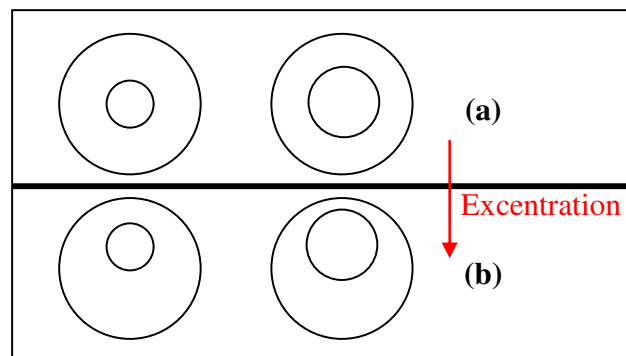


Figure I - 12 : Variation du diamètre du trou (cas a) et de sa position radiale (cas b) [ŞİM05]

La méthode des éléments finis est donc un outil numérique largement utilisé pour l'estimation qualitative et quantitative des déformations. Il existe un grand nombre de logiciels de simulation de traitements thermiques. Les plus utilisés sont le package DANTE/ABAQUS [FER02] [SUR05], SYSWELD [BOI98] [FRE06], DEFORM-HT [ARI98] [CHO04], FORGE® 2008 [ALI00] [TRA08] et MAGMASOFT avec les modules MAGMAsteel et MAGMAstress dans la thèse de Weber [WEB03].

Les travaux présentés ici s'inscrivent pleinement dans la problématique de thèse, à savoir non seulement l'identification des déformations, mais aussi l'explication de leur origine. Retenons que, pour les modèles prédictifs présentés, il est nécessaire de recourir à l'expérimentation et donc à l'approche inductive, afin d'établir avec certitude un modèle valable dans un domaine d'étude particulier.

### 3. L'APPROCHE INDUCTIVE

L'approche inductive consiste à proposer des modèles généralisant des essais expérimentaux, afin de caractériser les modes de déformations d'une pièce. Cette dernière est mesurée, par un nombre fini de points appartenant à son enveloppe extérieure matière (appelée surface). L'ensemble des points obtenus constitue une image approchée de la géométrie de la pièce et il est donc possible d'en obtenir les caractéristiques dimensionnelles. Pour y parvenir, il faut avoir recours à la métrologie tridimensionnelle qui fait l'objet du prochain chapitre. Il est également important d'associer au résultat son incertitude pour caractériser le degré de confiance qui lui sera attribué.

#### 3.1. Faits expérimentaux

Cette partie met en évidence l'étude expérimentale des principales causes de déformations en traitements thermiques.

##### 3.1.1. Hétérogénéité des contraintes résiduelles

Volkmoth et al. [VOL05] et Surm et al. [SUR05] observent que les contraintes résiduelles générées par le processus de fabrication de bagues de roulement constituent la cause principale des variations dimensionnelles. Après leur usinage, les bagues subissent une trempe afin de durcir la zone de roulement des billes, suivi d'un revenu. Ce dernier traitement thermique a pour but de relâcher les contraintes résiduelles de traction et de compression générées lors de la trempe. Cela va se traduire par des déformations globales, dont la géométrie est présentée dans la Figure I - 13. Ces *défauts de circularité* sont amplifiés par un facteur d'échelle pour en faciliter la visualisation. Il existe des méthodes de calcul des déformations et des contraintes susceptibles d'apparaître au cours de la trempe [MUR00] mais leur emploi exige la connaissance complète des données métallurgiques, thermiques et mécaniques du matériau. Cela constitue un problème car ce processus de caractérisation du matériau est long.

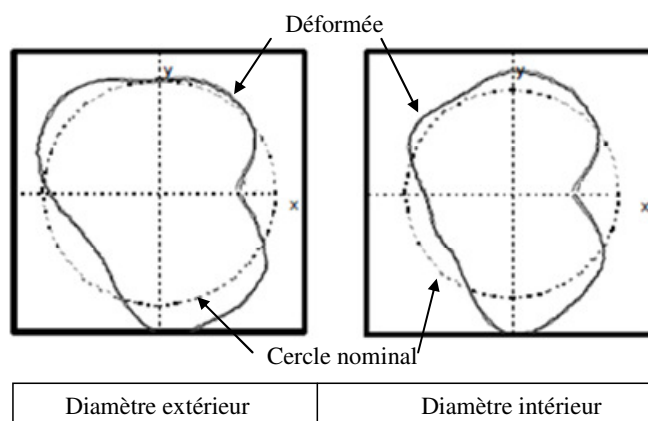


Figure I - 13 : Déformation d'une bague de roulement après trempe + revenu [VOL05]

##### 3.1.2. Hétérogénéité de la métallurgie

Bahnsen et al. [BAH06] se sont intéressés à l'influence des paramètres métallurgiques sur les déformations d'un arbre étagé (Figure I - 14), subissant une cémentation, puis un traitement de durcissement par trempe. Ils font varier quatre paramètres significatifs du procédé de cémentation : la teneur en carbone en surface, la profondeur, la température et le cycle de cémentation. Concernant ce dernier paramètre, ils réalisent deux cycles. Le premier comporte une étape où la température et le taux de carbone apporté à la pièce sont constants. Le second est en deux étapes : pendant la première, le taux de carbone est augmenté pour

accélérer la cémentation, puis dans la deuxième étape, il est diminué jusqu'à obtenir un taux de carbone voulu en surface. Enfin, les auteurs étudient également la corrélation de ces paramètres par l'intermédiaire d'un **plan d'expériences**.

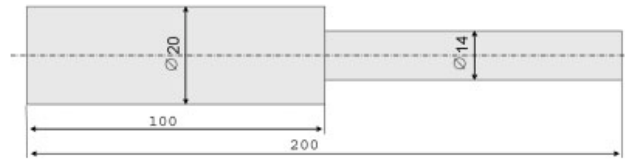


Figure I - 14 : Arbre étagé dans l'étude de Bahnsen et al. [BAH06]

Après analyse de leurs résultats d'expérimentation, il apparaît que le paramètre prépondérant est celui de la profondeur de cémentation, ce qui confirme ce que les auteurs avaient trouvé dans la littérature. Dans les graphiques présentés dans la Figure I - 15, c'est bien la profondeur de cémentation qui entraîne la plus grande modification du grand diamètre et de la courbure de l'étagé de l'arbre. Notons que les auteurs associent aux valeurs d'effets une estimation de l'incertitude de mesure des modes de déformation. Considérant que les grandeurs mesurées appartiennent à un processus gaussien, ils distinguent ainsi trois intervalles de confiance, dont la probabilité des limites est spécifiée par un écart-type : 95% (1 sigma), 99% (2 sigma) et 99,5% (3 sigma).

Les amplitudes de la variation du diamètre et de la courbure (diagrammes en bâtons) doivent atteindre au moins le niveau de confiance de 95% pour que les valeurs aient une influence significative et puissent être interprétées.

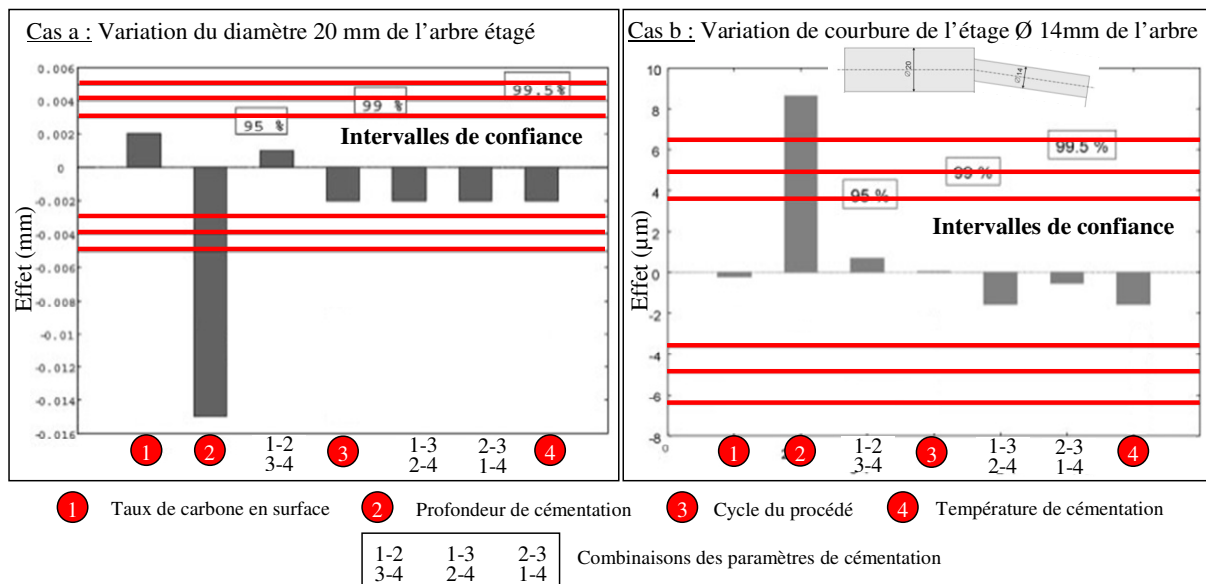


Figure I - 15 : Influence des paramètres de cémentation sur le diamètre et la courbure de l'arbre [BAH06]

De plus, toujours dans le cas d'éprouvettes à géométrie cylindrique, Hippenstiel [HIP05] et Prinz et al. [PRI06] montrent qu'il est préférable, afin de minimiser les déformations, de considérer les aspects métallographiques suivants :

- homogénéité de la composition chimique : pour éviter la formation de structures différentes lors des transformations de phases et donc des déformations non homogènes ;
- acier avec une taille de grain la plus uniforme possible, procurant ainsi une plus grande trempabilité. La trempabilité peut être considérée comme un paramètre pour décrire l'effet de la répartition hétérogène des éléments d'alliage (ségrégation) sur les déformations ;



- structure austénitique et martensitique pour garantir une dureté suffisante à cœur. En effet, les conséquences dimensionnelles de ces deux structures sont opposées (Figure I - 16) : contraction volumique pour la martensite (structure de type cubique centrée) et dilatation volumique pour l'austénite (structure de type cubique à faces centrées). Il faut donc les combiner pour obtenir le moins de déformations.

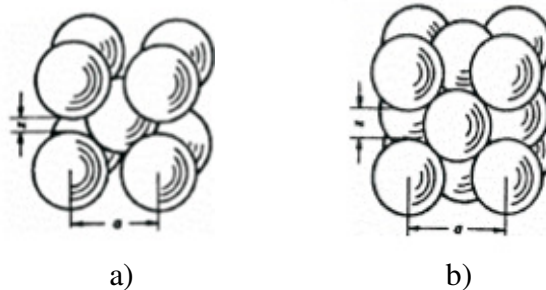


Figure I - 16 : Structures cristallines de l'acier : a) cubique centrée, b) cubique à faces centrées [BOI98]

### 3.1.3. Hétérogénéité des traitements thermiques

Les conséquences dimensionnelles des traitements thermiques utilisés dans ces travaux de thèse font l'objet des précisions suivantes :

- **le recuit de détensionnement (ou de relaxation)** : il est réalisé pour libérer une partie des contraintes résiduelles occasionnées par une opération thermo-mécanique, par exemple le soudage, ou une opération de mise en forme à froid, comme l'usinage. Cette baisse des contraintes résiduelles est la conséquence de l'abaissement de la limite d'élasticité du matériau recuit. Selon [MUR00] [BAUC03] [NOW06], son impact sur les dimensions est faible car, compte tenu des faibles températures en jeu (de 180°C à 220°C), les modifications de la structure et des propriétés de l'acier sont mineures. Dans le cas de bagues de roulement usinées puis détensionnées, Bauckhage et al. [BAUC03] mesurent une variation du diamètre de seulement 6 micromètres ;
- **la trempe huile** : selon [LEV93] [BAUC03] [DES04] [KES06], elle a une influence importante sur les déformations. Toujours dans le cas de bagues de roulement, une différence moyenne de *circularité* de 155 (respectivement 163)  $\mu\text{m}$  avec une étendue de 63 (respectivement 70)  $\mu\text{m}$  ont été mesurées pour respectivement le diamètre intérieur et extérieur. Les valeurs de circularité des diamètres sont différentes parce que dues à l'hétérogénéité du transfert de chaleur entre l'intérieur et l'extérieur, et donc à un refroidissement non uniforme. La valeur de l'étendue caractérise la dispersion des résultats de circularité. Ici, si l'étendue est grande, cela provient principalement des différences de placement des bagues dans le bain d'huile et du processus de refroidissement non contrôlé (pas de régulation de la température de l'huile) ;
- **la trempe gaz** : à la différence de la trempe en milieu liquide (eau, huile, etc.), le refroidissement de la pièce chaude se fait par le biais d'un gaz sec (nitrogène, dioxyde de carbone, hélium, etc.). Outre les avantages en termes d'environnement et de santé, la trempe gaz est intéressante économiquement [SCHM06b]. En effet, le refroidissement est plus homogène par rapport à la trempe huile et le procédé, contrôlable, permet donc de minimiser les déformations par l'ajustement adéquat de paramètres, comme la nature du gaz, sa vitesse et sa pression [KES06]. De plus, en sortie de trempe, la pièce ne contient pas de calamine en surface comme en trempe huile, ce qui évite ainsi un traitement de surface (sablage, grenailage, etc.). Rose et al. [ROS06] ont

diminué les déformations de pièces en aluminium produites en série grâce à une trempe gaz nitrogène 10 bars. Les bonnes pressions et vitesse de gaz ont permis de contrôler l'intensité de la trempe et donc de minimiser les déformations.

### 3.2. Dissociation et modélisation des déformations

Dans le paragraphe précédent, les faits expérimentaux se résument à l'observation des conséquences d'un facteur générateur de déformations (contraintes résiduelle, nature du milieu refroidissant, etc.) sur une dimension caractéristique d'une géométrie simple, par exemple un défaut de circularité ou la flexion d'un arbre. Ainsi, parmi la déformation globale de la pièce, il est intéressant d'extraire chaque déformation significative de chaque élément géométrique. Cela permet de simplifier l'approche d'analyse en calculant l'amplitude de chaque défaut pour les modéliser plus tard. Les modèles présentés ci-après sont généraux et s'appliquent donc aussi bien aux déformations dues aux procédés de mise en forme qu'aux traitements thermiques.

Il existe différentes méthodes pour parvenir à cette séparation de chaque déformation. Pfeifer et al. [PFE01] dissocient les modes de déformations d'un flanc de pignon en quatre principaux ordres de déviations de forme : l'ordre zéro correspond à un décalage, le premier ordre à une inclinaison, le deuxième à une courbure et le troisième ordre à une ondulation du profil du flanc (Figure I - 17).

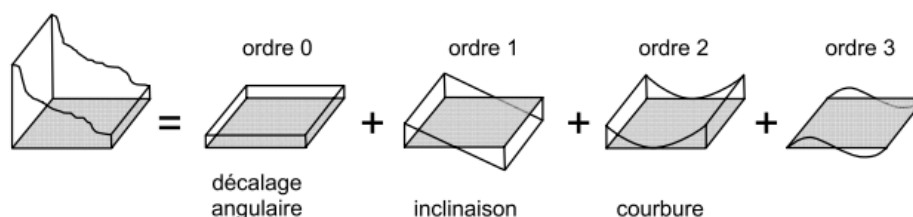


Figure I - 17 : Décomposition de la déformation globale d'un flanc de pignon [PFE01]

Summerhays et al. [SUM02] utilisent un modèle de zone étendue (EZN) pour des surfaces cylindriques auxquelles sont associées des déformations potentielles, dont les formes sont modélisées par des fonctions composées de termes de Fourier/Chebyshev ou des fonctions propres en analyse modale (Figure I - 18). La combinaison de ces formes élémentaires permet de reconstituer la déviation réelle de l'élément cylindrique. Cette approche rejoint celle de Lamesle et al. [LAM05], dont le modèle prédictif utilise des déformations potentielles d'un arbre (Figure I - 5), induites des observations expérimentales.

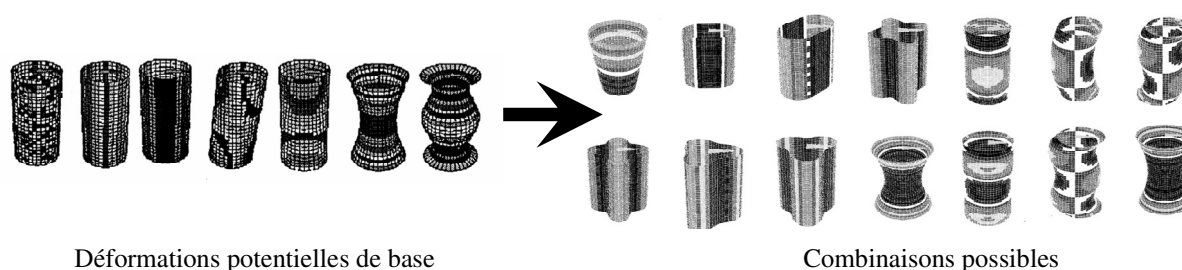


Figure I - 18 : Exemple de déformations potentielles d'un cylindre [SUM02]

Killmaier et al. [KIL03] séparent la déviation globale d'un cercle en une combinaison de plusieurs types de déviations circulaire élémentaires, obtenue par décomposition en séries de Fourier (Figure I - 19). Ils déterminent la meilleure combinaison de déviations grâce à un processus de sélection utilisant des algorithmes génétiques.

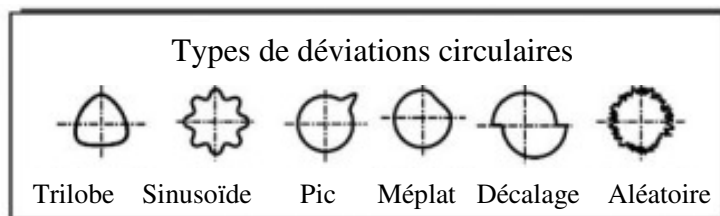


Figure I - 19 : Exemple de déformations potentielles d'un cercle [KIL03]

Samper et al. [SAM07] proposent une méthode de décomposition des modes naturels de vibration de la matière (Figure I - 20) qu'ils appliquent pour des problèmes d'écartements et d'affleurement des surfaces [ADR06].

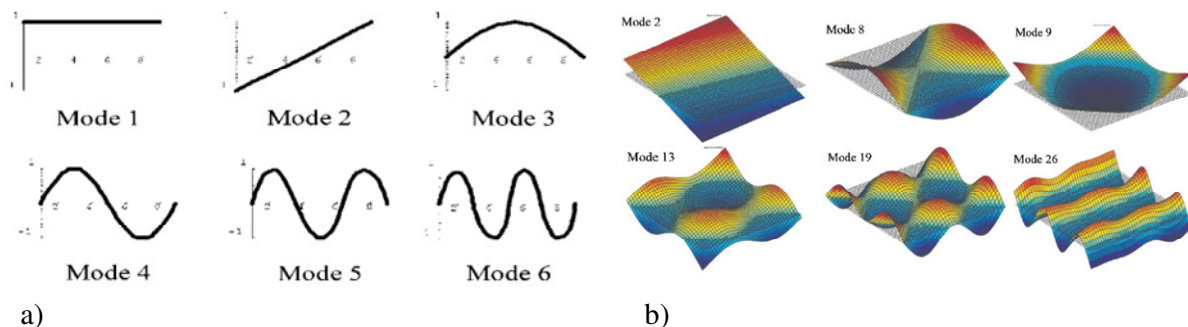


Figure I - 20 : Exemples de modes vibratoires a) en 2 dimensions, b) en trois dimensions [SAM07]

Vanoverberghe et al. [VAN08a] se basent sur la décomposition orthogonale propre (POD) pour extraire les déviations d'un arbre étagé (Figure I - 21). Selon les auteurs, certaines de ces déviations de formes peuvent être reliées à un phénomène physique (par exemple, la première est un mode de dilatation). Cependant, la plupart représente des modes de déformations arbitraires, dont le lien avec les phénomènes physiques et technologiques n'est pas mis en évidence.

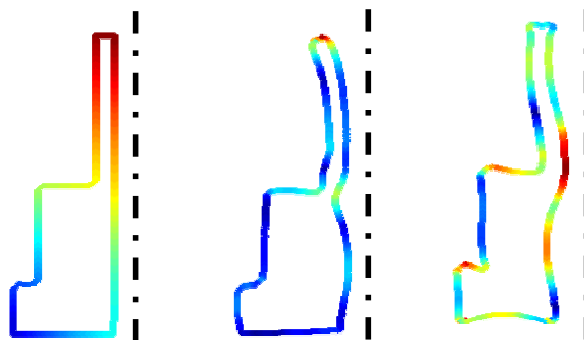


Figure I - 21 : Exemples de déformations d'un demi-arbre obtenus par POD [VAN08a]

Certaines de ces méthodes utilisent un processus générique pour décomposer automatiquement la déformation principale en « sous-déformations ». Il est donc parfois difficile d'expliquer l'origine physique de certains défauts élémentaires. Ainsi, comment expliquer le treizième mode de vibration dans une analyse modale ? Comment le relier à des paramètres physiques et technologiques ?

La méthode de décomposition utilisée pour ces travaux de thèse contribue à répondre à ces interrogations. En effet, son fonctionnement repose sur le choix de modes de déformations élémentaires volontairement choisis pour leur réalité physique. La décomposition des modes retenus est alors réalisée par une méthode mathématique d'optimisation vectorielle, dite de la « base orthonormale ». Elle a été appliquée avec succès pour identifier les déformations sur

des vilebrequins [DAV85], pour piloter et contrôler la position géométrique d'un hexapode [DIO06] et pour qualifier et quantifier les déformations sur un pignon conique forgé net-shape [BAU05]. Concernant cette dernière étude, Baudouin [BAU06] décompose la déformation de denture en signatures (Figure I - 22), c'est-à-dire des empreintes spécifiques et uniques à l'échelle macroscopique, et qui sont reliées à des phénomènes technologiques survenant lors de la fabrication du pignon. Cette étude des écarts de topographie sur les flancs de pignons a été présentée pour la première fois et en même temps que ceux de Pfeifer et al. [PFE01]. Si le principe de décomposition de ces deux approches est le même (voir Figure I - 17), le lien avec l'origine physique est fondamentalement différent. La proposition de Pfeifer et al. [PFE01] revient à analyser chaque flanc en le décomposant par ordres successifs, de la même manière qu'on étudie un signal électronique en le décomposant en pulsations successives : l'ordre zéro correspond à un décalage, le premier ordre correspond à une inclinaison, le deuxième à une courbure, le troisième à une ondulation de profil, etc. Dans cette proposition, le lien entre les ordres d'analyse successifs et la fonctionnalité du pignon n'est pas clairement identifié.

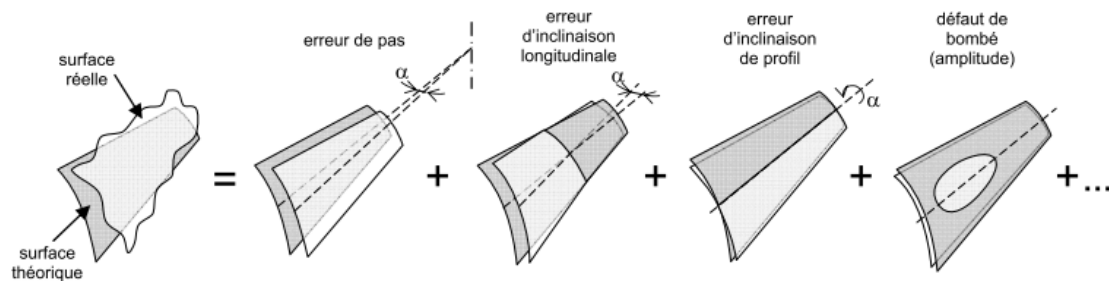


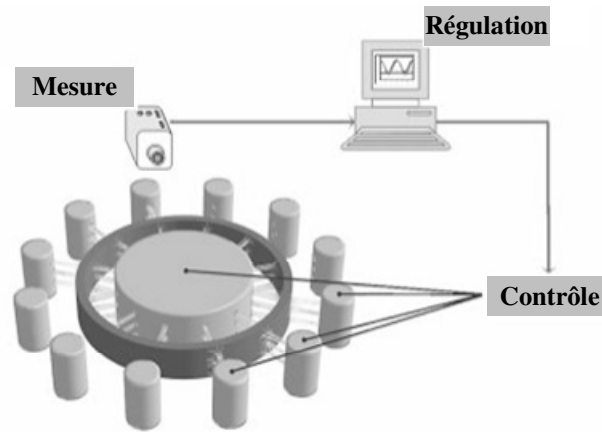
Figure I - 22 : Décomposition des signatures de déformation d'un flanc de denture [BAU06]

### 3.3. Contrôle des déformations

Après avoir présenté, dans le paragraphe précédent, quelques méthodes pour séparer les déformations, et les relier aux phénomènes physiques et technologiques du traitement thermique, il est possible d'établir un modèle prédictif. Celui-ci comprend des lois pour anticiper l'apparition des déformations en fonction de paramètres opératoires identifiés, d'où la possibilité de les minimiser en contrôlant le procédé de refroidissement. Peu de travaux mettent en pratique ce contrôle des déformations. Les quelques exemples proposés dans ce paragraphe montrent la minimisation des déformations par la libération d'un champ de contraintes résiduelles sur l'objet refroidi. La trempe gaz est principalement utilisée, car certains paramètres peuvent être contrôlés, afin de minimiser les déformations.

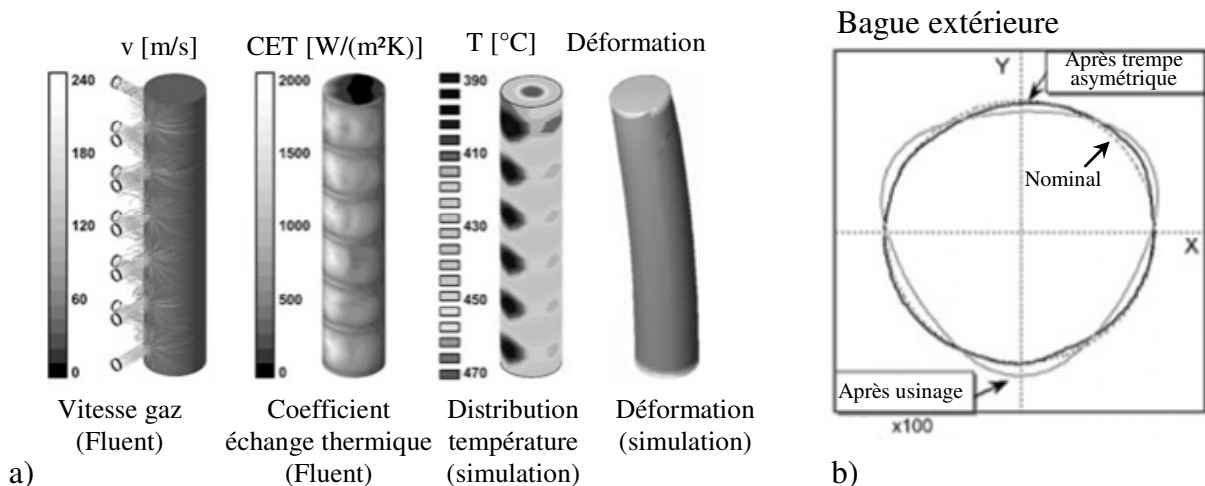
Ainsi, Schüttenberg et al. [SCHU06] minimisent les déformations d'une bague de roulement et d'un cylindre lors de trempe gaz. Pour cela, ils ont mis au point un dispositif de régulation composé (Figure I - 23) :

- d'un système de mesure sans contact, fournissant des informations dimensionnelles ;
- d'un ordinateur, dont les lois de régulation sont définies pour minimiser les déformations ;
- de jets, dont l'orientation et la vitesse du gaz sortant de chacun sont contrôlées par l'ordinateur.



**Figure I - 23 : Schéma de la boucle mesure-régulation-contrôle des déformations en trempe gaz, par un champ de jets orientables [SCHU06]**

La mesure donne ainsi la localisation spatiale des déformations de la pièce et l'orientation des jets permet de créer des conditions asymétriques de trempe. Le but est de compenser les déformations en libérant des potentiels de déformations (contraintes résiduelles) opposés à la localisation des déformations. Dans le cas d'un cylindre (Figure I - 24 a)), les auteurs ont calculé avec le logiciel Fluent, la distribution des vitesses d'éjection du gaz et les coefficients d'échanges thermiques obtenus. Puis par des simulations numériques avec le logiciel Sysweld, ils obtiennent la distribution des températures et des déformations finales du cylindre. De cette façon, ils dressent les cartographies des déformations suivant les différentes vitesses d'éjection du gaz. En conséquence, pour minimiser la flexion du cylindre, les contraintes résiduelles sont libérées aux endroits opposés à la courbure. En appliquant ce principe sur des bagues extérieures de roulement (Figure I - 24 b)), les contraintes résiduelles dues à l'usinage ont été libérées lors de la trempe, asymétrique, et la géométrie obtenue est proche du nominal.



**Figure I - 24 : a) Prédiction des déformations après trempe d'un cylindre et b) minimisation sur une bague de roulement [SCHU06]**

Brzoza et al. [BRZ06] utilisent le même principe de refroidissement par jets de gaz orientables, pour des arbres étagés et des disques. En contrôlant la répartition des échanges thermiques sur ces pièces, ils parviennent à optimiser le relâchement des contraintes résiduelles, et donc à minimiser les déformations potentielles. Li et al. [LI05] contrôlent également la répartition du coefficient d'échange thermique sur un disque et affirment avoir

obtenu eux aussi une diminution des déformations.

Enfin, Pretorius et al. [PRE06] utilisent un système laser pour échauffer localement la surface d'une pièce de type poutre encastrée (Figure I - 25 a)). Cela a pour effet de libérer les contraintes résiduelles qui lui ont été apportées pendant les différentes étapes de sa fabrication. Il est ainsi possible de contrôler la flèche et le sens de la courbure obtenue, en définissant la puissance du laser. Dans le cas d'une chauffe sans transformations de phases (pour une faible puissance du laser), les auteurs constatent une légère traction de la poutre suivant l'axe z positif, tel qu'il est défini dans le repère de mesure donné dans la Figure I - 25 b). Cette courbure s'explique par le gradient de contrainte thermique à l'origine de la déformation plastique locale de la surface affectée thermiquement. Si l'échauffement local est suffisamment important pour provoquer une transformation de phase (austénite vers martensite), un fléchissement de la poutre apparaît, et ce, à cause de la mise en compression des fibres.

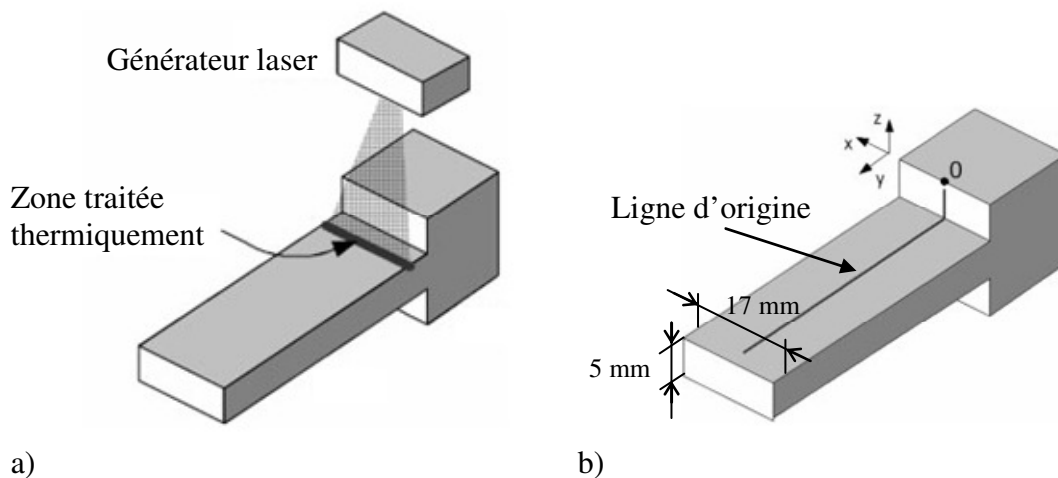


Figure I - 25 : a) Schémas de la zone locale affectée thermiquement par le laser et b) des repères de mesures des déplacements [PRE06]

L'étude de la littérature montre la complexité de modéliser les modes de déformations car ceux-ci sont de faibles amplitudes (de l'ordre de quelques centaines de micromètres) et dépendent de beaucoup de paramètres d'origine thermique, mécanique et métallurgique.

A l'instar des études présentées dans ce paragraphe, la méthode utilisée au cours de ces travaux de thèse permet la séparation des modes de déformation significatifs à partir de la déformation globale du produit. La connaissance de la géométrie de la pièce aux différents stades du processus de fabrication est requise. Une image de la géométrie réelle est obtenue en recourant à une mesure tridimensionnelle, dont les principes fondamentaux sont présentés dans le paragraphe suivant.

#### 4. LA MESURE DIMENSIONNELLE

Certaines surfaces des pièces constituant un produit mécanique sont dites fonctionnelles, car elles permettent au mécanisme de bien fonctionner, en respectant des exigences vis-à-vis de la durée de vie, des vibrations, du bruit de fonctionnement, etc. C'est le cas de l'engrènement des pignons dans une boîte de vitesses. Le processus de fabrication de ces pignons apporte son lot de défauts géométriques, qui, pour les surfaces fonctionnelles, doivent être connus et rectifiés pour assurer un engrènement optimal. Ainsi, bien qu'utile pour améliorer les caractéristiques mécaniques des pignons, un traitement thermique modifie la forme des surfaces fonctionnelles, de façon plus ou moins prononcée. Un moyen de

qualification de ces défauts de forme est donc nécessaire afin d'en évaluer les effets sur l'engrènement.

C'est dans ce contexte que la mesure dimensionnelle intervient. En effet, elle apporte une méthode pour le contrôle des défauts géométriques d'une pièce mécanique, à savoir les deux points suivants :

- comment obtenir les modifications de la géométrie ? ;
- comment les évaluer ?

#### 4.1. Comment obtenir les modifications géométriques des surfaces ?

Dans un premier temps, il convient de définir la terminologie couramment utilisée dans le domaine de la mesure dimensionnelle. Puis, la méthode permettant d'obtenir les éléments géométriques d'un produit mécanique est présentée succinctement. La stratégie de discrétisation de ces éléments fera l'objet d'un point particulier.

##### 4.1.1. Surface théorique et surface réelle

Le terme de « surface » désigne la peau de la pièce qui constitue l'interface entre la matière et son environnement [ISO02b]. La norme ISO 14660-1 [ISO99] définit plutôt le terme *d'élément ou d'élément géométrique*. Cet élément peut être un point, une ligne ou une surface. L'utilisation du dessin de définition permet de représenter la géométrie théorique de la pièce par des *éléments nominaux* ou *idéaux* [ISO00]. Ainsi, une **surface théorique** correspond à une surface imaginaire dont les dimensions sont parfaites [GAU94] [BOU99]. On lui oppose le terme de **surface réelle**, surface obtenue par un processus de fabrication.

L'utilisation des tolérances permet de prendre en compte les différences géométriques entre l'élément réel et l'élément théorique. Ces tolérances sont liées aux besoins fonctionnels de la pièce. Selon la norme [ISO02b], ces tolérances servent à spécifier deux éléments servant d'« enveloppes » pour délimiter l'amplitude maximale admissible des modifications géométriques de l'élément mesuré. Si l'utilisation des tolérances est un moyen de qualification rapide de la qualité d'un élément, ce n'est pas l'objet de ces travaux de thèse. En effet, l'objectif est de modéliser les modifications géométriques de ces éléments et non pas se limiter à trouver les éléments théoriques « enveloppes », encadrant les déformations.

Pour compléter la présentation de cette terminologie, la Figure I - 26 illustre la représentation des éléments spécifiés par la norme ISO 14660-1-2 [ISO99]. Leurs définitions sont les suivantes :

- **élément nominal** (intégral ou dérivé) : élément théorique exact, défini par un dessin technique ou d'autres moyens ;
- **élément** (intégral) **réel** : élément constitutif de la surface réelle de la pièce, limité par les éléments réels adjacents (nombre infini de points);
- **élément** (intégral) **extrait** : représentation approchée de l'élément réel, obtenue par l'extraction d'un nombre fini de points de l'élément réel ;
- **élément** (intégral) **associé** : élément de forme parfaite associé à l'élément intégral extrait suivant des conventions spécifiées ;
- **élément dérivé extrait** : centre, ligne médiane ou surface médiane dérivée à partir d'un ou de plusieurs éléments intégraux extraits. Un 'axe réel' est en fait un élément dérivé extrait ;
- **élément dérivé associé** : centre, ligne médiane ou surface médiane provenant d'un ou de plusieurs éléments intégraux.

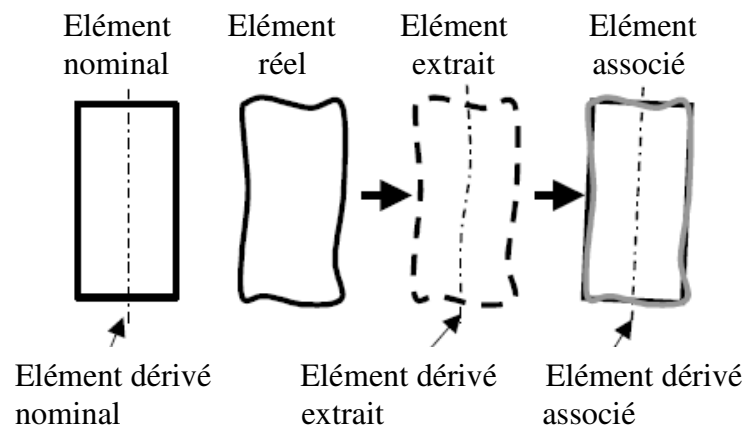


Figure I - 26 : Illustrations des éléments géométriques [ISO99]

#### 4.1.2. Opérations sur les éléments géométriques

Les caractéristiques des éléments sont obtenues à l'aide d'opérations réalisées sur la pièce réelle. Tout l'intérêt du document ISO 17450-1 [ISO00] réside dans la formalisation des opérations et dans la nécessité qui en découle d'en donner la gamme. Sept opérations sont possibles [BAL93] [ISO00] et sont présentées dans la Figure I - 27. Dans l'optique d'identifier puis de séparer les modes de déformations significatifs d'un produit mécanique, voici les cinq opérations utilisées dans ces travaux de thèse :

- la **partition** : décomposition de la pièce réelle entière en éléments géométriques élémentaires : plan, cylindre, sphère, cône etc. ;
- l'**extraction** : discrétisation des éléments réels et élémentaires de la pièce en un nombre fini de points par un moyen de mesure (machine à mesurer tridimensionnelle, système de capture à caméra CDD, etc.) ;
- le **filtrage** : diminution de l'influence des imperfections de l'état de surface (rugosité, bavure, poussière, etc.) ou d'un point aberrant relevant d'un incident de mesure ;
- l'**association** : ajustement d'un élément extrait, non idéal avec un élément idéal ;
- l'**évaluation** : détermination de la valeur de la caractéristique observée (distance, parallélisme, etc.). Dans le cas du tolérancement, l'évaluation consiste à vérifier si l'élément associé est compris dans une enveloppe préalablement définie (la tolérance). Dans le cas de la mesure de déformations, il s'agit plutôt de trouver l'élément idéal, à savoir la forme géométrique qui modélise le mieux la déformation.

Les opérations de partition, d'extraction et de filtrage des éléments géométriques sont mises en œuvre dans le chapitre III de ce mémoire. Concernant l'opération d'extraction, son application s'appuie sur les travaux de recherche présentés dans le paragraphe suivant et visant à optimiser la stratégie d'échantillonnage des éléments géométriques.



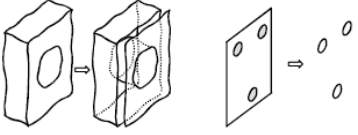
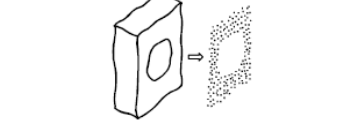

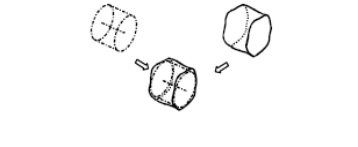
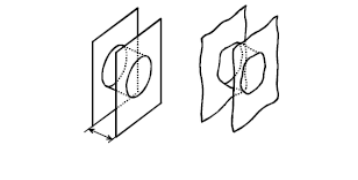
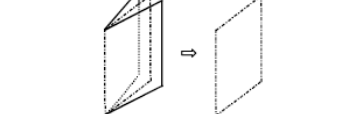
<p><b>Partition</b></p> <p>Opération utilisée pour identifier un(des) élément(s) borné(s) à partir d'élément(s) non idéal(aux) (appartenant au modèle de peau) ou d'élément(s) idéal(aux).</p>	
<p><b>Extraction</b></p> <p>Opération utilisée pour identifier des points spécifiques à partir d'un élément non idéal. On obtient un nombre fini de points.</p>	
<p><b>Filtrage</b></p> <p>Opération utilisée pour créer un élément non idéal en réduisant le niveau d'information d'un élément non idéal.</p>	
<p><b>Association</b></p> <p>Opération utilisée pour ajuster un(des) élément(s) idéal(aux) à un(des) élément(s) non idéal(aux) selon un critère. Le critère donne un objectif sur une caractéristique. Il peut aussi fixer des contraintes.</p>	
<p><b>Collection</b></p> <p>Opération utilisée pour identifier plusieurs éléments ensemble idéaux ou non idéaux, conformément à la fonction de la pièce. Une caractéristique de situation entre deux éléments devient une caractéristique intrinsèque à l'élément collecté.</p>	
<p><b>Construction</b></p> <p>Opération utilisée pour construire un(des) élément(s) idéal(aux) à partir d'autres éléments idéaux selon des contraintes.</p>	
<p><b>Évaluation</b></p> <p>Opération utilisée pour identifier soit la valeur d'une caractéristique, soit sa valeur nominale et sa(ses) limite(s).</p>	

Figure I - 27 : Formalisation des opérations suivant la théorie des surfaces [ISO00]

#### 4.1.3. Stratégie d'échantillonnage : nombre et distribution des points de mesure

Après avoir partitionné la pièce et avant l'opération d'extraction, il faut définir la stratégie d'échantillonnage de chaque élément élémentaire. Le but est d'optimiser le nombre et la distribution des points de telle façon que les portions de surfaces significatives pour le critère d'optimisation (opération d'association) soient mesurées avec la plus petite perte d'informations possible. Dans le cas d'une mauvaise stratégie d'échantillonnage, les valeurs de déviation de la forme extraite peuvent être plus importantes que les valeurs de déviations de forme réelle de la pièce [WEC98].

#### Choix du nombre optimal de points

Il est assujéti, en général, à des facteurs tels la taille de la pièce, les spécifications de tolérance, la capacité du processus de fabrication et l'incertitude de mesure [BAD03].

Lorsque la caractérisation des déformations de la pièce, alors inconnues, est recherchée, le nombre de points doit être augmenté afin que la forme de l'élément extrait s'approche le plus de la forme de l'élément réel (Figure I - 28). Killmaier et al. [KIL03] affirment ainsi que la déviation de forme ne peut être déterminée, de manière fine que par un grand nombre de points d'échantillonnage. Weckenmann et al. [WEC98] recommandent l'augmentation du nombre de points de mesure, pour que la valeur de la déviation de forme converge vers la « vraie » valeur de l'erreur de forme. Néanmoins, il est nécessaire de faire un

compromis entre le nombre de points de mesure et le temps de mesure et de traitement des points. Pour y parvenir, il existe des techniques d'échantillonnages adaptatifs [EDG99], ou des algorithmes développés en recherche opérationnelle. Ces algorithmes sont de types heuristiques (recherche Tabu, recherche hybride, etc.) et permettent de réduire le nombre de points de mesure tout en maintenant une précision optimale [BAD03].

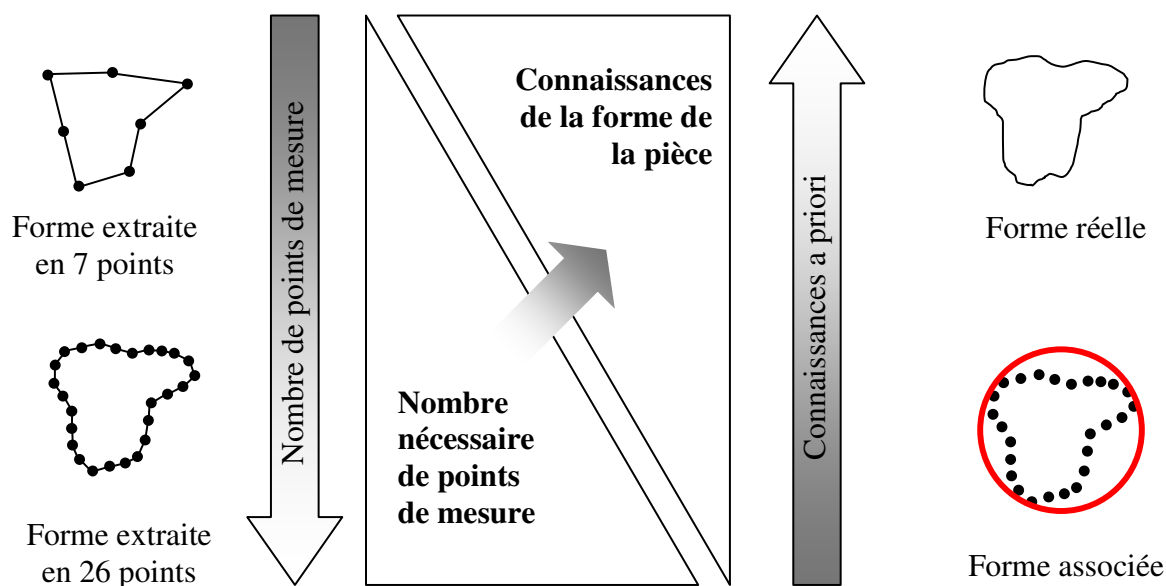


Figure I - 28 : Interaction nombre de points de mesure - informations a priori sur la pièce [KIL03]

### Distribution des points

Elle doit se faire sur toute l'étendue de l'élément à mesurer pour mettre en évidence les défauts de forme dus aux différents modes de fabrication. Lee et al. [LEE97] font une synthèse des travaux sur les méthodes statistiques avec des lois de répartition uniforme, aléatoire, groupée et stratifiée. En pratique, il est souhaitable de les répartir de façon régulière sur toute la surface [BAU07], une répartition non uniforme créant une pondération sur la zone où cette densité de points est localement plus importante. Dans le cas d'un cercle, trois points de mesure uniformément répartis sur la circonférence est un minimum géométrique pour l'opération d'association. Cependant, cela ne garantit pas un niveau d'incertitude satisfaisant sur l'identification du diamètre et de la position du centre : une poussière ou une rayure au niveau d'un ou plusieurs des points compromet la mesure. Pour estimer la position du centre et du diamètre d'un cercle, une dizaine de points semble être un bon compromis temps de palpage/incertitude de mesure [YAU98]. Par contre, cela est insuffisant pour obtenir précisément le défaut de forme, surtout si le diamètre est grand.

## 4.2. Comment évaluer les éléments mesurés ?

L'opération d'extraction permet l'obtention de points de mesure dont le nombre et la distribution ont été définis dans le paragraphe précédent. Il faut à présent identifier les modifications dimensionnelles des éléments géométriques ainsi extraits.

C'est dans ce contexte qu'intervient l'opération d'association. Elle nécessite de spécifier, pour chaque élément géométrique élémentaire, l'élément idéal qui lui est associé et qui modélise le mieux les modifications géométriques de l'élément. L'évaluation des déformations du produit mécanique est alors effectuée en recourant à une méthode d'optimisation.

### 4.2.1. Méthode d'optimisation

Dans la plupart des cas, l'opération d'association nécessite de résoudre un système

surdimensionné. En effet, celui-ci est formé par un grand nombre de points de mesure pour quelques équations modélisant les éléments idéaux à associer aux éléments extraits des éléments réels. Le nombre de points de mesure est donc plus grand que le nombre de paramètres de déviation de forme cherchés. Ce système ne pouvant être résolu de manière exacte, il est alors nécessaire de recourir à une méthode d'optimisation [CIA01] [END03].

Cette dernière utilise une « fonction mathématique objectif », à laquelle sera affecté un critère d'optimisation [NAS99] pour réaliser les opérations d'association et d'évaluation (Figure I - 29). Ce critère peut être, par exemple « *minimiser la somme des carrés des plus courtes distances entre les points mesurés et l'élément géométrique associé* » : c'est le critère bien connu des « moindres carrés ».

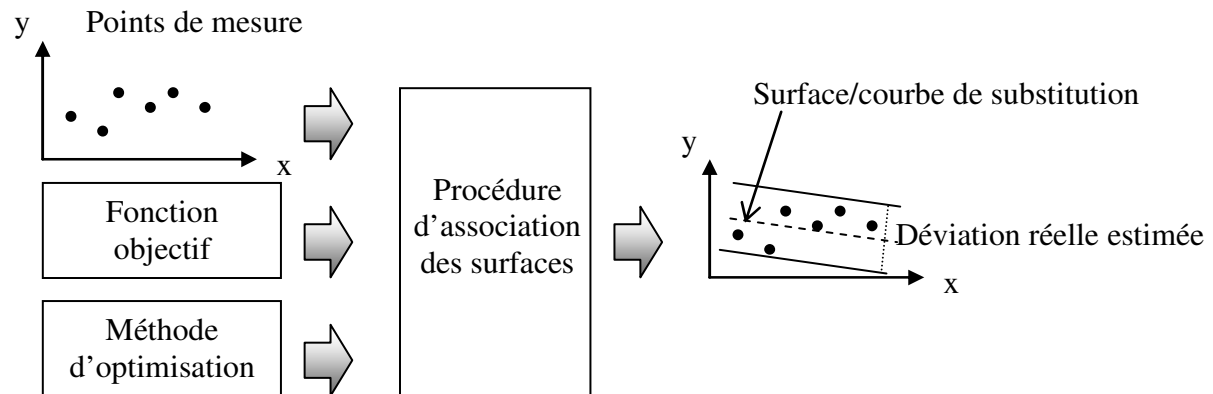


Figure I - 29 : Evaluation des déviations géométriques (d'après [NAS99])

Il existe plusieurs techniques de calcul d'optimisation pour dissocier les déformations élémentaires à partir de la déformation globale d'une pièce. Citons l'approche géométrique [NOV97] [SAMU00], l'approche modale [HUA02] [SAM07] [VAN08b], l'approche heuristique (optimisation combinatoire) [PRA04], le simplex [DAM99] ou les algorithmes génétiques [SHA00] [KIL03]. Dans la plupart des cas, afin d'effectuer la dissociation, il est nécessaire de linéariser le problème, par exemple avec un torseur de petits déplacements [BOU87] [ARO05] [BAU06] [DIO06] [MAK08].

#### 4.2.2. Critères d'optimisation

L'imprécision normative qui existe sur le critère d'optimisation est très gênante pour la mesure dimensionnelle [SCH05]. En effet, le choix du critère reste problématique car il est contestable du fait de la non-unicité mathématique des résultats, surtout sur des éléments mesurés en très peu de points [GOU99] [LAW03]. Hopp et al. [HOP95] et Nassef et al. [NAS99] proposent une procédure pour évaluer les critères et en déterminer le meilleur, c'est-à-dire celui qui est le mieux adapté au cas d'utilisation.

Les critères principalement utilisés [BOU87] [GOU99] sont les suivants :

- le critère de Gauss ou des moindres carrés : la somme des carrés des plus courtes distances entre les points mesurés et le cercle associé doit être minimale ;
- le critère de minimum circonscrit : le cercle associé doit avoir son rayon le plus petit possible, et être situé à l'extérieur de l'ensemble des points mesurés ;
- le critère de maximum inscrit : le cercle associé doit avoir son rayon le plus grand possible, et être situé à l'intérieur de l'ensemble des points mesurés ;
- le critère de tangence : le cercle associé doit être situé d'un même côté de l'ensemble des points mesurés, et être en contact avec au moins un point mesuré. Le côté choisi est en général celui du côté libre de la matière.

### 4.2.3. Choix du critère d'optimisation et contexte d'utilisation

Les trois premiers critères cités précédemment sont illustrés sur l'exemple de l'association d'un cercle à la forme extraite (Figure I - 30). Afin de réaliser cette association, le diamètre et la localisation du centre du cercle sont les paramètres à optimiser.

Au final, les trois critères ne donnent pas les mêmes résultats quant à la localisation du centre du cercle et son diamètre. Il ne faut pas trancher en faveur de tel ou tel autre critère mais plutôt réfléchir au cas d'utilisation. Dans le cas de la vérification de l'emboîtement d'un arbre dans un alésage, le critère du maximum inscrit sera utilisé pour qualifier le diamètre minimal de l'alésage et celui du minimum circonscrit pour le diamètre maximal de l'arbre. Par contre, dans le cas de la réalisation d'un frettage (ajustement serré) entre l'arbre et l'alésage, le critère des moindres carrés sera plus adapté car il permet de minimiser l'énergie de déformation élastique requise.

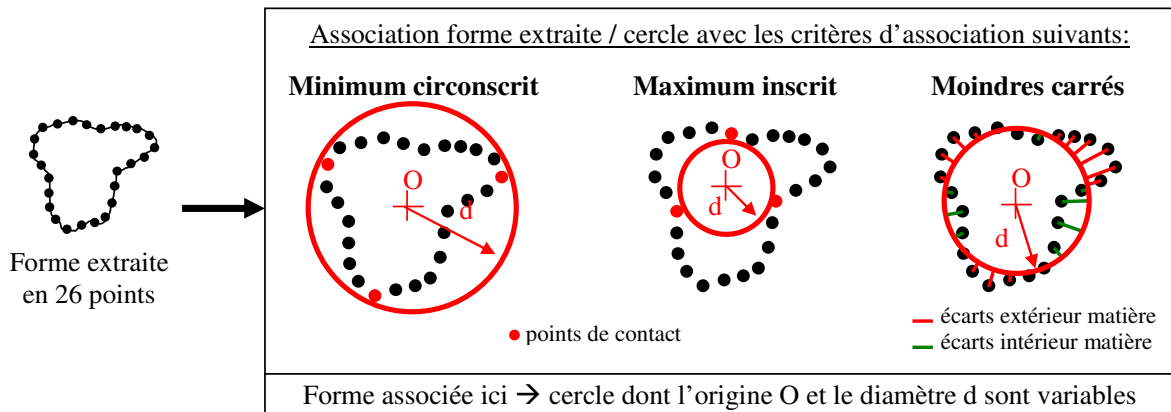


Figure I - 30 : Cercle associé par trois critères d'optimisation : centre et de diamètre différents

Dans le contexte des travaux de thèse qui est la modélisation du défaut de forme de l'élément extrait, l'élément associé utilisé ne serait probablement pas un cercle. En effet, dans ce cas précis, le choix de l'élément à associer va dépendre du processus de fabrication de l'élément. Par exemple, en tournage, le défaut de forme pourrait être modélisé par un « effet trilobe » lié au bridage de la pièce. Cette remarque permet de faire le parallèle avec les travaux de [SUR05], [VOL05] et [NOW06] sur l'influence du processus de fabrication sur le défaut de circularité de bagues de roulement. Les auteurs mettent en évidence que le système de bridage par mâchoires provoque une hétérogénéité de répartition des contraintes le long de la circonférence externe des bagues. Cette cause physique implique un défaut de forme spécifique, en l'occurrence, une variation périodique du diamètre de la bague, pouvant être modélisé, quoique imparfaitement, par un « effet trilobe ».

Cette présentation de la terminologie a permis d'apporter les concepts utilisés pour la mesure dimensionnelle et l'évaluation des défauts d'un produit mécanique. Aussi, le chapitre II spécifie la méthode d'optimisation retenue pour l'opération d'association. La spécificité de cette méthode réside dans le choix d'éléments idéaux d'association liés à leur réalité physique et donc au processus de fabrication du produit.

La partie suivante présente le moyen de mesure généralement utilisé pour extraire la géométrie des éléments du produit.

## 5. LA MACHINE A MESURER TRIDIMENSIONNELLE

Les moyens traditionnels de mesure dimensionnelle permettent soit une mesure unidirectionnelle (micromètre, comparateur, etc.), soit bidirectionnelle (projecteur de profil, mesureur de circularité, etc.). La machine à mesurer tridimensionnelle (*abrégié par le terme « MMT »*) permet une mesure en trois dimensions. A la différence des moyens traditionnels de contrôle des tolérances, qui proposent la comparaison matérielle (ou calibrage) de surfaces simples par rapport à leurs étalons équivalents (plan, cylindre, etc.), la MMT apporte en plus la vérification des surfaces complexes pour lesquelles la réalisation d'un étalon n'est pas possible ou trop coûteux. C'est le cas en traitement thermique, où la déformation multidirectionnelle de l'objet mesuré donne des surfaces complexes.

L'objectif de cette partie est de présenter la constitution d'une MMT et des dispositifs mesurants donnant l'information de mesure. Comme avec tout moyen de mesure expérimental, cette information de mesure est obtenue avec une certaine marge d'incertitude, dont les sources principales seront précisées.

### 5.1. Présentation

La MMT est une machine permettant de localiser des points dans un espace de mesure. Elle est le plus souvent de type portique (Figure I - 31), car cette structure offre un accès facile pour mesurer des pièces de grandes dimensions. De plus, elle est adaptée pour supporter le poids du marbre disposé horizontalement. Une machine à mesurer tridimensionnelle est un instrument de grande précision, par les aspects suivants :

- le contrôle de l'environnement de la machine (température, hygrométrie) ;
- un asservissement précis de la vitesse des axes ;
- des règles optoélectroniques de mesure d'une résolution de l'ordre de 0,01 à 1  $\mu\text{m}$  donnant la position des axes ;
- une commande numérique permettant l'automatisation des mesures et donc une répétitivité par l'élimination des manipulations humaines ;
- le guidage en translation sans frottement, réalisé sur cette MMT grâce au couple patin aérostatique-marbre ;
- le marbre, élément massif ayant une structure stable dans le temps.

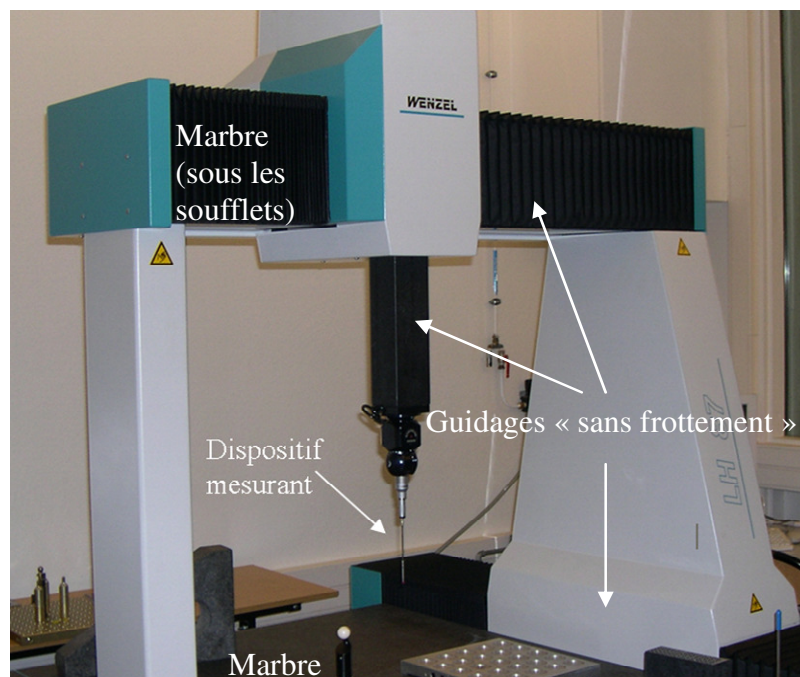


Figure I - 31 : MMT Wenzel LH 87 à portique utilisée lors de ces travaux de thèse

La MMT réalise l'opération d'extraction des points de mesure. Pour cela, elle est munie d'un dispositif permettant le repérage des points sur la surface d'un solide. Ensuite, un logiciel interne permet l'évaluation du respect ou non des tolérances associées. Le temps d'exécution du traitement des données dépend du nombre de points de mesure et de la puissance de calcul de l'ordinateur utilisé, ce qui n'est plus un souci en regard des progrès constants réalisés dans ce domaine [DOW97]. Aussi, depuis son introduction dans les années 60, la MMT est devenue l'instrument d'inspection de prédilection pour la mesure dimensionnelle des pièces mécaniques [COO91] de part sa grande flexibilité pour l'évaluation du respect des tolérances et son couplage avec la Conception Assistée par Ordinateur.

## 5.2. Les différents dispositifs mesurants

Ils permettent la localisation de points de la pièce dans l'espace machine. L'acquisition des points se fait grâce à un palpeur, en interaction avec la pièce. Celui-ci peut être à contact ou non, et de son choix dépend la précision de mesure. Il existe trois classes de palpeurs : le palpeur de forme, le palpeur à contact à bille et le palpeur sans contact.

### 5.2.1. Le palpeur de forme

Apparu en même temps que les MMT, ce palpeur est la matérialisation d'un élément parfait. Il fait office de gabarit, c'est-à-dire d'élément de référence vérifiant la conformité d'un élément réel. C'est le cas par exemple d'un tampon légèrement conique (le gabarit) introduit dans un alésage. Les inconvénients de ce palpeur sont [COO91] :

- la matérialisation de la surface sur les plus hautes aspérités (« extérieur matière ») ;
- la sensibilité à la géométrie de la pièce ;
- la nécessité d'avoir de nombreux palpeurs différents (en fonction du diamètre de l'alésage) ;
- la difficulté d'automatiser les opérations de palpation.

### 5.2.2. Le palpeur à bille

Comme son nom l'indique, ce type de palpeur est muni d'une bille à son extrémité, généralement en rubis. Le contact ponctuel bille-pièce permet de définir toutes surfaces par un ensemble de points discrets. Voyons à présent les deux sortes de palpeur à bille.

#### **Le palpeur à bille dynamique**

Ici, la bille s'approche de la pièce à vitesse constante et faible, et suivant une normale d'accostage. Le champ d'accélération étant alors nul, il n'y a aucune déformation liée aux forces d'inertie [COO91]. Le système doit donc déclencher au choc de la bille sur la pièce, le palpation est donc dynamique ou à déclenchement (Figure I - 32 a)).

Le palpeur dynamique utilise le principe de la mise en position isostatique d'un solide (Figure I - 32 b)), par l'intermédiaire d'une liaison de Boys (Figure I - 32 c)). Six points de contact permettent de fixer chacun des six degrés de liberté (3 translations et 3 rotations) de la partie mobile, une fois et une seule. Le palpeur fonctionne alors comme un interrupteur électrique. En effet, ces points de contact sont montés en série électriquement et traversés en permanence par un faible courant. Lorsque la bille vient au contact de la pièce, un des 6 appuis tend à se détacher. La résistance électrique du palpeur varie brutalement et une électronique de traitement active la lecture des règles de déplacement des axes de la machine.

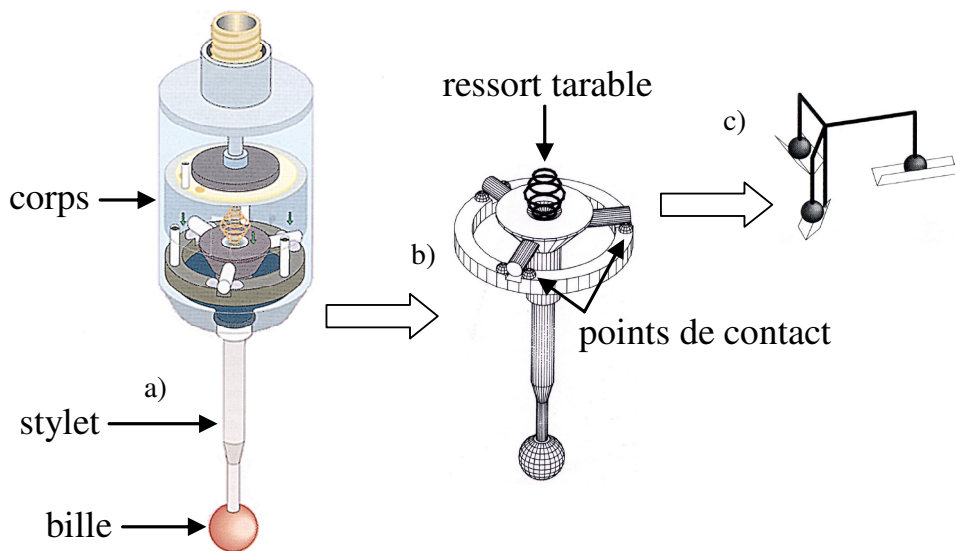


Figure I - 32 : Palpeur dynamique : a) constitution, b) partie isostatique, c) liaison de Boys [COO91]

En pratique, il est difficile de détecter le moment précis où la bille touche la pièce. Il existe en effet un retard au déclenchement provoqué par le ressort tarable plaquant l'étoile sur les points d'appui (Figure I - 32 b)). Ce ressort définit l'effort minimum de déclenchement pour garantir un contact franc entre la bille et la pièce. Ce retard au déclenchement provoque une flexion du stilet grossièrement proportionnelle au cube de sa longueur d'après la théorie des poutres. Cette flexion du stilet est partiellement corrigée dans la mesure par l'intégration du rayon effectif de la bille du palpeur. Cette mesure du rayon doit être réalisée avec les mêmes paramètres machines (vitesses, accélérations) utilisés pour la mesure de la pièce. Ce rayon effectif et les coordonnées du centre bille sont obtenus par mesurage d'une sphère étalon dont le diamètre est certifié.

Malgré cet étalonnage, il n'est pas possible de corriger la dissymétrie des forces de déclenchement dans le plan perpendiculaire au palpeur. Cette dissymétrie, nommée couramment « l'effet trilobe » (Figure I - 33), est due à la liaison de Boys. En effet, l'effort de déclenchement est plus grand pour décoller les points de contact dans la direction de la force maximale que dans celle de la force minimale (différence de bras de levier). La flexion due à force maximale est de l'ordre de  $10 \mu\text{m}$  avec un palpeur TP2 [HEN07]. Pour accéder à toutes les surfaces de la pièce d'étude de ces travaux de thèse, un palpeur étoile, muni de plusieurs billes, sera utilisé. Il faudra donc les étalonner toutes en mesurant la même sphère de référence afin de déterminer les coordonnées du centre de chacune des billes dans le repère de la machine.

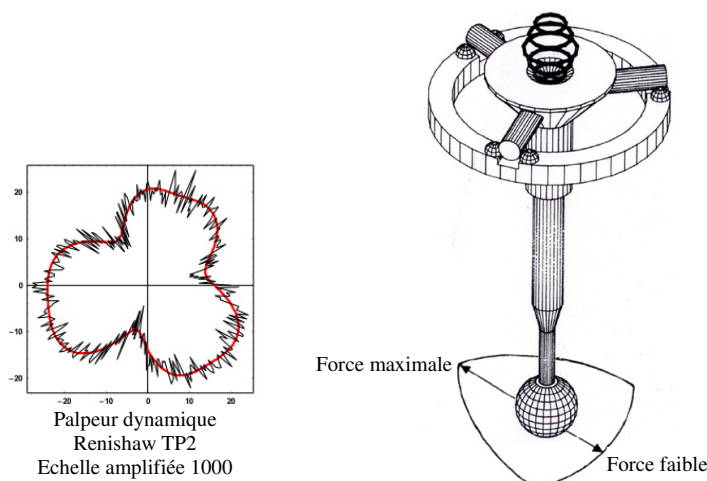


Figure I - 33 : Effet trilobe du palpeur à déclenchement [HEN07] et forces du stilet (d'après [COO91])

Lors du contact de la bille avec la surface réelle, les coordonnées lues sur les règles de contrôle permettent seulement de déterminer la position du centre de la bille du stylet. Aucune information issue de la mesure ne permet de connaître le point de contact avec la pièce. Pour connaître celles du point dit « mesuré » (Figure I - 34), un calcul est nécessaire. Celui-ci est réalisé par le logiciel de mesure de la MMT, à partir des coordonnées du centre bille, de la normale d'accostage programmée et du rayon effectif de la bille [BAU07].

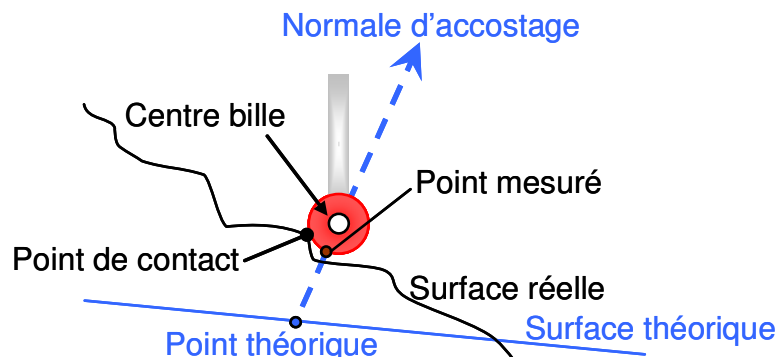


Figure I - 34 : Principe d'acquisition d'un point de mesure avec un palpeur dynamique

Les avantages de ce palpeur sont [GON04] :

- la grande vitesse de palpation, le faible encombrement de la tête et le coût modéré ;
- la flexibilité proposée par les nombreuses configurations de stylets possibles.

Cependant :

- le palpeur dynamique ne convient pas aux matériaux déformables ;
- suivant la configuration, la longueur du stylet entraîne une flexion non désirée ;
- il ne permet pas le balayage continu (scanning) ;
- il donne des résultats moins précis que le palpeur statique.

### Le palpeur à bille statique

Dans ce cas, la bille est en contact avec la pièce et les axes de la MMT sont immobilisés. L'effort de contact est contrôlé tout en mesurant la position de la tête de palpation. Il existe deux solutions technologiques proposées par les constructeurs de palpeurs.

La première est basée sur un parallélogramme flexible (Figure I - 35) réalisant, pour de faibles déflexions, un guidage linéaire sans jeu et sans frottements. Un système de lecture de déplacement (transformateur différentiel ou petite règle) mesure le déplacement du guidage, tandis que la mesure de la composante de l'effort de contact parallèle à la direction du guidage est mesurée par un électroaimant ou un ressort [COO91].

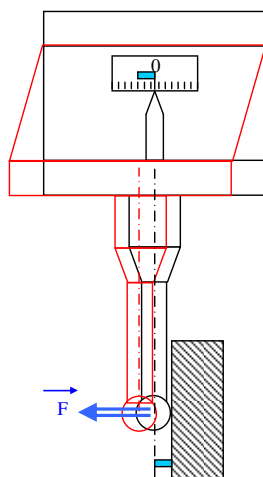


Figure I - 35 : Palpeur statique muni d'un parallélogramme déformable [COO91]



La seconde solution utilise un système métrologique optique haute résolution ( $0,02 \mu\text{m}$ ), mesurant directement les déflexions du mécanisme entier. Un commutateur optique fait office de déclencheur et fonctionne sans contact, donc sans usure (Figure I - 36 a)). Des têtes de lecture fixées au corps du palpeur mesurent les déflexions du mécanisme entier et non pas d'un seul axe à la fois : cela élimine les erreurs inter-axes ( $xy$ ,  $yz$  et  $xz$ ) et les effets thermiques et dynamiques.

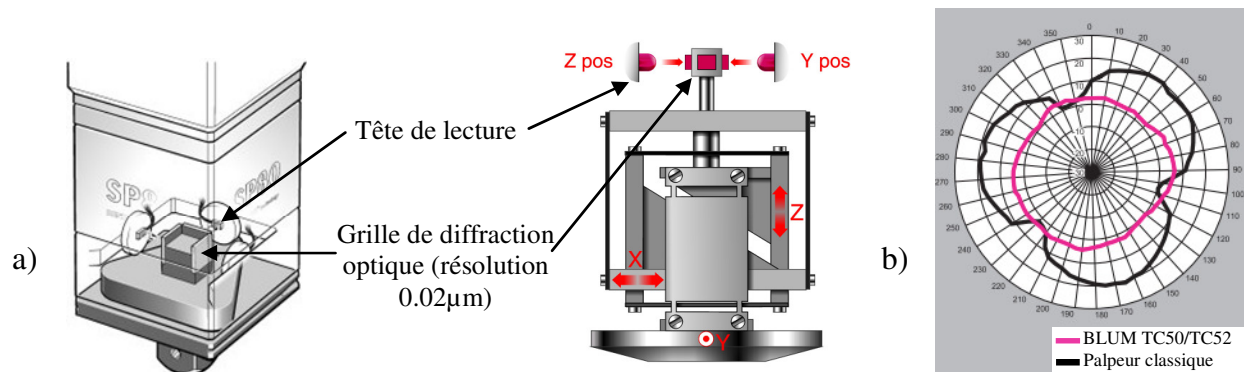


Figure I - 36 : a) Palpeur à commutation optique (documentation Renishaw) et b) absence d'effet trilobe (Blum-Novotest)

Par rapport au palpeur dynamique, les principaux avantages du palpeur statique sont [BAU07] :

- la précision de mesure : il n'y a pas de déformations dues aux efforts d'inertie car la machine mesure à l'arrêt (sauf en mode continu) ;
- la non-sensibilité vis-à-vis de la longueur du stylet, de par la conception de son système de lecture de déclenchement ;
- la mesure ne comporte pas d'effet trilobe (Figure I - 36 b)) ;
- la possibilité de travailler en mode continu (scanning), pour les applications de contrôle de forme et de numérisation.

Cependant :

- l'ensemble est plus volumineux, plus lourd et plus coûteux ;
- le palpeur statique ne convient pas mieux aux matériaux déformables.

### 5.2.3. Le palpeur sans contact

Grâce à l'absence de contact, ce type de palpeur présente les avantages communs suivants :

- numérisation à grande vitesse de surfaces quelconques ;
- mesure dans des endroits inaccessibles aux palpeurs à contact ;
- mesure sur des matériaux déformables ;
- observation en temps réel de l'évolution de la géométrie de la pièce.

Mais :

- la précision est souvent limitée par rapport au palpeur à contact ;
- il existe des zones « d'ombres » inaccessibles.

### Le palpeur laser

Monté sur la tête motorisée de la MMT (Figure I - 37), ce palpeur envoie une nappe laser sur la pièce et récupère le rayon réfléchi sur une barrette photosensible : le déclenchement est donc optique. Par rapport à un palpeur à déclenchement mécanique, le principal avantage est la grande vitesse de balayage mais la précision est limitée [DAL98] : Renishaw annonce une précision en mesure 1D de  $\pm 25 \mu\text{m}$ . En effet, celle-ci dépend de la qualité de la réponse optique qui varie suivant la couleur, l'état de la surface et l'existence de

zones d'ombre pour lesquelles la mesure est impossible.



Figure I - 37 : Palpeur optique [COO91]

### La caméra CCD

Elle est particulièrement bien adaptée aux pièces planes. Les points sont saisis grâce à des techniques de traitement d'images (recherche de contraste, etc.) [KRE05]. Ce système est intéressant pour observer l'évolution en direct de phénomènes (traitement thermique par exemple) pour lesquels aucun contact n'est possible [CAR01] [CLA02].

Le choix du dispositif mesurant a des répercussions sur l'incertitude de l'extraction de la géométrie de la pièce. Pour des emplois sur des pièces de mécanique générale, l'utilisation d'un palpeur dynamique est la plus répandue car il est plus robuste et moins cher qu'un palpeur statique ou qu'un palpeur sans contact. C'est le choix retenu pour procéder à la mesure des pièces étudiées dans ces travaux de thèse.

## 5.3. Incertitudes d'une machine à mesurer tridimensionnelle

### 5.3.1. Définition

Malgré sa précision toujours croissante, la machine à mesurer tridimensionnelle ne pourra qu'approcher les dimensions intrinsèques des surfaces dont les caractéristiques « vraies » sont à jamais inconnues. En effet, un des grands piliers de la science moderne est d'admettre qu'il est impossible d'obtenir l'essence même des choses qui sont étudiées, à savoir ici la mesure vraie [SIG07]. C'est ce qu'affirme le **principe d'incertitude d'Heisenberg**, formulé en 1927 : « plus on cherche à connaître avec précision la position d'une particule, plus la vitesse de cette dernière devient imprécise ».

Ainsi, la mesure est dépendante de la théorie car elle résulte d'un instrument de mesure, dont le fonctionnement et l'interprétation des résultats sont basés sur un ensemble de concepts, de ce fait limitatifs [SIG07]. Dans le cas de la métrologie dimensionnelle, il existe ainsi une incertitude de mesure. Le concept d'incertitude a récemment évolué [POU01] : avant 1984, le V.I.M. (Vocabulaire International de la Métrologie) désignait l'incertitude comme une « erreur probable ». Puis la norme de 1984 (VIM 1984) la définit comme un « intervalle qui contient la valeur vraie » et celle de 1993 (VIM 1993), comme un « paramètre associé au résultat d'un mesurage qui caractérise la dispersion des valeurs qui pourraient raisonnablement être attribuées au mesurande » [ISO02a]. Cette dernière définition est illustrée dans Figure I - 38.

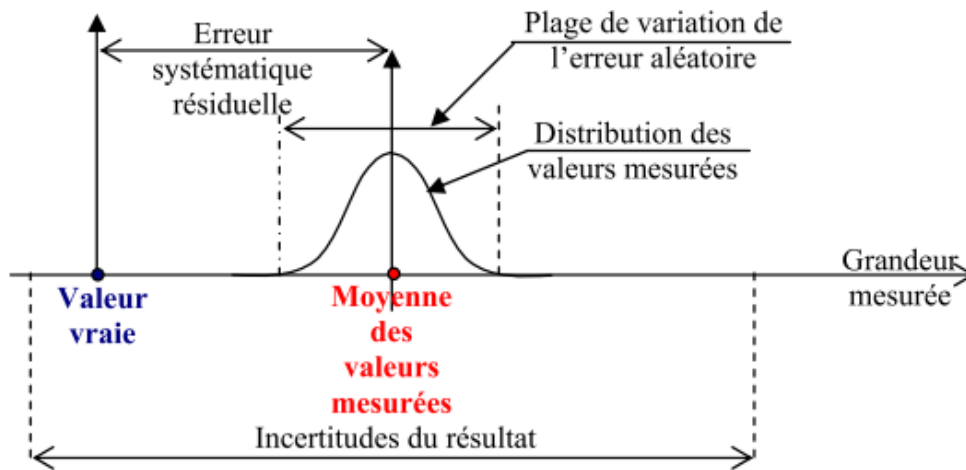


Figure I - 38 : Détermination de l'incertitude de mesure [HEN07]

En métrologie dimensionnelle, les principales causes d'incertitude de mesure sont présentées dans la Figure I - 39 [KIL03], en se basant sur le diagramme des 5M (Milieu, Main d'œuvre, Matériels, Méthodes, Matières). Un descriptif plus complet a été réalisé dans la thèse de Hennebelle [HEN07]. Il est possible de regrouper ces erreurs en deux catégories bien distinctes : les erreurs systématiques d'un côté, les erreurs aléatoires de l'autre.

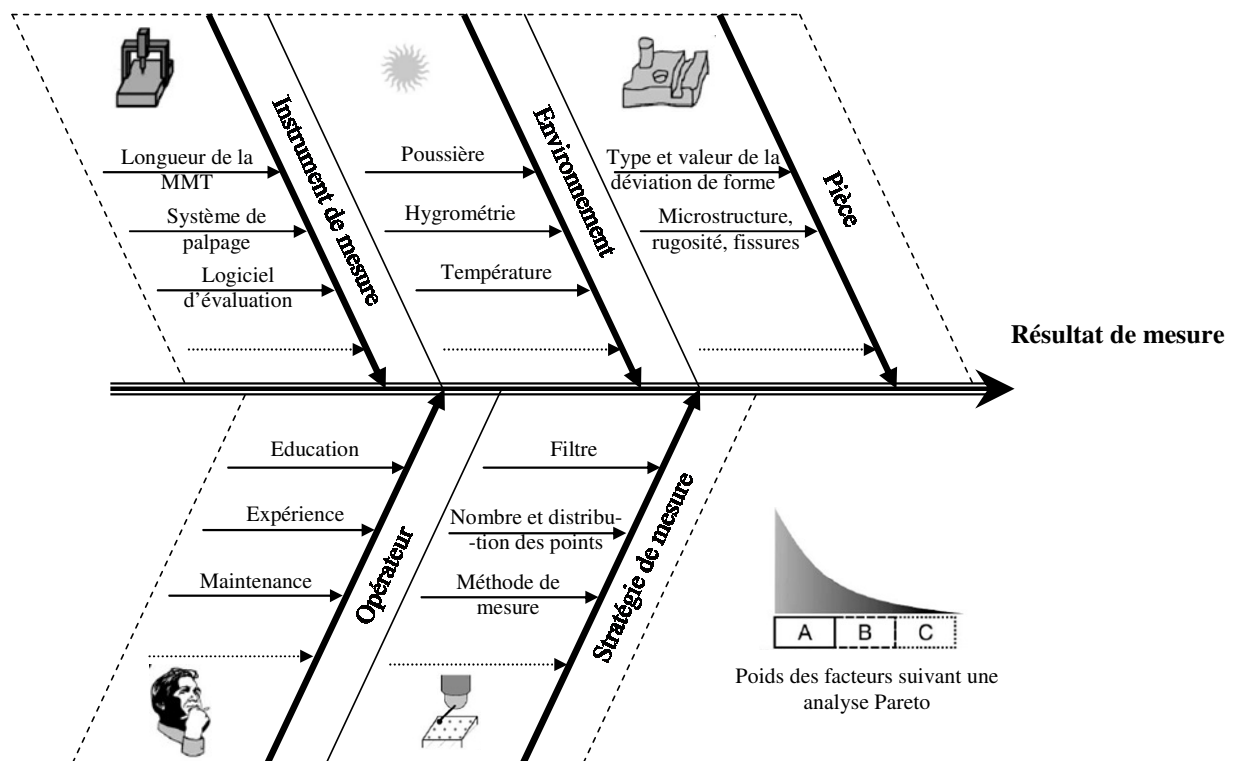


Figure I - 39 : Facteurs sources d'incertitude pour une MMT [KIL03]

### 5.3.2. Erreurs systématiques

Il s'agit d'erreurs reproductibles, identifiables au terme d'une série de mesures portant sur une même dimension et effectuées dans des conditions expérimentales identiques [COUR03]. Ces erreurs systématiques sont principalement dues :

- aux erreurs géométriques de la MMT, par exemple le défaut de perpendicularité des axes ;
- aux erreurs liées au produit : forme et géométrie, matière, magnétisme ;
- à la procédure de mesure : choix inapproprié du palpeur, flexion du stylet ;

- à l'effet trilobe du palpeur dynamique utilisant une liaison de Boys ;
- aux conditions expérimentales dans le local de la MMT : variation cyclique de la température, de la pression, de l'hygrométrie. Les mesures dimensionnelles se font à une température de référence de  $20^{\circ}\text{C} \pm 0,5^{\circ}\text{C}$  et une hygrométrie de  $55 \pm 5\%$ .

Les erreurs systématiques sont généralement diminuées en appliquant des corrections mais celles-ci ne peuvent être parfaites. Un exemple caractéristique est celui d'un appareil fidèle, dont le défaut de justesse est connu et donc partiellement corrigé.

### 5.3.3. Erreurs aléatoires

Elles proviennent de l'influence de facteurs imprévisibles lors d'une série de mesures effectuées sur la même grandeur. A l'inverse des erreurs systématiques, les erreurs aléatoires ne sont pas reproductibles et ne peuvent donc être corrigées. Ces erreurs ont diverses origines, connues ou inconnues. Elles peuvent être caractérisées comme suit :

- erreur de fidélité de la MMT, ce qui résulte en une non répétabilité de la chaîne de mesure ;
- perturbations des conditions environnementales de la MMT : variations aléatoires de la température (ouverture inopinée des portes du local), vibrations mécaniques venant de l'extérieur ou créées par des machines mécaniques à proximité de la MMT (presse mécanique), perturbation des circuits électroniques (phénomènes électromagnétiques, microcoupures et parasites électriques) ;
- erreurs accidentelles dues à l'opérateur : erreur d'observation ou manque de savoir-faire de l'opérateur (habileté, rigueur, etc.), erreurs grossières (calcul, échelle, sens matière).

Les erreurs aléatoires sont généralement diminuées en augmentant le nombre d'observations indépendantes et en prenant la moyenne de ces valeurs [COUR03].

### 5.3.4. Modélisation de l'incertitude de mesure

La valeur de l'incertitude de mesure sur les coordonnées des points mesurés sur la pièce dépend de beaucoup de paramètres systématiques et aléatoires. Les premiers ont une action reproductible et donc corrigable, les seconds agissent de façon purement aléatoire sur les premiers. A cause de ces interactions, il est difficile, en réalité, de modéliser avec précision l'incertitude de mesure. Le cas typique est celui de l'évolution de la température du local de la MMT. Ce local est muni d'un dispositif de régulation automatique de température, celle de consigne étant de  $20^{\circ}\text{C}$ , à plus ou moins  $0,5^{\circ}\text{C}$ . La régulation doit contrecarrer l'effet d'une perturbation thermique, par exemple, l'ouverture de la porte ou la présence de personnes dans le local. Mais, à cause de l'inertie thermique, le système de régulation ne peut se stabiliser instantanément et met un certain temps avant de retrouver la température de consigne.

Un modèle très approché de l'incertitude d'une MMT est donné par l'erreur d'indication, notée  $E$ . Ce modèle, d'évolution linéaire, donne la valeur de l'incertitude dans l'espace de la MMT. Il est déterminé empiriquement, par mesurage de cales étalons rattachées à la chaîne d'étalons métrologique nationale. Il est formulé par exemple par  $E = 3,5\mu\text{m} + L / 350$ , où  $L$  est longueur mesurée (en mm) suivant les axes, résultant soit d'un déplacement uniaxial ou multiaxial.

Ces travaux de thèse n'ont pas pour objectifs la modélisation de l'incertitude de mesure et la détermination de leurs origines. Cependant, l'estimation de la valeur d'incertitude de mesure sera utilisée pour évaluer la pertinence des défauts de forme d'un produit mécanique. Autrement dit, il s'agit de répondre à la question suivante : « l'amplitude de ces défauts est-elle significative ou non par rapport à l'incertitude de mesure, à paramètres opératoires identiques ? ».

## 6. CONCLUSIONS

Ce chapitre a permis l'introduction des concepts requis pour la réalisation de ces travaux de thèse, à savoir :

- les moyens d'identification des déformations que sont la mesure dimensionnelle et la simulation numérique ;
- les origines physiques et technologiques des déformations en traitement thermique ;
- les méthodes de prédiction des déformations.

Le schéma proposé dans la Figure I - 40 résume les diverses approches inductives et déductives de la littérature. La méthode développée s'appuie également sur une approche expérimentale et sur une approche utilisant les éléments finis et les modèles associés.

L'approche expérimentale (étapes ① et ②) consiste à fabriquer une pièce mécanique (par usinage, forge, etc.), puis lui faire subir un traitement thermique. Ce processus de fabrication va altérer la géométrie. L'analyse dimensionnelle des pièces usinées et traitées thermiquement permet l'identification des modes de déformations (étape ③). Une confrontation peut ensuite être menée avec les modèles prédictifs, comme la simulation numérique (étape ④).

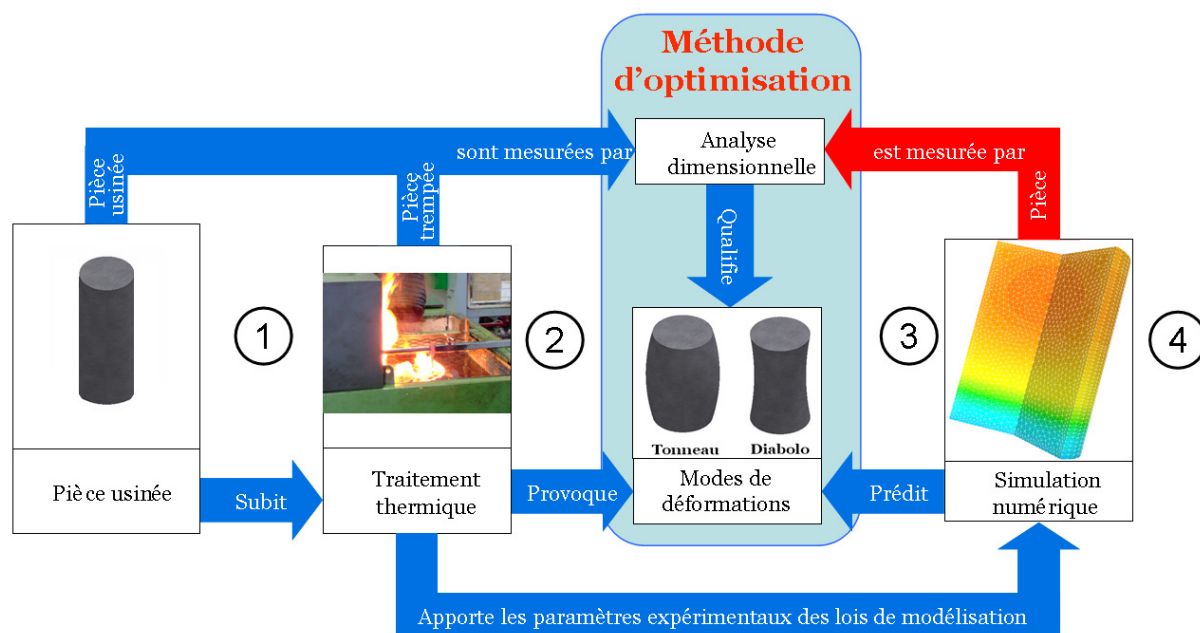


Figure I - 40 : Approches inductives et déductives pour la qualification des déformations

La première particularité de notre démarche réside dans le choix de modes de déformations ayant une réalité physique et/ou technologique [NIC07]. Cela conduit à définir le terme de « phénomène de déformation » pour souligner la corrélation entre la cause physique du mode de déformation et son impact sur la géométrie. Ce lien entre modes de déformations et phénomènes physiques n'est pas systématiquement déterminé dans les travaux de la littérature. A priori inconnues, les causes physiques des modes de déformations d'un produit peuvent être appréhendées en recourant à la simulation numérique. Cette dernière apporte un point de vue supplémentaire par la possibilité d'isoler les effets des phénomènes thermiques, mécaniques et métallurgiques.

La seconde particularité sera de proposer un moyen pour évaluer la pertinence des amplitudes de ces phénomènes de déformations par rapport aux bruits de mesure. Pour cela, l'incertitude de mesure sera propagée à travers la méthode d'optimisation jusqu'à obtenir son impact sur les valeurs de phénomènes de déformations.

Enfin, la dernière particularité de notre démarche consiste en la qualification des phénomènes de déformations de pièces issues de la simulation numérique. Si la méthode reste inchangée, il est néanmoins nécessaire de recourir à une « mesure virtuelle » des éléments géométriques des pièces simulées. La Figure I - 40 comprend donc ce lien qui permet d'exploiter pleinement les résultats de simulation numérique.

La suite du mémoire de thèse s'organise en cinq autres chapitres, dont les contenus sont les suivants :

- au chapitre II : la méthode ainsi que ces trois particularités est présentée;
- au chapitre III : la méthode est mise en œuvre sur la pièce d'étude de ces travaux de thèse (étapes ① et ②) ;
- au chapitre IV : l'influence de la nuance d'acier et du milieu de trempe sur la déformation de la pièce d'étude est étudiée par le biais d'essais expérimentaux (étape ③) ;
- au chapitre V : la méthode est exploitée avec l'outil de simulation numérique afin de confronter les résultats expérimentaux et prédictifs (étape ④);
- au chapitre VI : une investigation numérique permet d'appréhender les déformations dues aux effets thermo-mécaniques et métallurgiques. Par ailleurs, une discussion est menée pour déterminer l'influence de la variation des paramètres expérimentaux sur la prédiction de la déformation.



# **CHAPITRE II : METHODE DEVELOPPEE POUR QUALIFIER TECHNOLOGIQUEMENT LES DEFORMATIONS**



# TABLE DES MATIERES

---

<b>1.</b>	<b>OBJECTIFS ET PARTICULARITES DE LA METHODE DEVELOPEE .....</b>	<b>46</b>
<hr/>		
<b>2.</b>	<b>OBTENTION DES IMAGES GEOMETRIQUES (ETAPE 1) .....</b>	<b>47</b>
2.1.	Par la mesure d'une pièce « réelle » .....	47
2.2.	Par la mesure d'une pièce « virtuelle » .....	49
<hr/>		
<b>3.</b>	<b>DECOMPOSITION VECTORIELLE DES PHENOMENES DE DEFORMATIONS (ETAPE 3)....</b>	<b>51</b>
3.1.	Introduction .....	51
3.2.	Développement mathématique de la méthode d'optimisation .....	53
3.3.	Phénomènes associés au corps rigide et au corps déformable .....	54
3.4.	Vérification des hypothèses .....	54
<hr/>		
<b>4.</b>	<b>CHOIX DES PHENOMENES DE DEFORMATION (ETAPE 2).....</b>	<b>55</b>
4.1.	Lien avec les paramètres physiques et technologiques .....	55
4.2.	Evaluation de la pertinence des signatures modélisant les phénomènes .....	58
<hr/>		
<b>5.</b>	<b>ALGORITHME PROPOSE .....</b>	<b>61</b>
<hr/>		
<b>6.</b>	<b>EXEMPLE DE MISE EN OEUVRE.....</b>	<b>63</b>
6.1.	Hypothèses .....	63
6.2.	Déroulement des étapes de la méthode .....	63
6.3.	Influence du nombre de points uniformément répartis .....	66
6.4.	Influence de la répartition des points .....	67
<hr/>		
<b>7.</b>	<b>CONCLUSIONS .....</b>	<b>70</b>

---

# INTRODUCTION DU CHAPITRE II

Initiée au sein du laboratoire de recherche [DAV85] [BAU06], la méthode présentée dans ces travaux de thèse, permet la qualification et de quantification des phénomènes de déformations d'un produit mécanique. Les ajouts apportés lors de ces travaux de thèse sont les suivants :

- la possibilité d'appliquer cette méthode avec les modèles de simulation numérique ;
- l'origine physique des phénomènes oriente leur modélisation mathématique ;
- la mise en œuvre de l'évaluation de la pertinence des modèles mathématiques associés aux phénomènes.

La première partie de ce chapitre présente succinctement les trois étapes de la méthode.

La seconde partie correspond à la première étape de la méthode, à savoir l'obtention d'images géométriques d'une pièce mécanique. La mesure d'une pièce réelle, au moyen d'une Machine à Mesurer Tridimensionnelle (MMT) et la mesure d'une pièce virtuelle, issue de simulation numérique, sont présentées.

La troisième partie concerne la dernière étape de la méthode, à savoir la méthode d'optimisation utilisée dans ces travaux de thèse. En respectant certaines hypothèses, la dissociation des phénomènes de déformations à partir de la déformation totale de la pièce est alors possible et permet de qualifier chaque phénomène.

La quatrième partie aborde le choix des phénomènes de déformations et de leur description vectorielle, modélisant leurs empreintes géométriques laissées sur la pièce. Cette deuxième étape de la méthode sera illustrée par des exemples détaillés. Tout d'abord, les phénomènes doivent être d'amplitudes significatives et physiquement interprétables. Ensuite, une réflexion préalable sur la provenance des phénomènes est menée, dans le but de sélectionner les descriptions mathématiques en adéquation avec leur réalité physique. Pour terminer, une vérification de la pertinence de l'ensemble des descriptions vectorielles des phénomènes est effectuée.

La cinquième partie présente l'algorithme associé à la méthode. Enfin, la sixième partie est consacrée à sa mise en œuvre sur un cas d'étude simple. L'influence de la stratégie d'échantillonnage lors de la mesure d'une pièce réelle est évaluée par l'analyse de la pertinence des phénomènes.

# 1. OBJECTIFS ET PARTICULARITES DE LA METHODE DEVELOPPEE

La méthode déployée au sein du laboratoire est dans la continuité des travaux antérieurs, entres autres, ceux de Baudouin [BAU06] et de Diolez [DIO06]. Les objectifs principaux sont :

- la traçabilité des déformations liées au processus de fabrication d'un produit ;
- la décomposition de la déformation globale en phénomènes de déformations significatifs ;
- et la confrontation avec les modèles prédictifs.

La Figure II - 1 illustre les trois étapes principales de cette méthode d'analyse des déformations. La contribution de ce travail de thèse porte sur trois particularités, indiquées par le symbole « Apport » sur la Figure II - 1. L'originalité de cette méthode par rapport aux autres méthodes rencontrées dans la littérature sera précisée au fil de ce chapitre.

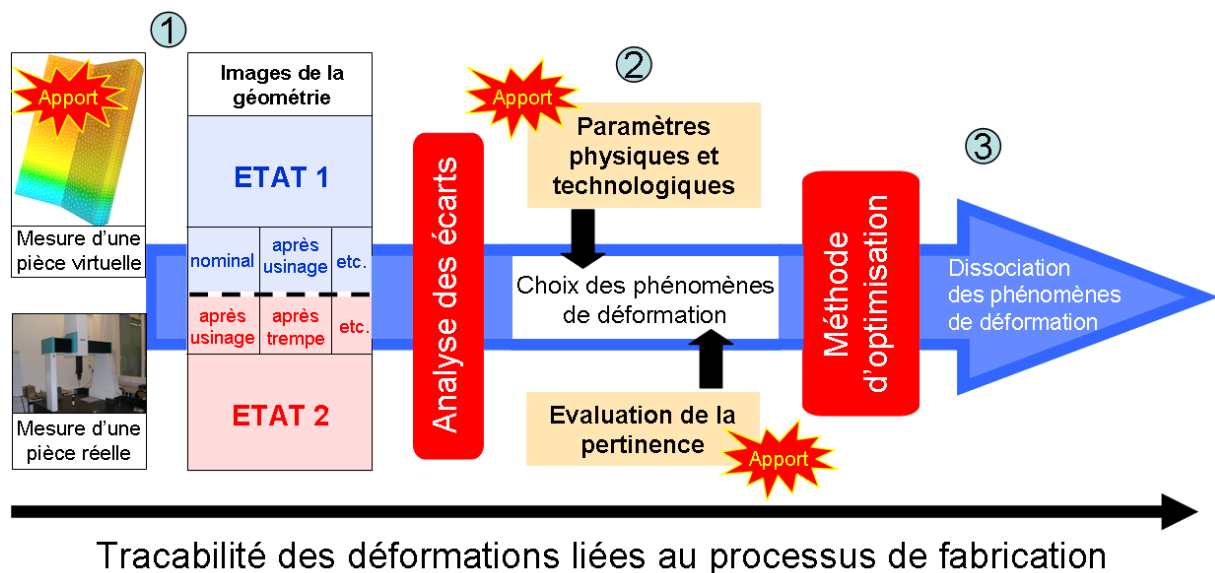


Figure II - 1 : Méthode d'analyse dimensionnelle et de dissociation des déformations

## Etape 1 :

La première étape (repère ①) est l'extraction des éléments géométriques élémentaires d'un produit mécanique, entre les étapes de son processus de fabrication. Cette extraction se fait classiquement en ayant recours à la mesure dimensionnelle, avec comme moyen de mesure courant la machine à mesurer tridimensionnelle (MMT). Aussi, par le terme « *mesure d'une pièce réelle* », nous désignons l'obtention d'images<sup>3</sup> géométriques, à partir d'essais expérimentaux. En complément, le **premier apport** de ce travail de thèse est l'obtention d'images géométriques, à partir de calcul numérique, ce que désigne le terme de « *mesure d'une pièce virtuelle* » [NIC08].

Dans les deux cas, les images peuvent être prises à différents stades du processus de fabrication : après forge, après usinage, après traitement thermique, etc. Ces images permettent de suivre l'évolution des modifications géométriques du produit. En particulier, la simulation numérique permet de détailler plus finement la chronologie des modifications au cours des procédés. Le nombre de prise d'images géométriques sera ainsi augmenté.

<sup>3</sup> Il est rappelé que le terme « image géométrique » désigne la représentation approchée d'un élément réel, par l'extraction d'un nombre fini de points.

## Etape 2 :

La deuxième étape (repère ②) est l'analyse des écarts entre deux images géométriques prises à deux états différents. Cela permet d'isoler chaque étape du processus de fabrication afin de déterminer son rôle dans la génération de déformations. Pour l'étape « usinage », les écarts seront calculés à partir de la géométrie avant usinage, par exemple la géométrie nominale (état 1), et l'image de la géométrie après usinage (état 2). Par ailleurs, comme annoncé dans le paragraphe précédent, il est possible d'établir, pour tout procédé, la chronologie des déformations à partir des images géométriques, prises à différents instants.

Une fois que les deux états sont choisis, l'analyse des écarts révèle la présence de phénomènes de déformations, ayant une **signature géométrique propre**. Autrement dit, ce sont des empreintes laissées par chaque procédé de fabrication. La problématique réside en la modélisation de ces signatures. En effet, de nombreux travaux de recherche proposent une démarche de modélisation générique, c'est-à-dire permettant l'identification de la quasi-totalité des signatures. Ces démarches, présentées au chapitre I, sont la décomposition en série de Fourier [SUM02] [KIL03], l'analyse modale [SAM07] et la décomposition orthogonale propre (POD) [VAN08a]. Cependant, un modèle générique paraît difficilement applicable pour expliquer, pour tout type de géométrie de produit, le lien entre la signature et une cause physique.

C'est là qu'interviennent les **deux autres apports** de ce travail de thèse [NIC09] et qui permettent de choisir les signatures. *Premièrement*, les signatures géométriques retenues seront celles pouvant être reliées à des phénomènes physiques et technologiques mis en jeu lors du processus de fabrication. De plus, elles devront être significatives par rapport à la déformation globale. *Deuxièmement*, la pertinence des signatures choisies est vérifiée en évaluant l'incertitude de chacune d'entre elles par rapport à l'incertitude de mesure.

A long terme, les signatures physiques et significatives ainsi identifiées devraient contribuer à anticiper les variations géométriques générées par le processus de fabrication du produit.

## Etape 3

La décomposition des phénomènes de déformations à partir de la déformation globale requiert une méthode d'optimisation (repère ③). Celle-ci est présentée ultérieurement dans ce chapitre.

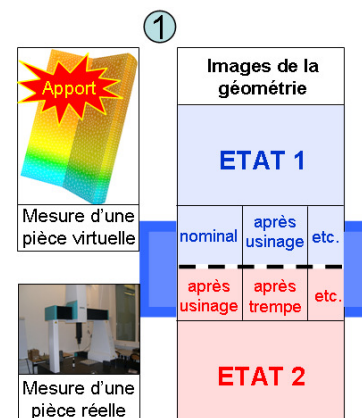
Ces trois étapes font l'objet d'un développement dans les parties suivantes. L'étape 3 est abordée avant l'étape 2 afin de préciser le formalisme mathématique utilisé.

## 2. OBTENTION DES IMAGES GEOMETRIQUES (ETAPE 1)

### 2.1. Par la mesure d'une pièce « réelle »

#### 2.1.1. Principe

Dans la plupart des cas, et notamment celui de ces travaux de thèse, les images proviennent d'une MMT. La Figure II - 2 définit ce qui constitue l'information de mesure avec l'utilisation d'un palpeur dynamique. Ainsi, pour chaque point théorique  $T_i$  et sa normale théorique  $N_i$  définis sur la géométrie nominale d'un élément, le palpeur acquiert un point mesuré  $M_i$ . Ce dernier est différent du point théorique, ce qui se traduit par deux erreurs, l'erreur tangentielle et l'erreur normale :



- comme la surface réelle autour de  $T_i$  et perpendiculaire à  $N_i$  est considérée comme plane<sup>4</sup>, l'**erreur tangentielle** s'explique principalement par les erreurs d'asservissement des axes de la machine et par le décalage entre le repère créé sur la pièce et le repère réel dans l'espace de travail de la MMT. Cependant, l'influence de cette erreur tangentielle sur la qualité de la mesure décroît d'autant plus que la courbure locale de la surface autour du point théorique diminue ;
- l'**erreur normale** correspond à un surplus ou un manque de matière autour de  $T_i$ , dont l'origine provient non seulement des variations dimensionnelles de la surface réelle par rapport à celle théorique, mais aussi de son positionnement dans l'espace machine. Seule cette erreur est donc intrinsèque à la pièce et à son positionnement. L'**erreur normale, notée  $\epsilon_i$ , sera donc le résultat de mesure.**

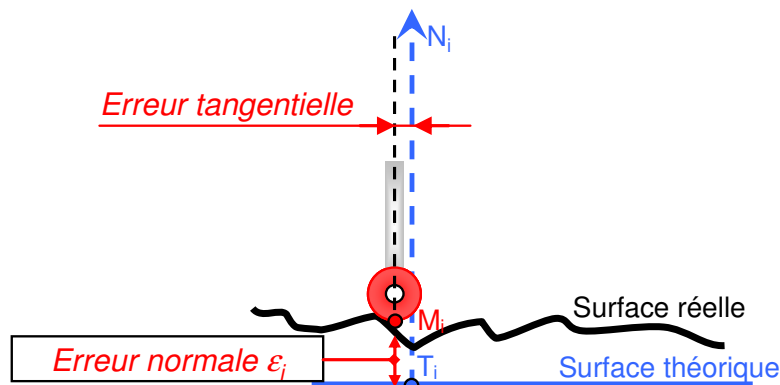


Figure II - 2 : L'information de mesure : l'erreur normale

### 2.1.2. Incertitude sur la mesure d'une pièce réelle

Cette incertitude provient de la présence d'erreurs systématiques et aléatoires propres au processus de mesure<sup>5</sup>. Pour simplifier sa détermination, les deux hypothèses suivantes sont prises en compte :

hypothèse n°1 : toutes les erreurs sont considérées comme des erreurs aléatoires, ce qui inclut les erreurs systématiques non corrigées. Cette hypothèse est pessimiste puisqu'elle aboutit à une surestimation de la valeur d'incertitude de mesure. Cependant, le but n'est pas de déterminer précisément les parts d'influence de toutes les sources d'incertitude, comme cela est fait dans les travaux de Hennebelle [HEN07] mais de donner un ordre de grandeur, tout en restant proche de la réalité.

hypothèse n°2 : l'incertitude est la même en tout point de mesure, c'est à dire que sa distribution est uniforme dans l'espace de travail de la MMT. En réalité, la distribution n'est pas uniforme. Prenons, par exemple, le défaut trilobe résultant de l'utilisation d'un palpeur dynamique et appliqué à la mesure d'un cercle. L'effet trilobe est une erreur systématique qui affecte seulement trois portions angulaires du cercle, correspondant aux trois lobes. Avec l'hypothèse n°2, cette erreur systématique, bien que générant une incertitude localisée, est impactée sur tous les points de mesure.

L'incertitude de mesure est déterminée à partir de la mesure d'un élément géométrique de référence, c'est-à-dire un élément géométrique dont les imprécisions géométriques sont faibles.

La recherche de l'incertitude de mesure doit être menée pour chaque produit mesuré

<sup>4</sup> Cette hypothèse est valable pour une faible variation de courbure de la surface au point considéré.

<sup>5</sup> Les sources de ces erreurs ont été présentées lors de la présentation de la MMT au chapitre 1.

car elle est dépendante des conditions expérimentales, notamment le dispositif expérimental, le moyen de mesure et la stratégie d'échantillonnage des éléments géométriques. Aussi, le calcul de l'incertitude de mesure de la pièce d'étude associée à ces travaux de thèse sera détaillé dans le chapitre III.

## 2.2. Par la mesure d'une pièce « virtuelle »

### 2.2.1. Contexte

Les logiciels de simulation numérique sont dotés d'interfaces de visualisation des résultats. Celles-ci permettent d'obtenir une vision globale des modifications géométriques de la pièce simulée. Il est ainsi possible d'obtenir la quantification du déplacement de chacun des nœuds, ainsi que leur visualisation graphique. Concernant cette dernière, le logiciel Forge® 2008 permet l'application d'un facteur d'échelle, c'est-à-dire une amplification des écarts suivant les normales théoriques. Cela facilite grandement la visualisation des déplacements de faibles amplitudes, comme c'est le cas en simulation des traitements thermiques.

Cependant, les résultats présentés à travers ces interfaces ne sont pas directement exploitables pour une comparaison quantitative directe entre les résultats expérimentaux et ceux issus de la simulation. Pour y parvenir et utiliser ainsi les étapes 2 et 3 de la méthode, il est nécessaire de recourir à un traitement informatique.

### 2.2.2. Principe de la mesure d'une pièce virtuelle

Afin d'utiliser la méthode d'optimisation, il faut donc obtenir les écarts normaux entre les points « simulés », c'est à dire les nœuds du maillage d'une pièce et les points théoriques. Ces écarts sont obtenus par la mesure de cette pièce virtuelle. Le principe est similaire à celui du palpage réalisé par une machine à mesurer tridimensionnelle.

Un algorithme de palpage numérique de la géométrie simulée a donc été développé. Les points de mesure sont obtenus par contact d'un palpeur virtuel avec la « peau » des éléments numériques, c'est-à-dire l'enveloppe surfacique externe.

En résumé, l'obtention du point de « mesure » revient à trouver le point d'intersection, noté  $M_1$ , entre la normale théorique  $N_1$  et la facette d'un tétraèdre localisée sur la surface de la pièce simulée. Cette facette, notée  $(S_1S_2S_3)$ , est construite avec les trois nœuds du maillage les plus proches du point théorique  $T_1$  et formant le plan  $P$  (Figure II - 3). Au final, on obtient l'écart de mesure  $\epsilon_1$  entre les coordonnées du point théorique et du point d'intersection.

En effectuant ce palpage autant de fois que le nombre de points théoriques, le vecteur des écarts  $\epsilon$  obtenu est de même dimension que celui obtenu lors de la mesure métrologique. Par ailleurs, afin de comparer les déformations des éléments aux mêmes endroits, l'idée est d'utiliser les mêmes points et normales théoriques que ceux utilisés pour la mesure d'une pièce réelle.

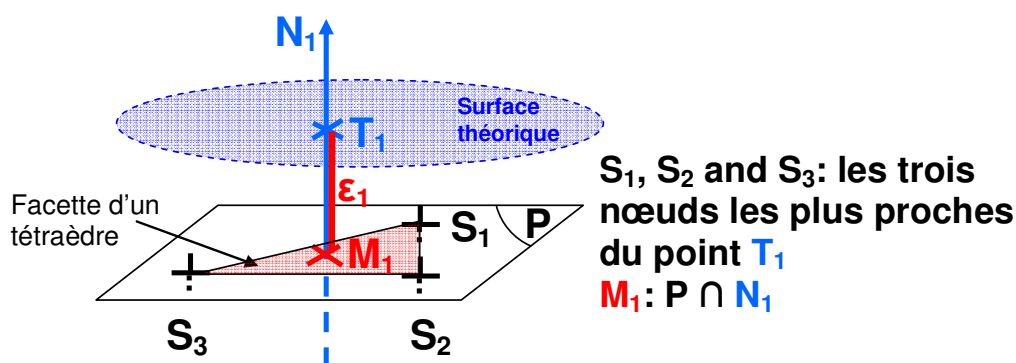


Figure II - 3 : Principe du palpage virtuel de la géométrie du croissant simulé

### 2.2.3. Incertitude sur la mesure d'une pièce virtuelle

La mesure d'une pièce virtuelle crée une incertitude sur les coordonnées des points obtenus. Cette incertitude est causée par l'erreur systématique due à la triangulation des surfaces. Cette erreur provient de l'approximation de la courbure des surfaces de la géométrie nominale par les triangles du maillage surfacique. C'est ce qu'illustre la Figure II - 4 dans laquelle l'erreur maximale d'approximation de la surface, notée  $\zeta_{\max}$ , est créée entre le triangle ( $S_1S_2S_3$ ) et la courbure continue de la surface, notée C.

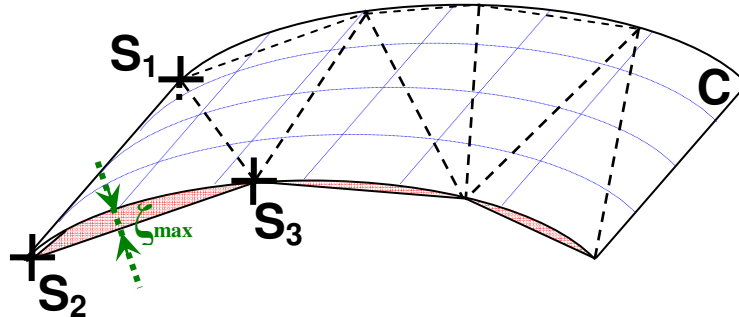


Figure II - 4 : Erreur de corde  $\zeta_{\max}$  causée par l'approximation de la courbure par les éléments triangulaires du maillage

La Figure II - 3 et la Figure II - 4 sont réunies dans la Figure II - 5, dans le cas du palpé d'un arc de cercle simulé. On y trouve l'écart de mesure  $\epsilon_1$  et l'erreur de corde maximale  $\zeta_{\max}$  due à l'approximation de l'arc  $\widehat{S_2S_3}$  par le segment de droite  $[S_2S_3]$ . Cette erreur correspond à la distance entre le point d'intersection  $M_1$ , projeté orthogonalement sur  $[S_2S_3]$  lors du palpé virtuel et le point d'intersection exact  $M'_1$  appartenant à l'arc  $\widehat{S_2S_3}$  du maillage.

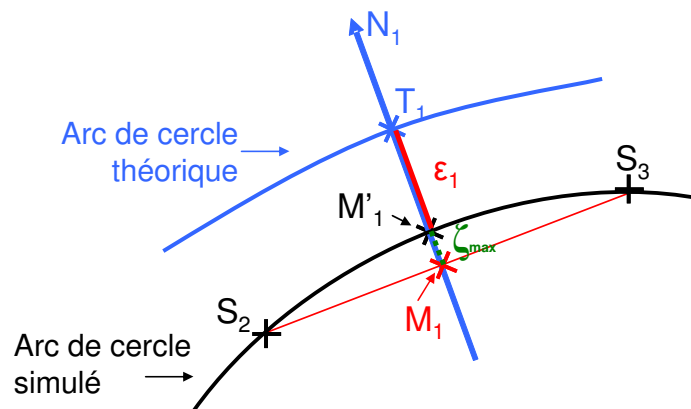


Figure II - 5 : Erreur  $\zeta$  due au palpé d'un arc de cercle simulé

La valeur de l'erreur de corde dépend de la position du point théorique  $T_1$  entre les deux nœuds du maillage l'encadrant ( $S_2$  et  $S_3$ ). Cette position dépend de la suite de nœuds formant le maillage trouvé par le mailleur du logiciel de simulation numérique. Pour l'arc de cercle  $\widehat{S_2S_3}$ , l'ensemble des valeurs d'erreurs de cordes sont comprises entre les deux extremums suivants :

- la première est  $\zeta=0$ , c'est-à-dire que les points  $M_1$  et  $M'_1$  sont confondus avec un nœud du maillage ( $S_2$  ou  $S_3$ ). Cela se vérifie lorsque le point  $S_2$  (ou  $S_3$ ) appartient à la droite contenant la normale théorique  $N_1$  ;
- la seconde valeur est l'erreur de corde maximale,  $\zeta_{\max}$ , obtenue lorsque la droite contenant la normale théorique  $N_1$  est bissectrice de l'arc  $\widehat{S_2S_3}$  :  $M_1$  est alors le milieu du segment  $[S_2S_3]$ . C'est le cas présenté dans la Figure II - 5.

L'erreur de corde maximale  $\zeta_{\max}$ , diminue donc au fur et à mesure que la variation de

courbure de l'arc  $\widehat{S_2S_3}$  s'amointrit, l'arc devenant alors comparable au segment de droite  $[S_2S_3]$ . Cela s'obtient en augmentant le nombre de nœuds du maillage afin que  $S_2$  et  $S_3$  se rapprochent du point théorique  $T_1$ .

En considérant un cercle de 70 mm de diamètre, l'obtention d'une erreur de corde  $\zeta$  inférieure à 1  $\mu\text{m}$  sur l'arc  $\widehat{S_2S_3}$  requiert d'avoir une distance  $S_2S_3$  (la taille de maille) égale à 0,5mm. Il y a alors 440 nœuds uniformément répartis sur le cercle.

Une approximation linéaire des courbures est le choix qui a été retenu bien que d'autres soient également possibles, comme une approximation quadratique. Dans tous les cas, l'incertitude est décroissante avec un nombre croissant de nœuds. L'erreur liée à l'approximation linéaire est ainsi acceptable à condition qu'un nombre optimal de nœuds soit choisi.

La détermination du nombre optimal de nœuds de la pièce d'étude de ce travail de thèse fera l'objet d'un paragraphe dans le chapitre III.

### 3. DECOMPOSITION VECTORIELLE DES PHENOMENES DE DEFORMATIONS (ETAPE 3)

Avant d'effectuer le choix des signatures de déformation, il est nécessaire de présenter le principe de la méthode d'optimisation et de définir les termes qui seront employés.



#### 3.1. Introduction

La méthode d'optimisation développée ici repose sur l'« optimisation par la base orthonormale » de phénomènes de déformations ou de déplacements. Comme toute méthode d'optimisation, elle permet de résoudre un système surdimensionné par une redondance d'informations. Dans notre cas, le nombre de points de mesure est bien plus grand que le nombre de phénomènes, d'où une redondance de mesures par rapport aux paramètres à identifier.

##### 3.1.1. Définition des espaces vectoriels utilisés

Soit un système d'acquisition (MMT, algorithme de palpation virtuelle, etc.) qui fournit l'image d'un élément géométrique en  $n$  points de mesure. L'obtention de deux images géométriques de cet élément, prises à deux états différents, permet la construction du vecteur « écart de mesure ». Ce vecteur, de dimension  $n$ , est noté  $\vec{\varepsilon}$ . Il traduit les modifications géométriques de l'élément entre les deux états choisis, ce qui s'apparente au champ de la déformation totale.

Soit  $\vec{P}_h$  l'hyperplan formé par  $p$  vecteurs « signatures », les empreintes des phénomènes de déformations et de déplacements. Une signature correspond à l'effet d'un défaut d'amplitude unitaire, sur chacun des  $n$  points de mesure. Les signatures sont inscrites dans une matrice de dimensions  $n \times p$ , notée  $M_{ph}$  et désignée sous le nom de « matrice des phénomènes » ou bien de « base d'analyse ».

Soit  $\vec{\varphi}$  le vecteur solution du système  $M_{ph} \cdot \vec{\varphi} = \vec{\varepsilon}$ . Ses scalaires sont les amplitudes proportionnelles des  $p$  phénomènes de déformations et de déplacements, présents dans la base d'analyse.

Afin d'illustrer les espaces vectoriels, prenons l'exemple d'un vecteur « écart de mesure »  $\vec{\varepsilon}$  de dimension 3 et deux phénomènes à identifier,  $\vec{Ph}_1$  et  $\vec{Ph}_2$  (Figure II - 6). Les



deux vecteurs signatures des phénomènes définissent un plan de l'espace.

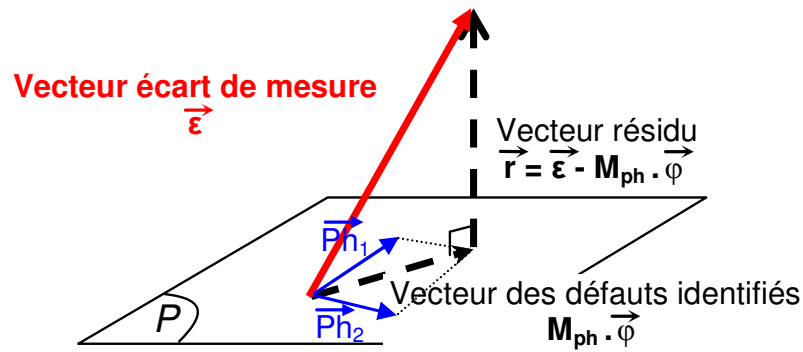


Figure II - 6 : Projection orthogonale du vecteur  $\varepsilon$  sur la base d'analyse

### 3.1.2. Hypothèses

Le vecteur « écart de mesure » inclut la somme des effets de chaque phénomène déformant ou non en tout point de mesure. A partir de là, il s'agit de chercher quelle combinaison de phénomènes peut expliquer ces effets. Le vecteur « écart de mesure » peut donc être écrit sous forme d'une combinaison linéaire des  $p$  vecteurs « signatures » et du vecteur résidu. Autrement dit, la déconvolution des  $p$  phénomènes de déformations et de déplacements à partir de la déformation totale est possible, sous réserve que les signatures soient linéaires et indépendantes. Voici donc les deux hypothèses suivantes :

hypothèse n°1 (linéarité): elle est requise à deux niveaux. Le *premier niveau* est la linéarité des signatures des phénomènes. Si, pour une amplitude unitaire du phénomène, on constate un effet sur le champ de mesure, alors une amplitude «  $a$  » du phénomène doit amener un effet «  $a$  » fois plus grand. En cas de non-linéarité (cas des rotations par exemple), il est nécessaire de linéariser les effets du phénomène et éventuellement de réaliser une identification itérative avec changement du point de linéarisation. La linéarisation sera dans ce cas obtenue par un torseur de petits déplacements. Le *second niveau de linéarité* implique que les défauts soient linéairement superposables, c'est-à-dire que, si plusieurs phénomènes agissent simultanément, l'effet constaté sur le champ de mesure est la somme de chaque effet individuel ;

hypothèse n°2 (indépendance): si deux phénomènes ont le même effet sur la pièce, il est impossible de déterminer lequel est à l'origine du défaut, à partir de la mesure de la pièce. De la même façon, un phénomène ayant une expression mathématique linéairement dépendante des autres ne peut pas faire l'objet d'une identification. Cette notion de dépendance franche est facilement détectable puisque qu'elle conduit à une impossibilité de résolution du système. Il est alors nécessaire de supprimer de l'analyse le ou les phénomènes qui sont linéairement dépendants. Le problème devient plus délicat quand des phénomènes ont des effets proches sans toutefois être identiques. La résolution du système est possible mais conduit à des résultats discutables. L'analyse de l'incertitude sur les amplitudes des phénomènes identifiés devient alors un indicateur intéressant pour juger la pertinence des phénomènes (voir paragraphe 4.2).

### 3.1.3. Vecteur résidu et critère d'optimisation

Le vecteur résidu, noté  $\vec{r}$ , est le vecteur nécessaire à la fermeture de la chaîne vectorielle, puisque l'hyperplan formé par les  $p$  vecteurs « signatures » est généralement de dimension inférieure à la dimension du vecteur « écart de mesure » ( $p < n$ ). L'objectif de la méthode d'optimisation est la minimisation de la norme de ce vecteur résidu. Cette condition est atteinte en réalisant la projection orthogonale du vecteur « écart de mesure » sur une base orthonormale de l'hyperplan, formé par les  $p$  vecteurs « signatures ». La construction d'une telle base orthonormale peut être réalisée par la méthode de Gram-Schmidt ou toute autre

méthode équivalente (voir annexe 1).

Au final, minimiser la norme euclidienne du vecteur résidu revient alors à utiliser le critère d'optimisation des moindres carrés. En effet, celui-ci consiste à minimiser la somme des écarts de mesure élevés au carré en chacun des points en faisant varier les amplitudes des phénomènes de déformations.

Le vecteur résidu est donc la part de l'écart de mesure qui ne peut être expliquée avec les phénomènes de déformations et de déplacements considérés. L'analyse de ce résidu peut faire apparaître d'autres phénomènes qui n'ont pas été mis en évidence initialement.

Dans l'exemple donné dans la Figure II - 6, la projection orthogonale de  $\vec{\varepsilon}$  sur le plan aboutit au « **vecteur des défauts identifiés** ». Ce vecteur s'obtient par le produit scalaire de  $M_{ph}$  et de  $\varphi$  dans une base orthonormale du plan P. Cette base est construite à partir de la base formée par les deux vecteurs phénomènes  $\vec{Ph}_1$  et  $\vec{Ph}_2$ . Cette base est orthonormale à condition de satisfaire les hypothèses formulées dans le paragraphe précédent, à savoir :

- l'indépendance des vecteurs « signatures », et donc leur orthogonalité deux à deux ;
- une norme unitaire des vecteurs « signatures ».

Le vecteur résidu obtenu sera alors systématiquement analysé afin d'identifier de nouveaux phénomènes, en complément des deux phénomènes  $\vec{Ph}_1$  et  $\vec{Ph}_2$ .

### 3.2. Développement mathématique de la méthode d'optimisation

L'expression mathématique du vecteur  $\vec{\varepsilon}$  est donnée par l'équation [II - 1]. Les écarts de mesure correspondent aux composantes du vecteur  $\vec{\varepsilon}$  exprimées dans un repère de mesure.

Dans le cas du palpé d'une pièce réelle par une MMT, ce repère, noté  $(O, \vec{i}, \vec{j}, \vec{k})$  est orthonormal. Chaque scalaire  $\varepsilon_i$  de la matrice correspond donc, pour chaque point de mesure  $i$  ( $1 < i \leq n$ ), à l'écart de mesure entre le point théorique  $T_i$  et le point mesuré  $M_i$ , projeté orthogonalement sur la normale théorique  $N_i$ , de norme unitaire.

Dans le cas du palpé d'une pièce virtuelle, le repère est également orthonormal. Les points de « mesure » sont obtenus par l'intersection entre les facettes en surface et les normales théoriques  $N_i$ , orthogonales à ces facettes. Les écarts  $\varepsilon_i$  entre les points de mesure et théoriques sont donc directement projetés orthogonalement sur les normales théoriques.

$$\vec{\varepsilon} = \begin{pmatrix} \varepsilon_1 \\ \vdots \\ \varepsilon_i \\ \vdots \\ \varepsilon_n \end{pmatrix} \quad \left\| \begin{array}{l} \text{Dans } (\vec{O}, \vec{i}, \vec{j}, \vec{k}): \\ \varepsilon_i = (\vec{OT}_i - \vec{OM}_i) \cdot \vec{N}_i \\ \|\vec{N}_i\| = 1 \end{array} \right. \quad [\text{II} - 1]$$

La base d'analyse  $M_{ph}$  est ensuite renseignée avec les signatures des phénomènes de déplacements et de déformation. La signature d'un phénomène correspond, pour une amplitude unitaire, à son effet sur les écarts suivant la normale en chacun des  $n$  points de mesure. L'effet de chaque signature est composé des scalaires  $(e_{(Ph)_i})$ , écrits en colonne (équation [II - 2]). L'unité de description de ces phénomènes, caractérisant donc l'amplitude unitaire, sera proche de l'ordre de grandeur estimé du phénomène, afin d'éviter les erreurs dues au calcul numérique.

$$M_{ph} = \begin{matrix} \vec{\varepsilon}_1 \\ \vdots \\ \vec{\varepsilon}_i \\ \vdots \\ \vec{\varepsilon}_n \end{matrix} \begin{matrix} \vec{Ph}_1 & \vec{Ph}_j & \vec{Ph}_p \\ \left\{ \begin{matrix} e_{(Ph_1)_1} & \cdots & e_{(Ph_1)_1} & \cdots & e_{(Ph_p)_1} \\ \vdots & \ddots & \vdots & \ddots & \vdots \\ e_{(Ph_1)_i} & \cdots & e_{(Ph_1)_i} & \cdots & e_{(Ph_p)_i} \\ \vdots & \ddots & \vdots & \ddots & \vdots \\ e_{(Ph_1)_n} & \cdots & e_{(Ph_1)_n} & \cdots & e_{(Ph_p)_n} \end{matrix} \right. \end{matrix} \left\| \begin{matrix} \text{avec, par exemple, } \vec{Ph}_1 = \vec{T}\vec{x} \\ \text{et } \|\vec{T}\vec{x}\| = 1 \\ \Rightarrow e_{(Ph_1)_i} = \vec{T}\vec{x} \cdot \vec{N}_i = \vec{N}_i \cdot \vec{x} \end{matrix} \right. \quad [II - 2]$$

La solution exacte du système  $M_{ph} \cdot \vec{\varphi} = \vec{\varepsilon}$  est donnée par  $\varphi = (M_{ph}^t \cdot M_{ph})^{-1} \cdot M_{ph}^t \cdot \varepsilon$ . Sa résolution au sens des moindres carrés revient à minimiser la norme du vecteur résidu, (équation [II - 3]).

$$M_{ph} \cdot \vec{\varphi} = \varepsilon \Leftrightarrow \min_{\varphi \in \mathcal{R}^p} \|\vec{\varepsilon} - M_{ph} \cdot \vec{\varphi}\|^2 \Leftrightarrow \min \|\vec{r}\|^2 \quad [II - 3]$$

avec

$$r = \|\vec{\varepsilon} - a_1 \cdot \vec{Ph}_1 - a_2 \cdot \vec{Ph}_2 - a_3 \cdot \vec{Ph}_3 - \dots - a_p \cdot \vec{Ph}_p\|$$

Au final, on obtient les scalaires du vecteur  $\vec{\varphi}$ , notés  $a_p$  (équation [II - 4]). Ce sont les amplitudes proportionnelles de chacun des p défauts identifiés dans la base d'analyse  $M_{ph}$ .

$$\vec{\varphi} = \underbrace{\begin{pmatrix} a_1 & a_2 & a_3 & a_4 & a_5 & a_6 \end{pmatrix}}_{\text{amplitudes des phénomènes de déplacement}} \underbrace{\begin{pmatrix} a_7 & a_8 & \dots & a_p \end{pmatrix}}_{\text{amplitudes des phénomènes de déformation}} \quad [II - 4]$$

### 3.3. Phénomènes associés au corps rigide et au corps déformable

Sont inclus dans la base d'analyse :

- les signatures des phénomènes de déplacements d'un corps rigide, c'est-à-dire les trois translations et les trois rotations de l'espace ( $\vec{Ph}_1$  à  $\vec{Ph}_6$ ) ;
- un certain nombre de phénomènes de déformations d'un corps déformable ( $\vec{Ph}_7$  à  $\vec{Ph}_p$ ). Ces phénomènes déformants sont choisis pour leur réalité physique et leur pertinence en termes d'amplitude de déformation.

Le repositionnement du corps rigide permet de minimiser les erreurs d'alignement entre le repère de l'espace de travail de la MMT et le repère de la pièce mesurée. Le « best fit » ainsi réalisé permet de n'avoir que l'influence des phénomènes de déformations.

Par ailleurs, le repositionnement systématique du corps rigide évite d'avoir à écrire des signatures pour les phénomènes de déformations qui soient isodéplacement. Cela signifie que la somme des écarts suivant la normale en chacun des n points d'une signature d'un vecteur déformant n'est pas forcément nulle.

### 3.4. Vérification des hypothèses

Elles concernent :

- l'hypothèse de linéarité. Les  $a_p$  amplitudes des phénomènes identifiés sont comparées par rapport à l'hypothèse de linéarité. Le cas typique est celui du phénomène non déformant qu'est la rotation, dont la signature est linéarisée en utilisant le torseur des petits déplacements. Après optimisation, on vérifie que l'amplitude de la rotation ne dépasse pas une valeur définie, par exemple 1 degré d'angle. Dans le cas contraire, la non-linéarité peut être contournée par une application itérative de l'optimisation. Ce cas ne sera pas approfondi, car dans ce travail de thèse, il n'y a pas eu de cas de non-linéarité ;
- l'indépendance mathématique de chaque signature de phénomène. Pour cela, le rang de la base d'analyse  $M_{ph}$  est calculé. Si ce dernier est égal à p, cela

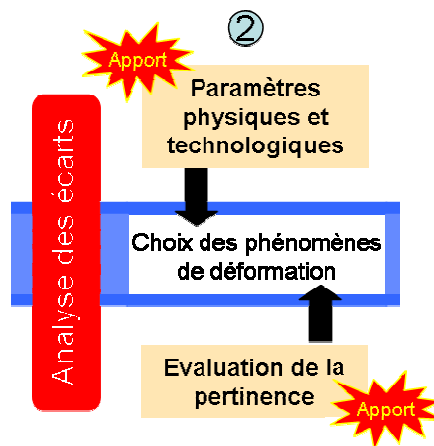
signifie qu'aucune signature de phénomènes n'est dépendante d'autres. A contrario, si le rang est plus petit que  $p$ , il y a au moins deux signatures qui sont inter dépendantes. Cette vérification rapide prévient l'échec de la résolution.

## 4. CHOIX DES PHENOMENES DE DEFORMATIONS (ETAPE 2)

C'est une étape importante de la méthode présentée dans ce chapitre. L'analyse des écarts entre les deux images géométriques d'un produit mécanique permet d'obtenir une superposition de formes. Ces formes correspondent aux empreintes géométriques caractérisant les différents procédés mis en œuvre pour réaliser ce produit.

Ces formes peuvent être d'origine connue, par exemple le défaut de forme due à un déport des matrices en forge, une excentration en tournage. Si la signature d'un phénomène déformant a déjà été caractérisée dans la littérature scientifique, le modèle mathématique établi sera alors utilisé (approche déductive).

Ces formes peuvent aussi être d'origine inconnue. Dans ce cas, une approche inductive (par simulation numérique et essais expérimentaux) permet de déterminer les expressions mathématiques des signatures des phénomènes. Les signatures retenues seront celles qui modélisent au mieux les formes géométriques des phénomènes et qui conviennent pour expliquer l'origine physique des phénomènes.



### 4.1. Lien avec les paramètres physiques et technologiques

La réflexion sur la physique des phénomènes amène donc l'écriture mathématique de leur signature et donc la possibilité de les quantifier. Un certain nombre de phénomènes déformants sont clairement liés aux processus physiques et technologiques. Une illustration de ce lien est proposée avec les deux exemples suivants.

#### 4.1.1. Déport des matrices en forge

Dans le cas du procédé de forge, un défaut de forme couramment rencontré est celui causé par un déport des matrices. Dans le cas de l'estampage d'un cylindre (Figure II - 7), ce déport correspond au décalage suivant l'axe  $x$  de la matrice inférieure par rapport à la matrice supérieure. Après estampage, la forme obtenue comporte la signature du phénomène déformant causé par le déport.

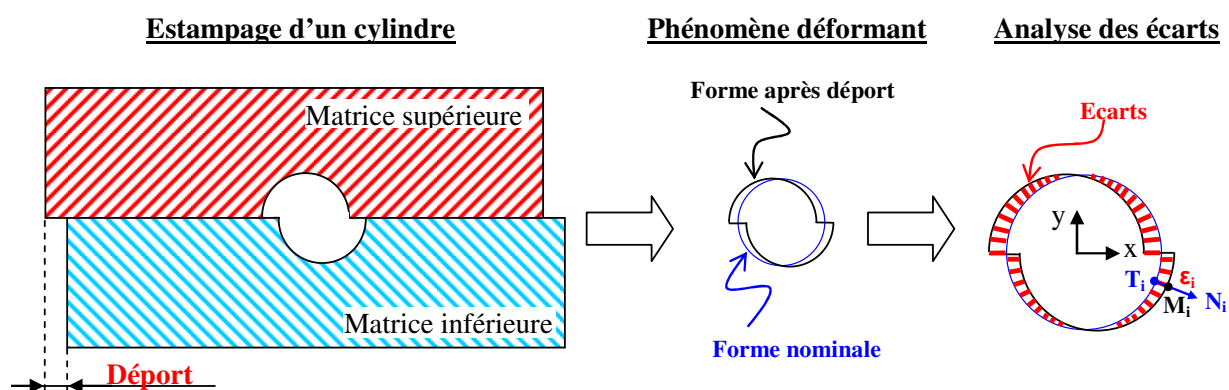


Figure II - 7 : Défaut de forme causé par un déport des matrices en forge

L'analyse des écarts suivant les normales entre la forme nominale et la forme estampée conduit à l'écriture du vecteur « déport des matrices », dont la signature est d'amplitude unitaire. La modélisation mathématique de ce vecteur de la base d'analyse  $M_{ph}$  est donnée par l'équation [II - 5]. Cette modélisation considère une possibilité de translation de chacune des deux matrices et son effet sur le cylindre :

- la signature des écarts du demi-cercle supérieur ( $y \geq 0$ ) est une translation d'une demi-amplitude élémentaire suivant x négatif;
- la signature des écarts du demi-cercle inférieur ( $y < 0$ ) est une translation d'une demi-amplitude élémentaire suivant x positif.

$$M_{ph} = \begin{array}{c} \begin{array}{c} \overrightarrow{\varepsilon_1} \\ \vdots \\ \overrightarrow{\varepsilon_i} \\ \vdots \\ \overrightarrow{\varepsilon_n} \end{array} \left| \begin{array}{c} \xrightarrow{\text{déport des matrices}} \\ \text{si } y_1 \geq 0, -\frac{1}{2}.N_{1x} \text{ ou si } y_1 < 0, \frac{1}{2}.N_{1x} \\ \vdots \\ \text{si } y_i \geq 0, -\frac{1}{2}.N_{ix} \text{ ou si } y_i < 0, \frac{1}{2}.N_{ix} \\ \vdots \\ \text{si } y_n \geq 0, -\frac{1}{2}.N_{nx} \text{ ou si } y_n < 0, \frac{1}{2}.N_{nx} \end{array} \right. \end{array} \quad [\text{II} - 5]$$

D'un point de vue physique, cela signifie que le déport est supposé comme provenant d'un mauvais positionnement de chaque matrice. Pour la matrice supérieure, elle-même fixée à un coulisseau d'une presse, cela revient à considérer l'existence d'un jeu anormalement élevé suivant l'axe x dans le guidage vertical. Cela peut être le cas du coulisseau d'une presse mécanique à excentrique, dotée d'un système bielle-manivelle. Pour la matrice inférieure, ce décalage est plutôt dû à un mauvais positionnement relatif sur la table de la presse.

Le choix d'une translation des deux matrices a donc été retenu. Cependant, il était envisageable de considérer que la matrice supérieure est toujours bien positionnée (jeu du coulisseau nul) et que seule la matrice inférieure génère le déport. La signature aurait alors été invariante sur les écarts du demi-cercle supérieur alors que sur les écarts du demi-cercle inférieur, elle aurait été une translation d'amplitude élémentaire ( $N_{ix}$ ) suivant x positif.

La cause physique du vecteur « déport des matrices » est ici clairement identifiée : elle est liée au positionnement relatif des matrices suivant l'axe x. La signature de la forme résultante est dans l'exemple aisément identifiable et modélisable. Cependant, en pratique, les écarts incluent la superposition de nombreuses signatures liées au processus de fabrication du produit et celles liées au processus de mesure. On pourrait retrouver notamment la signature des phénomènes de retour élastique et de retrait, ce dernier étant une contraction proportionnelle au coefficient de dilatation du métal [MUR00].

#### 4.1.2. Dilatation thermique des matrices de forge

Continuons avec l'exemple proposé précédemment dans la Figure II - 7. Le cylindre est supposé être estampé à chaud, le lopin de départ étant chauffé à 930°C. Les matrices ont été dimensionnées pour un fonctionnement à température ambiante (20°C). Cependant, lors du contact entre la pièce et les empreintes des matrices (parties actives), il se produit un transfert de chaleur, qui conduit à une augmentation de la température de ces parties actives, s'il est prolongé dans le temps. C'est typiquement le cas d'une production série à cadence élevée. Dans l'exemple, la température en peau des deux parties actives est considérée comme uniformément répartie, à une valeur de 400°C.

En réalité, la température de la matrice inférieure est plus élevée car le lopin y est constamment en contact, contrairement à la matrice supérieure.

L'augmentation de la température provoque une déformation localisée de la géométrie des empreintes. Cette déformation se limite à une dilatation homogène du diamètre du

cyindre gravé dans les matrices si [MUR00] :

- la chauffe ne provoque aucune transformation de phase. C'est le cas ici car la température de chauffe est inférieure à celle de début d'austénitisation (AC1), qui est au alentour de 750°C pour les aciers hypoeutectoïdes [BAR00] ;
- la répartition des températures est homogène, ce qui est supposé ici.

Le cylindre estampé et mesuré à froid est alors pourvu d'un diamètre plus grand par rapport au diamètre nominal, obtenu avec des matrices à 20°C. Ainsi, en plus du phénomène de départ, les écarts contiennent l'empreinte de la dilatation homogène des parties actives des matrices (Figure II - 8).

### Analyse des écarts

### Dissociations des deux phénomènes déformants

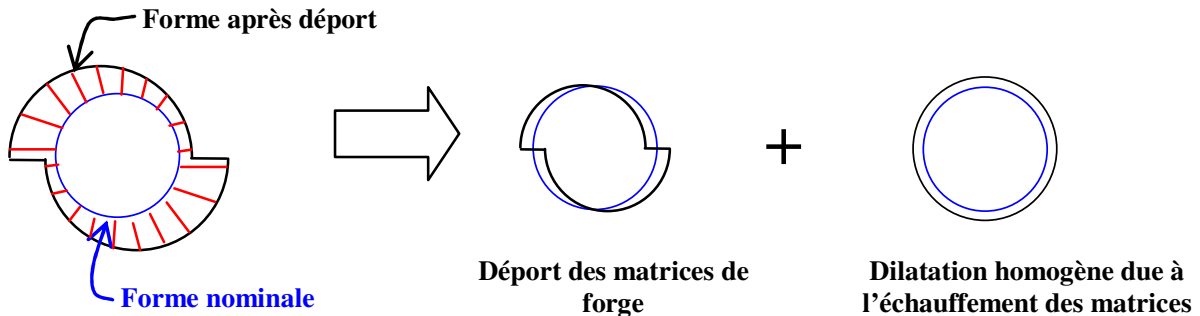


Figure II - 8 : Défauts de forme causés par un départ des matrices et la chauffe

L'analyse des écarts amène ainsi la prise en compte d'un vecteur, nommé « variation homogène du diamètre » et dont l'origine est connue. Cette variation homogène suivant les normales se traduit par un vecteur signature dont chaque scalaire est égal à 1, ce qui est la norme de chaque normale  $N_i$ . Son écriture est ajoutée à celle de la signature de départ des matrices, dans l'équation [II - 6]. Cette signature est valable pour la dilatation homogène et la contraction homogène du diamètre.

Désormais, en ayant recours à la méthode d'optimisation par « la base orthonormale », il est possible de dissocier la signature de chacun de ces deux phénomènes de déformations, d'origine physique différente.

$$\begin{array}{c}
 \begin{array}{c} \vec{\varepsilon}_1 \\ \vdots \\ \vec{\varepsilon}_i \\ \vdots \\ \vec{\varepsilon}_n \end{array} \\
 M_{ph} = \left[ \begin{array}{cc}
 \overrightarrow{\text{départ des matrices}} & \overrightarrow{\text{variation homogène du diamètre}} \\
 \text{si } y_1 \geq 0, -\frac{1}{2} \cdot N_{1x} \text{ ou si } y_1 < 0, \frac{1}{2} \cdot N_{1x} & \|\vec{N}_1\| = 1 \\
 \vdots & \vdots \\
 \text{si } y_i \geq 0, -\frac{1}{2} \cdot N_{ix} \text{ ou si } y_i < 0, \frac{1}{2} \cdot N_{ix} & \|\vec{N}_i\| = 1 \\
 \vdots & \vdots \\
 \text{si } y_n \geq 0, -\frac{1}{2} \cdot N_{nx} \text{ ou si } y_n < 0, \frac{1}{2} \cdot N_{nx} & \|\vec{N}_n\| = 1
 \end{array} \right. \quad \text{[II - 6]}
 \end{array}$$

Ces deux exemples simples ont permis d'illustrer la démarche de modélisation mathématique des signatures des phénomènes de déformations en considérant leur origine. En pratique, les écarts sont plus difficiles à analyser. En effet, les signatures ne sont pas toujours facilement identifiables parmi la superposition de tous les phénomènes de déformations et du bruit de mesure. Il est donc intéressant de connaître au préalable le processus de fabrication du produit mécanique mesuré. Ainsi, les signatures de certains phénomènes déjà identifiés dans la littérature, seront reconnaissables.

Plus les phénomènes de déformations seront nombreux, plus il y aura de vecteurs signatures présents dans la base d'analyse et plus le résidu diminuera. Dans ce cas, quand faut-il s'arrêter dans la modélisation des phénomènes de déformations ? S'il semble logique de s'intéresser en priorité aux phénomènes significatifs, autrement dit de forte amplitude, doit-on aussi prendre en compte ceux de plus petite amplitude ? Dans ce cas, faut-il fixer une limite d'amplitude en dessous de laquelle les phénomènes résiduels sont considérés comme non pertinents ?

C'est sur ce point que l'approche proposée dans ces travaux de thèse est différente de celles rencontrées dans la littérature, car, en plus de lier signature et origine physique du phénomène de déformation, elle permet d'évaluer la pertinence de chaque vecteur signature.

## 4.2. Evaluation de la pertinence des signatures modélisant les phénomènes

Cette évaluation est double :

- la première évaluation consiste à comparer, après l'optimisation, l'amplitude de chaque phénomène par rapport à l'incertitude de mesure. Si l'amplitude est proche ou en deçà de l'incertitude, le phénomène ne sera pas considéré comme significatif. Cette évaluation est directe et ne fera pas l'objet d'un développement dans ce paragraphe ;
- la deuxième évaluation porte sur la détection de la faible dépendance entre vecteurs, cause de perturbation lors de la quantification des amplitudes des phénomènes.

Cette deuxième évaluation de la pertinence est développée. Une faible dépendance intervient quand des phénomènes ont quasiment la même empreinte physique sur les écarts tout en ayant des signatures mathématiques différentes. La dissociation des phénomènes reste possible mais conduit à des résultats discutables.

La détection d'une faible dépendance entre vecteurs nécessite la propagation de l'incertitude du procédé de mesure d'une pièce réelle ou virtuelle dans la méthode d'optimisation. Cela permet d'associer une incertitude aux amplitudes des phénomènes de déformations présents dans la base d'analyse. De cette façon, une faible dépendance sera identifiée par des valeurs d'incertitudes anormalement élevées sur les amplitudes des phénomènes concernés.

### 4.2.1. Présentation de la propagation de l'incertitude de mesure sur les phénomènes

Si l'on considère que la mesure en chaque point est entachée d'une incertitude, notée  $\sigma_i$ , les  $a_p$  amplitudes des phénomènes identifiés sont également affectées par une incertitude. La Figure II - 9 illustre la propagation de l'incertitude de mesure dans la méthode d'optimisation. Le vecteur  $\vec{\varepsilon}$  des écarts de mesure et l'incertitude  $\sigma_i$  associée sont présents en entrée. En sortie, ce sont les  $a_p$  amplitudes et leurs incertitudes respectives, notées  $\sigma_{a_p}$ . Les explications suivantes synthétisent l'approche mathématique complète proposée par Diolez [DIO06].

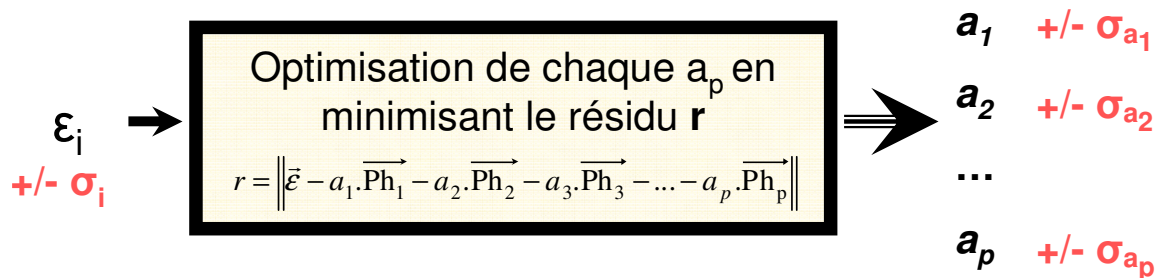


Figure II - 9 : Principe de la propagation d'incertitude

#### 4.2.2. Hypothèses

Chaque écart de mesure  $\varepsilon_i$  est considéré comme la réalisation d'une variable aléatoire  $E_i$ . On suppose que tous les  $E_i$  sont indépendants et suivent la **loi normale** avec une espérance mathématique  $\beta_i$  (inconnue), et une variance  $\sigma_i^2$  (connue). En effet, pour un grand nombre d'observations expérimentales, la loi normale est vérifiée grâce au théorème central limite. La vérification sera faite, dans le chapitre III, sur les écarts obtenus par les mesures réelles et virtuelles de la pièce d'étude.

#### 4.2.3. Développement mathématique

Le système surdimensionné étudié jusqu'à présent,  $\mathbf{M}_{ph} \cdot \boldsymbol{\varphi} = \boldsymbol{\varepsilon}$ , a une solution unique si tous les  $\varepsilon_i$  sont remplacés par leur espérances  $\beta_i$  et il existe alors  $\mathbf{u} \in \mathbb{R}^n$  tel que  $\mathbf{M}_{ph} \cdot \mathbf{u} = \boldsymbol{\beta}$ . Puis ce nouveau système est normé en remplaçant chacun des scalaires  $e(\mathbf{ph}_j)_i$  de la matrice  $\mathbf{M}_{ph}$  par  $\mathbf{e}(\mathbf{ph}_j)_i / \sigma_i$  et tous les termes  $\varepsilon_i$  par  $\varepsilon_i / \sigma_i$ .

La solution réelle du système  $\mathbf{M}_{ph} \cdot \boldsymbol{\varphi} = \boldsymbol{\varepsilon}$  au sens des moindres carrés est donnée par  $\boldsymbol{\varphi} = (\mathbf{M}_{ph}^t \cdot \mathbf{M}_{ph})^{-1} \cdot \mathbf{M}_{ph}^t \cdot \boldsymbol{\varepsilon}$  mais la solution théorique est  $\mathbf{u} = (\mathbf{M}_{ph}^t \cdot \mathbf{M}_{ph})^{-1} \cdot \mathbf{M}_{ph}^t \cdot \boldsymbol{\beta}$ . La soustraction de  $\boldsymbol{\varphi}$  et  $\mathbf{u}$  donne l'équation [II - 7] puis l'équation [II - 8]. Il est rappelé que  $1 < i \leq n$ ,  $n$  étant le nombre de points de mesure et  $1 < j \leq p$ ,  $p$  le nombre de phénomènes.

$$\boldsymbol{\varphi} - \mathbf{u} = (\mathbf{M}_{ph}^t \cdot \mathbf{M}_{ph})^{-1} \cdot \mathbf{M}_{ph}^t \cdot (\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\beta}) \quad [\text{II} - 7]$$

$$\varphi_i - u_i = \sum_{j=1}^p \alpha_{ij} \cdot (E_j - \beta_j) \quad [\text{II} - 8]$$

avec  $\alpha_{ij}$  les termes (i, j) de la matrice  $(\mathbf{M}_{ph}^t \cdot \mathbf{M}_{ph})^{-1} \cdot \mathbf{M}_{ph}^t$

Les valeurs  $\varphi_i$  sont alors considérées comme les réalisations d'une variable aléatoire  $\psi_i$  (équation [II - 9]) dont l'espérance mathématique et la variance sont calculées.

$$\psi_i = u_i + \sum_{j=1}^p \alpha_{ij} \cdot (E_j - \beta_j) \quad [\text{II} - 9]$$

Après résolution mathématique [DIO06], on obtient  $E(\psi_i) = u_i$  et  $\text{Var}(\psi_i) = a_{ii}$ , où  $a_{ii}$  est le  $i^{\text{ème}}$  élément diagonal de la matrice  $(\mathbf{M}_{ph}^t \cdot \mathbf{M}_{ph})^{-1}$ , avec  $\mathbf{M}_{ph}$  normalisée par  $\sigma_i$ .

Au final, les incertitudes  $\sigma_{a_p}$  sur les  $a_p$  amplitudes de chaque phénomène sont obtenues avec l'équation [II - 10]. L'incertitude associée à chaque phénomène est calculée pour une amplitude unitaire de sa signature.

$$\sigma_{a_p} = \sqrt{a_{ii}} \quad [\text{II} - 10]$$

#### 4.2.4. Exemple

Reprenons l'exemple proposé dans la Figure II - 8, afin d'illustrer les phénomènes de déport des matrices de forge et de variation thermique sur un cylindre. Seule la frontière d'une section de ce cylindre, à savoir un cercle, est prise en considération. Ce cercle est mesuré en 10 points, uniformément répartis. L'incertitude de mesure considérée est égale à 1,7  $\mu\text{m}$ .

En plus des deux phénomènes de déformations, les phénomènes de déplacements  $T_x$  et  $T_y$  d'un corps rigide sont ajoutés dans la base d'analyse. Ces deux derniers permettent de réaliser un best-fit de la forme mesurée par rapport au cercle théorique.



$$\begin{array}{c}
\begin{array}{c} \rightarrow \\ \varepsilon_1 \\ \vdots \\ \rightarrow \\ \varepsilon_i \\ \vdots \\ \rightarrow \\ \varepsilon_n \end{array} \\
M_{ph} =
\end{array}
\begin{array}{c}
\begin{array}{c} \overrightarrow{T_x} \quad \overrightarrow{T_y} \\ N_{1x} \quad N_{1y} \\ \vdots \quad \vdots \\ N_{ix} \quad N_{iy} \\ \vdots \quad \vdots \\ N_{nx} \quad N_{ny} \end{array} \\
\text{Corps Rigide}
\end{array}
\begin{array}{c}
\overrightarrow{\text{déport des matrices}} \\
\text{si } y_1 \geq 0, -\frac{1}{2} \cdot N_{1x} \text{ ou si } y_1 < 0, \frac{1}{2} \cdot N_{1x} \\
\vdots \\
\text{si } y_i \geq 0, -\frac{1}{2} \cdot N_{ix} \text{ ou si } y_i < 0, \frac{1}{2} \cdot N_{ix} \\
\vdots \\
\text{si } y_n \geq 0, -\frac{1}{2} \cdot N_{nx} \text{ ou si } y_n < 0, \frac{1}{2} \cdot N_{nx}
\end{array}
\begin{array}{c}
\overrightarrow{\text{variation homogène}} \\
\text{du diamètre} \\
\|\overrightarrow{N_1}\| = 1 \\
\vdots \\
\|\overrightarrow{N_i}\| = 1 \\
\vdots \\
\|\overrightarrow{N_n}\| = 1
\end{array}
\end{array}
\quad [\text{II} - 11]$$

L'évolution des incertitudes avec le nombre croissant de phénomènes dans la base d'analyse est donnée dans le Tableau II - 1. Les lignes donnent l'incertitude sur l'amplitude de chacun des quatre phénomènes. Les colonnes représentent les phénomènes présents dans la base d'analyse au moment du calcul de propagation de l'incertitude.

	$T_x$	$Dm_x$	$V_d$	$T_x + T_y$	$T_x + T_y + Dm_x$	$T_x + T_y + V_d$	$T_x + T_y + Dm_x + V_d$
$T_x$	0,76			0,76	<b>0,83</b>	0,76	<b>0,83</b>
$T_y$				0,76	0,76	0,76	0,76
Déport des matrices suivant x ( $Dm_x$ )		1,5			<b>1,7</b>		<b>1,7</b>
Variation homogène du diamètre ( $V_d$ )			0,54			0,54	0,54

**Tableau II - 1 : Incertitudes (en  $\mu\text{m}$ ) sur les amplitudes des vecteurs « déport » et « dilatation », pour 10 points théoriques uniformément répartis sur le cercle**

Ce tableau indique que les phénomènes  $T_x$  et  $T_y$  ne sont pas dépendants, car l'incertitude de  $T_x$  reste inchangée malgré l'ajout du phénomène  $T_y$ . De la même façon, l'ajout du phénomène « variation de diamètre » à la base  $\{T_y; T_y\}$  n'a pas d'effet sur l'incertitude de chaque phénomène pris individuellement dans la base d'analyse.

A contrario, l'ajout du vecteur phénomène « déport des matrices suivant x » augmente son incertitude prise individuellement, ainsi que celle du vecteur déplacement  $T_x$ . Ces deux phénomènes sont donc dépendants. Si leurs signatures dans leur intégralité sont différentes, elles sont cependant proches pour chacun des deux demi-cercles pris séparément : l'effet du déport suivant x est une translation suivant x. Il convient de préciser que le nombre et la répartition des points jouent un rôle capital sur les incertitudes des phénomènes, ce qui sera souligné dans la partie 6 de ce chapitre. Dans le cas de la mesure d'un demi-cercle, il serait impossible de dissocier l'effet du déport des matrices et celui du best-fit suivant l'axe x : la dépendance serait alors totale.

La dépendance des phénomènes  $T_x$  et  $Dm_x$  est cependant faible car l'augmentation de leur incertitude individuelle est de seulement 9% pour  $T_x$  et 13% pour  $Dm_x$ .

## Synthèse

Dans ce travail de thèse, l'écriture des signatures mathématiques des phénomènes de déformations se fera tout en faisant le lien avec leur origine physique. Cela présuppose une connaissance a priori des empreintes laissées sur un produit mécanique par les paramètres physiques et technologiques des procédés mis en jeu lors de sa fabrication. Si l'origine d'une empreinte est inconnue, une connaissance a posteriori sera effectuée en recourant à la simulation numérique avec les modèles associés ou à des essais expérimentaux, afin d'isoler le paramètre procédé responsable de cette empreinte.

Ensuite, la pertinence de la signature est vérifiée en confrontant son amplitude avec l'incertitude de mesure (réelle ou virtuelle) du produit.

Enfin, la propagation de l'incertitude de mesure sur les amplitudes des phénomènes permet de juger la justesse de l'écriture mathématique des vecteurs de la base d'analyse. Une augmentation simultanée de l'incertitude de deux phénomènes révèle une faible dépendance entre eux. Si les incertitudes sont acceptables, la base d'analyse est conservée car elle reste physiquement interprétable. Mais si les incertitudes sont trop élevées, cela signifie que les signatures sont trop semblables et que la méthode d'analyse ne peut les dissocier. Une des signatures doit alors être retirée de la base. En résumé, les incertitudes des phénomènes dépendent :

- du nombre et de la distribution des points de mesure sur la pièce ;
- de la valeur de l'incertitude de mesure  $\sigma_i$ , qui a un effet linéaire sur les incertitudes des phénomènes, c'est-à-dire que, si la valeur de  $\sigma_i$  est multipliée par 10, les incertitudes sur les amplitudes des phénomènes sont également multipliées par 10 ;
- du nombre de phénomènes présents dans la base d'analyse.

## 5. ALGORITHME PROPOSE

Cet algorithme est présenté dans la Figure II - 10 et synthétise le processus itératif d'identification – modélisation – optimisation des phénomènes de déformations, présenté précédemment au cours de ce chapitre.

Les trois étapes de la méthode y sont représentées, à savoir l'analyse des écarts à partir des images des géométries, la modélisation des signatures des phénomènes de déformations et leur dissociation grâce à la méthode d'optimisation par la base orthonormale.

La Figure II - 10 met en exergue le rôle des cinq vérifications effectuées (en rouge) :

- la première intervient dès l'obtention des écarts de mesure, puisqu'il s'agit de filtrer ces écarts afin d'ôter ceux qui sont aberrants. Ces écarts anormaux sont souvent dus à des imperfections de l'état de surface (rugosité, bavure, poussière, etc.) ou relèvent d'un incident de mesure. La détection des écarts aberrants est facilitée par l'amplification de l'écart de mesure en chacun des points ;
- les deuxième et troisième vérifications concernent le second niveau de linéarité et l'indépendance des signatures, afin d'en valider les descriptions mathématiques. Les signatures faiblement dépendantes sont détectées et éventuellement retirées de l'analyse en cas de trop forte dépendance ;
- la quatrième vérification est celle du premier niveau de linéarité. Elle est effectuée après l'optimisation et juge les amplitudes des phénomènes par rapport à l'hypothèse des petits déplacements ;
- la cinquième et dernière vérification est celle du critère d'arrêt de l'algorithme : la stabilité des phénomènes de déformations. Cette condition nécessite l'analyse du vecteur résidu après chaque itération. Elle se fait par l'analyse des écarts résiduels, qui sont la représentation graphique du vecteur résidu et qui

correspondent aux écarts initiaux ôtés des effets des phénomènes. Si aucun autre phénomène d'effet significatif n'est identifiable, alors le processus itératif est stoppé.

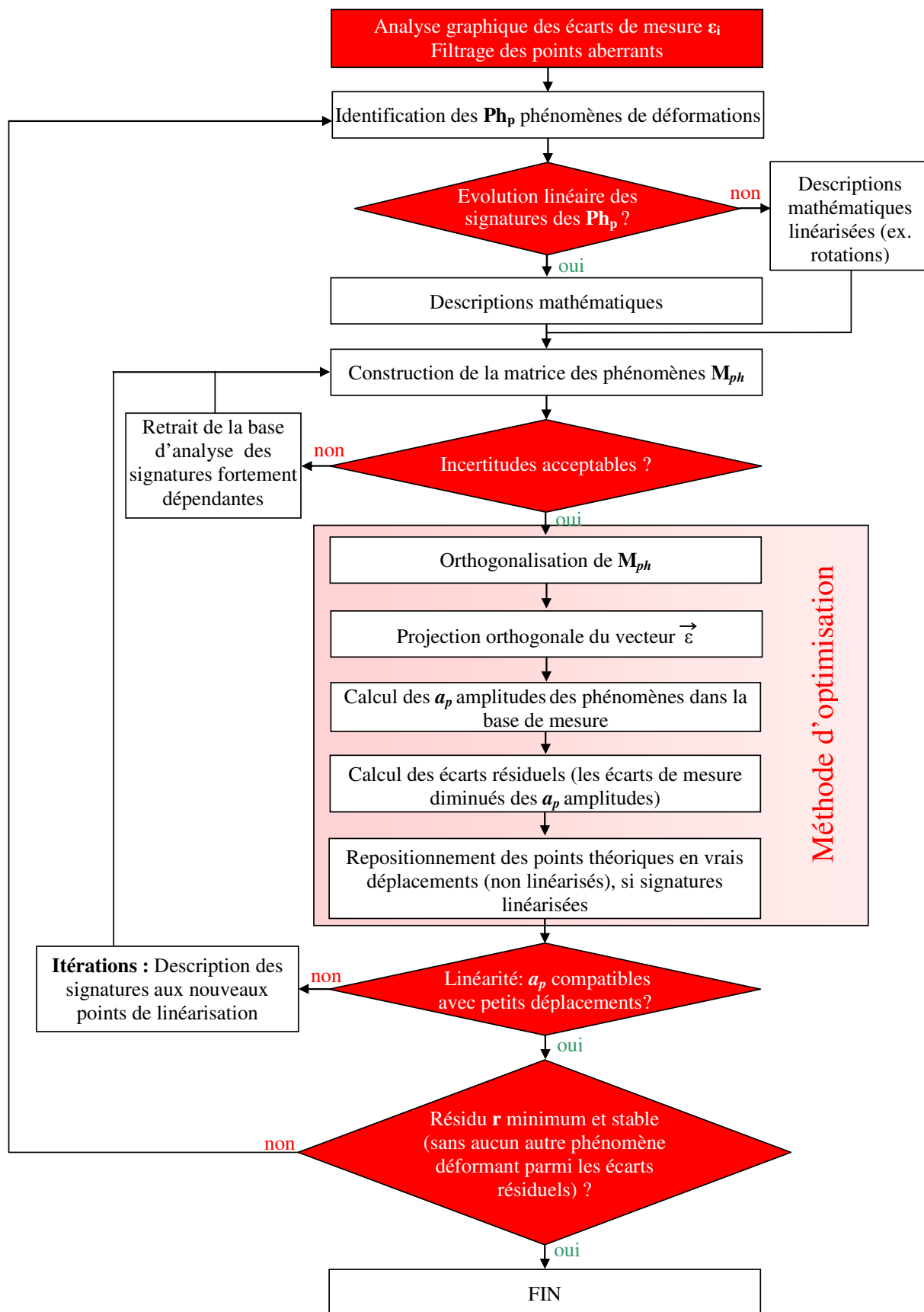


Figure II - 10 : Algorithme du processus d'analyse des écarts

## 6. EXEMPLE DE MISE EN OEUVRE

Cet exemple a pour but d'illustrer les développements mathématiques des trois étapes de la méthode sur une géométrie simple et un nombre réduit de phénomènes. L'influence de la stratégie d'échantillonnage sur la pertinence des phénomènes est également étudiée.

### 6.1. Hypothèses

#### 6.1.1. Géométrie d'étude

Soit un repère  $(O, \vec{x}, \vec{y})$  dans lequel se trouve un cercle « ouvert », dont les dimensions nominales sont un rayon  $R=22.5$  mm et un centre  $C$  de coordonnées  $(0 ; 0)$ . Cette géométrie est choisie car elle est proche de celle des sections de la pièce d'étude de ces travaux de thèse. Pour l'exemple, la géométrie déformée de ce cercle est entièrement prédéterminée, ce qui n'est bien évidemment pas le cas en pratique. Cela permet de fixer le nombre de défauts à identifier. Retrouver les valeurs des amplitudes des déformations et des déplacements n'est pas ici la finalité de cet exemple. En effet, ces amplitudes sont connues, ce qui ne serait pas le cas si les formes étaient inconnues. Le but est plutôt d'illustrer les étapes importantes développées dans l'algorithme (Figure II - 10). L'influence du nombre et de la répartition des points de mesure sur les résultats sera également discutée.

#### 6.1.2. Phénomènes à identifier

Deux phénomènes de déplacements ont été choisis : une translation de  $50 \mu\text{m}$  suivant l'axe  $x$ , notée  $T_x$  et une de  $100 \mu\text{m}$  suivant l'axe  $y$ ,  $T_y$ . Un seul phénomène de déformation est introduit : une ovalisation de  $200 \mu\text{m}$  du cercle suivant l'axe  $y$ , notée  $\Delta_{Ry}$ . Comme les translations et l'ovalisation sont d'évolutions linéaires, l'hypothèse des petits déplacements est respectée, le résidu  $r$  est stable dès la première itération de l'optimisation.

Les coordonnées des points de la géométrie déformée sont donc bien évidemment connues de façon exacte par calcul. Cependant, une incertitude « de mesure »  $\sigma_i$  d'une valeur de  $1,7 \mu\text{m}$  est générée afin d'illustrer la propagation des incertitudes. Les écarts sont donc affectés par cette incertitude suivant la loi normale centrée réduite correspondant à  $N(0 ; 2,89)$ .

### 6.2. Déroulement des étapes de la méthode

Les déformations étant connues, les cercles théorique et déformé sont discrétisés, en 10 points uniformément répartis comme préconisé par Yau [YAU98]. Les points sont espacés d'un pas angulaire égal à  $36^\circ$ . A partir de la géométrie déformée, on simule la mesure des écarts de « mesure »  $\varepsilon_i$  projetés sur les normales théoriques (Figure II - 11). Il est rappelé que :

$\varepsilon_i = (\vec{OT}_i - \vec{OM}_i) \cdot \vec{N}_i$  avec  $\|\vec{N}_i\| = 1$ . Afin d'en faciliter l'observation, les écarts sont amplifiés par un facteur d'échelle de valeur 10.

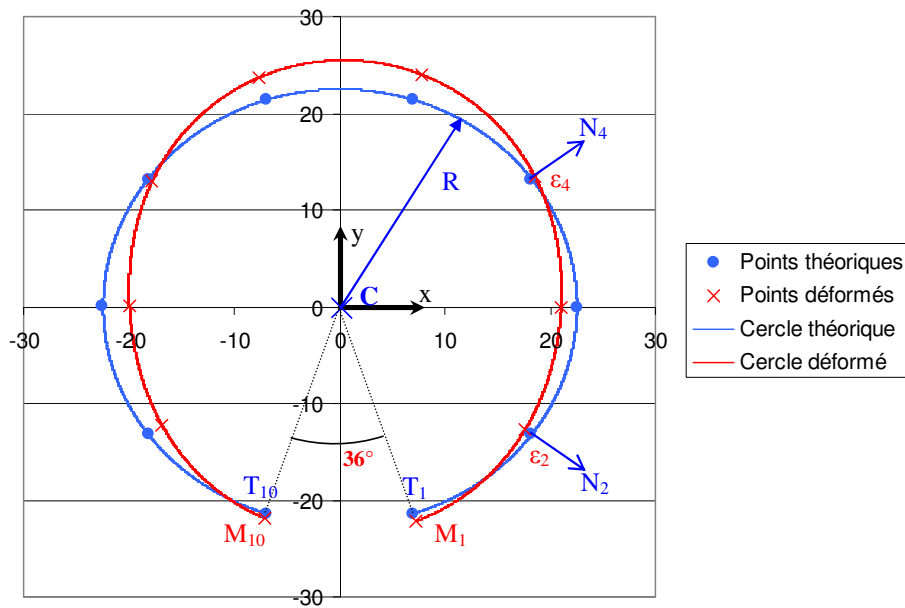


Figure II - 11 : Géométries théorique et déformée du cercle ouvert, facteur d'échelle=10

### 6.2.1. Description des signatures des phénomènes

#### Phénomènes de déplacements

Les signatures graphiques, constituées des écarts projetés sur les normales, d'une variation unitaire de 1 micromètre des phénomènes de translations  $T_x$  et  $T_y$  sont illustrées dans la Figure II - 12.  $C_0$ , le centre initial du cercle est translaté en  $C_{Tx}$  (Figure II - 12 a) et  $C_{Ty}$  (Figure II - 12 b)).

Les signatures mathématiques de ces deux phénomènes sont également données. Comme la géométrie est supposée plane autour du point théorique, les vecteurs phénomènes sont uniquement projetés sur les normales théoriques. Ainsi, si la composante x (ou y) de la normale  $N_i$  est nulle en un point  $T_i$ , alors ce point n'est pas affecté par la translation  $T_x$  (ou  $T_y$ ).

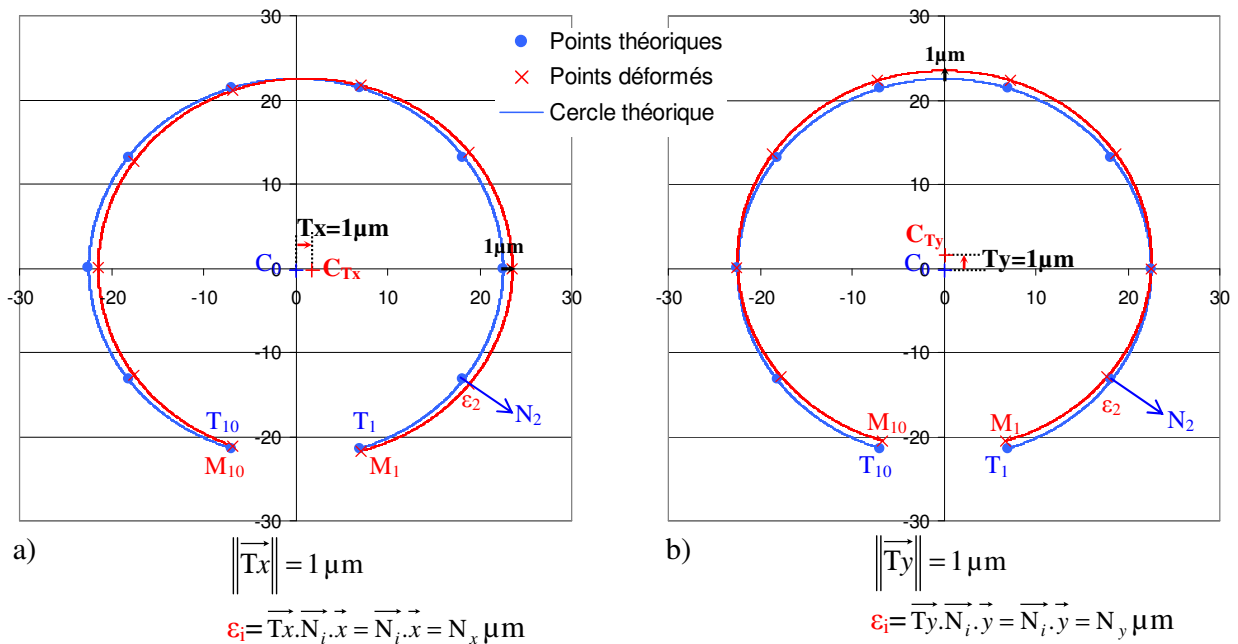


Figure II - 12 : Signatures unitaires de  $T_x$  et  $T_y$ , facteur d'échelle=1000

## Phénomène de déformation

La description mathématique du phénomène d'ovalisation suivant y (Figure II - 13) conduit à l'invariance de  $C_0$ . En effet, sa signature est isodéplacement et la somme des écarts  $\varepsilon_i$  suivant la normale  $\vec{N}_i$  en chacun des 10 points est donc nulle.

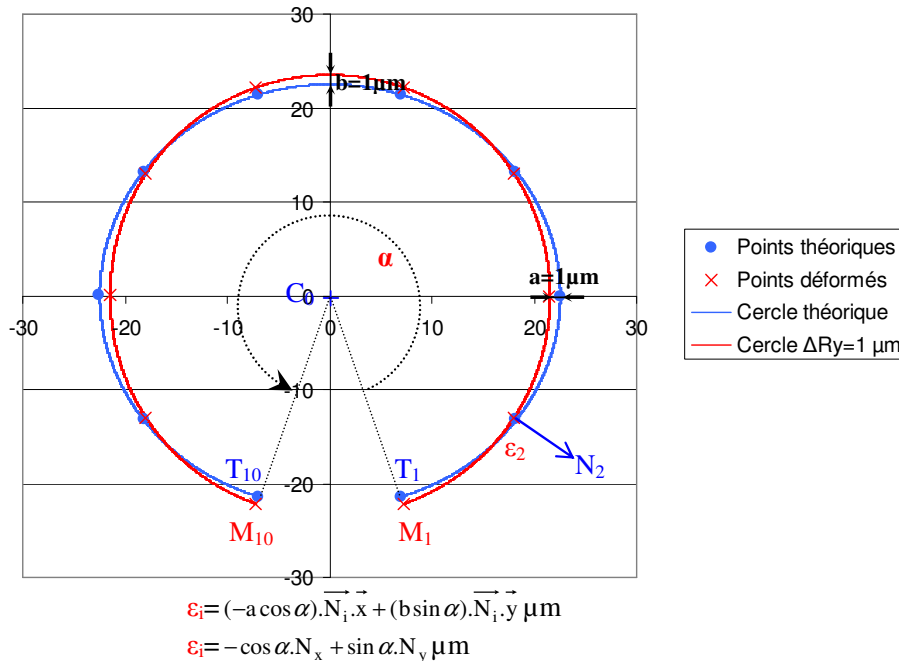


Figure II - 13 : Signature unitaire de  $\Delta_{Ry}$ , facteur d'échelle=1000

### 6.2.2. Ecriture de la matrice $M_{ph}$

La base d'analyse comprend les signatures des trois phénomènes considérés. La matrice  $M_{ph}$  est donnée par l'équation [II - 12].

$$M_{ph} = \begin{array}{c} \begin{array}{c} \vec{\varepsilon}_1 \\ \vdots \\ \vec{\varepsilon}_5 \\ \vdots \\ \vec{\varepsilon}_{10} \end{array} \begin{array}{c|c|c} \vec{T}_x & \vec{T}_y & \vec{\Delta}_{Ry} \\ \hline N_{1x} & N_{1y} & -\cos \alpha \cdot N_{1x} + \sin \alpha \cdot N_{1y} \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ N_{5x} & N_{5y} & -\cos \alpha \cdot N_{5x} + \sin \alpha \cdot N_{5y} \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ N_{10x} & N_{10y} & -\cos \alpha \cdot N_{10x} + \sin \alpha \cdot N_{10y} \end{array} \end{array} \quad [II - 12]$$

### 6.2.3. Dissociation des phénomènes par la méthode d'optimisation

Les étapes suivantes de la méthode d'optimisation ne sont pas développées car elles relèvent de la technique de calcul :

- l'utilisation de la méthode de Gram Schmidt pour orthogonaliser la matrice  $M_{ph}$  ;
- la projection orthogonale du vecteur  $\vec{\varepsilon}$  dans la base ainsi orthogonalisée ;
- le calcul de la matrice de passage P pour exprimer les amplitudes dans la base initiale, c'est-à-dire celle d'expression des points de mesure.

L'optimisation est réalisée en présence des trois phénomènes dans la base d'analyse. Le Tableau II - 2 donne les amplitudes obtenues, ainsi que les incertitudes associées.

Les valeurs d'amplitudes fixées au départ sont retrouvées puisque les phénomènes et leur amplitude ont été prédéterminés. Les incertitudes des phénomènes sont satisfaisantes

pour les deux raisons suivantes :

- elles sont faibles devant leur valeur d'amplitude ;
- elles sont plus petites que l'incertitude initiale sur un point de mesure, du fait du moyennage obtenu avec les dix points de mesure ;
- les trois signatures sont indépendantes. En effet, l'ajout du phénomène d' « ovalisation suivant y » n'a pas eu d'effet sur les incertitudes de  $T_x$  et  $T_y$ , ces deux phénomènes étant indépendants (voir partie 4.2.4 et Tableau II - 1).

Optimisation simultanée de $T_x$ , $T_y$ et $\Delta_{Ry}$		
	Amplitude $a_p$	Incertitude $\sigma_{ap}$
$T_x$	50	0,76
$T_y$	100	0,76
$\Delta_{Ry}$	200	0,76

**Tableau II - 2 : Incertitudes et amplitudes des défauts identifiés (en  $\mu\text{m}$ ), avec 10 points de mesure**

L'optimisation est donc satisfaisante, car les signatures proposées sont d'évolution linéaire et sont indépendantes deux à deux.

### 6.3. Influence du nombre de points uniformément répartis

On fait évoluer ici le nombre de points, tout en les répartissant uniformément sur le cercle. Le nombre de points sont les suivants : 5, 6, 7, 8, 9, 10, 20, 50 et 100. Notons deux cas particuliers, propres à cet exemple, et qui ne sont pas pris en compte, car ils ne permettent pas d'effectuer l'optimisation :

- le cas avec 3 points uniformément répartis (1 sur l'axe y et les deux autres à  $120^\circ$ ) aboutit à une dépendance franche entre l'ovalisation  $\Delta_{Ry}$  et la translation  $T_y$  car les signatures sont alors identiques ;
- le cas avec 4 points uniformément répartis aboutit à une signature d' « ovalisation suivant y » nulle. En effet, ces 4 points sont alors invariants (Figure II - 13).

#### 6.3.1. Sur les amplitudes des phénomènes identifiés

La Figure II - 14 montre que le nombre de points a peu d'influence sur les amplitudes identifiées des phénomènes. Les amplitudes fluctuent néanmoins autour de leur valeur nominale dans une plage de  $\pm 1\mu\text{m}$ . Cette faible influence du nombre de points sur les amplitudes est normale pour deux raisons essentielles :

- les signatures de déformations sont ici parfaitement connues ;
- les points sont uniformément répartis.

A l'opposée, les incertitudes diminuent avec l'augmentation du nombre de points. C'est ce qui est visible dans la Figure II - 14, où les plages d'incertitudes sont multipliées par un facteur 50 pour permettre une meilleure visualisation.

Quant au résidu, il est très faible (inférieur au centième de micromètres) et correspond à l'incertitude de mesure.

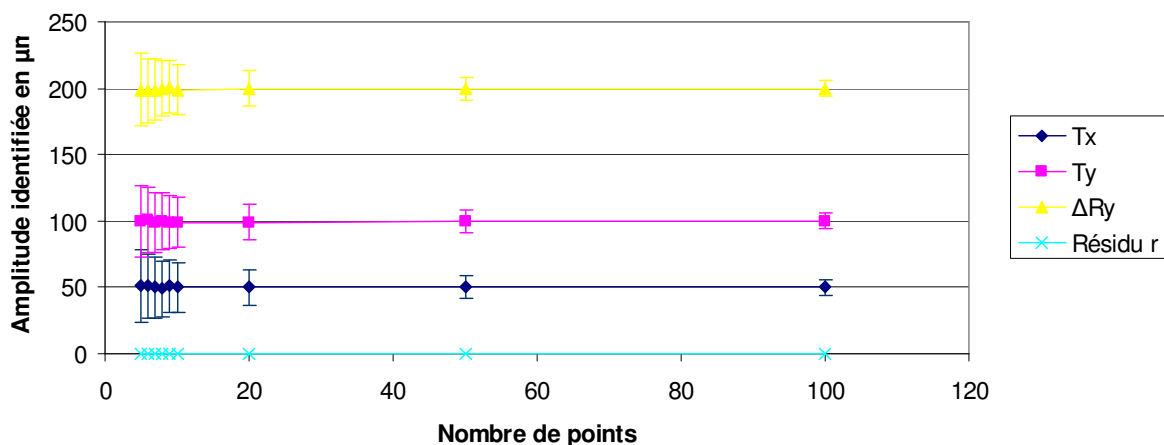


Figure II - 14 : Influence du nombre de points sur les amplitudes et les incertitudes (amplifiées 50 fois)

### 6.3.2. Sur les incertitudes des amplitudes

Par rapport à la Figure II - 14, la Figure II - 15 propose de visionner seulement l'évolution de l'incertitude, en valeurs non amplifiées, de chaque phénomène.

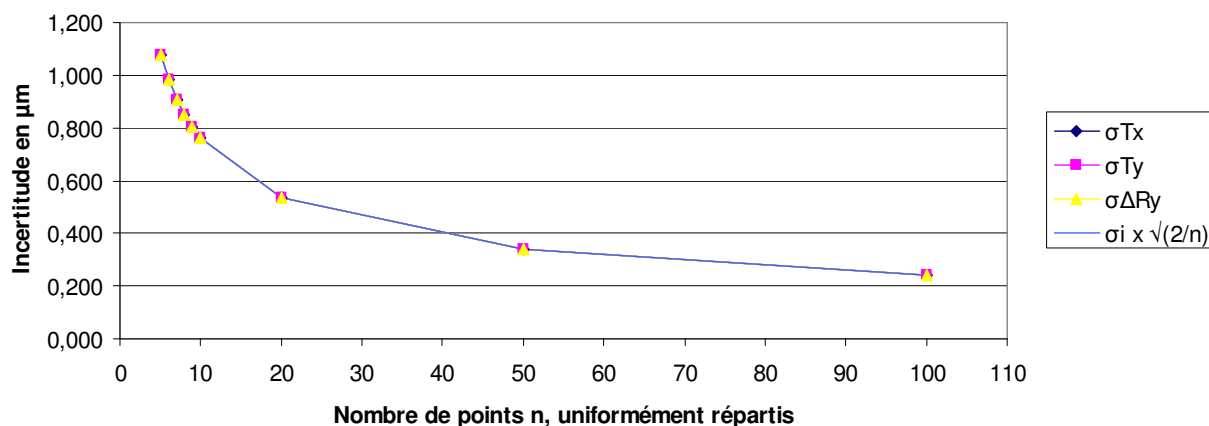


Figure II - 15 : Influence du nombre de points sur les incertitudes

Si les points sont uniformément répartis et qu'il n'existe pas de dépendance entre les phénomènes, l'évolution des incertitudes est la même pour tous les phénomènes et suit la fonction décroissante, décrite dans l'équation [II - 13], n étant le nombre de points. Cette fonction se retrouve dans les travaux de [YAU98] [LEL00].

$$\sigma_{Tx} = \sigma_{Ty} = \sigma_{\Delta Ry} = \sigma_i \times \sqrt{\frac{2}{n}} \quad [\text{II} - 13]$$

Il faut donc être prudent sur la pertinence des amplitudes des phénomènes identifiés, par rapport à leur incertitude associée. Ainsi, pour identifier correctement les amplitudes des trois phénomènes, 5 points uniformément répartis suffisent, mais l'incertitude des phénomènes est de 1,08 μm. 10 points uniformément répartis donne une incertitude de 0,7 μm, ce qui est plus acceptable par rapport à l'incertitude de mesure (σ<sub>i</sub>=1,7 μm) et par rapport à l'amplitude des trois phénomènes.

## 6.4. Influence de la répartition des points

A présent, le nombre de points est fixé à 10 et les conséquences de leur répartition sur



le cercle ouvert sont étudiées. La modification de l'angle  $\alpha$  permet de définir la portion angulaire sur laquelle les points sont uniformément répartis (Figure II - 16 a)).

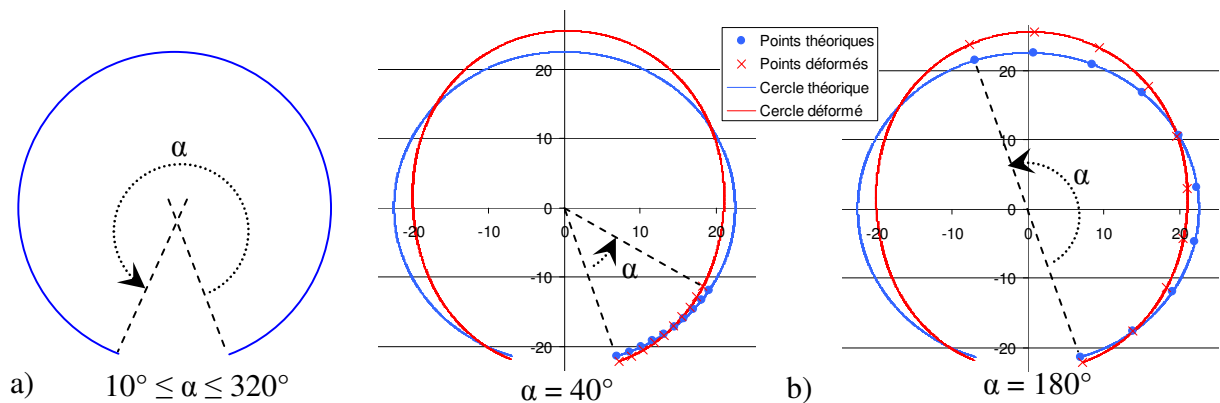


Figure II - 16 : a) Variation de la répartition des points et b) illustration sur deux exemples

#### 6.4.1. Sur les amplitudes des phénomènes identifiés

A priori, les cas où  $\alpha$  est petit (Figure II - 16 b)) ne permettent pas d'identifier tous les phénomènes de déplacements et de déformations, car les amplitudes et incertitudes identifiées ne sont pas acceptables. Cela est illustré par les résultats de la Figure II - 17 où l'on observe un angle limite ( $\alpha=70^\circ$ ) en-dessous duquel les amplitudes sont fausses, et l'incertitude devient importante (plus de  $20 \mu\text{m}$ ).

Cela s'explique par l'augmentation de la dépendance entre les trois phénomènes au fur et à mesure que l'angle diminue. En dessous de l'angle limite, la dépendance est très forte car les signatures des phénomènes exprimées sur le petit arc de cercle obtenu sont très proches. La dissociation des phénomènes par la méthode d'optimisation aboutit alors à des amplitudes qui ne sont pas interprétables en regard des fortes valeurs d'incertitudes.

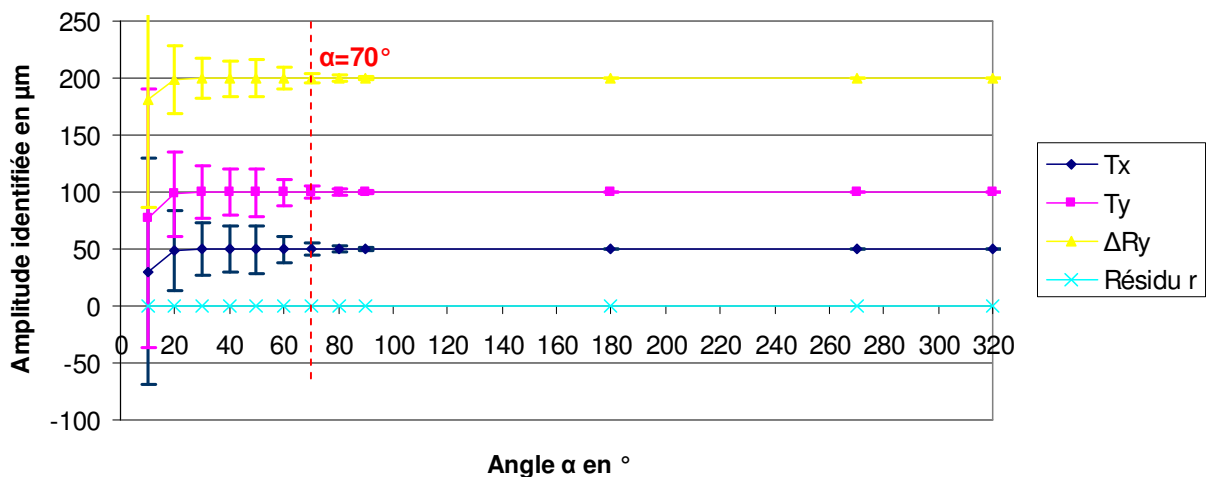


Figure II - 17 : Influence de la répartition des points sur les amplitudes et les incertitudes

#### 6.4.2. Sur les incertitudes des amplitudes

La Figure II - 18 présente uniquement l'évolution de l'incertitude de chaque phénomène. Un zoom est proposé pour les angles supérieurs à  $70^\circ$ , pour une observation plus fine des incertitudes. Par ailleurs, on retrouve les cas où l'angle  $\alpha$  est inférieur ou égal à  $70^\circ$ , et pour lesquels les valeurs des incertitudes ne sont pas acceptables par rapport aux amplitudes des phénomènes et à l'incertitude de mesure. Celles-ci passent d'environ  $20 \mu\text{m}$  pour un angle de  $60^\circ$  à environ  $200 \mu\text{m}$  pour un angle de  $10^\circ$ .

Ensuite, pour les angles supérieurs à 70°, tout est question de compromis par rapport à l'incertitude initiale mais aussi entre l'amplitude et l'incertitude. Pour obtenir, dans cette configuration, une incertitude de moins d'un micromètre, un angle minimum de 180° est requis. L'incertitude vaut alors de 0,76 µm, c'est-à-dire la valeur du cas référence (10 points uniformément répartis sur une portion angulaire de 320°).

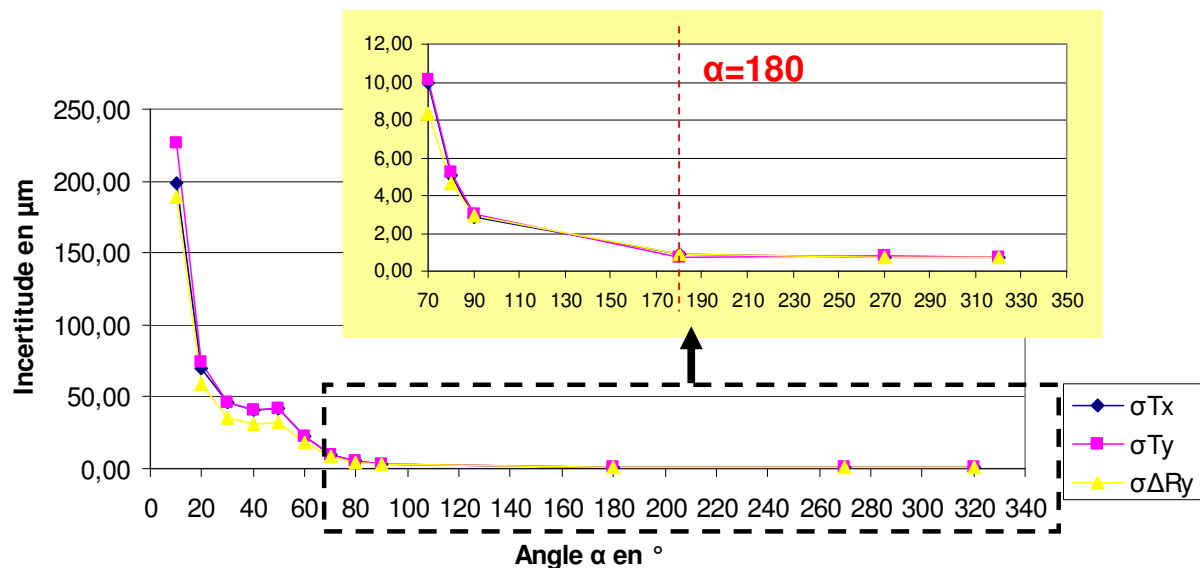


Figure II - 18 : Influence de la répartition des points sur les incertitudes

### Synthèse

Les points suivants ressortent de cette étude :

- une faible valeur de résidu ne permet pas de conclure si les amplitudes des phénomènes sont correctes. Seule l'analyse des incertitudes des phénomènes permet de juger la qualité des amplitudes ;
- l'évolution de l'incertitude est décroissante avec l'augmentation du nombre de points et l'augmentation de la portion angulaire du cercle ;
- pour cet exemple d'application, 10 points uniformément répartis sur une portion angulaire du cercle d'au moins 180 degrés, est un minimum afin d'obtenir les bonnes valeurs d'amplitudes des phénomènes  $T_x$ ,  $T_y$  et  $\Delta_{Ry}$  et d'avoir une incertitude associée inférieure à 1 µm.

Ces conclusions rejoignent celles des études suivantes réalisées sur des cercles complets, dont les points ont été obtenus par simulation ou par mesure.

Tout d'abord, l'étude de Yau [YAU98] s'intéresse à la mesure d'un cercle sur une bague de rayon 47 mm, avec une MMT. Il constate un défaut systématique de type « quatre lobes » (Figure II - 19), parasité par des variations aléatoires dues à la mesure. En conservant les variations aléatoires (caractérisée par une incertitude de mesure  $\sigma_i=1$  µm), il optimise le cercle mesuré au sens des moindres carrés. Il en conclue qu'une dizaine de points uniformément répartis, donne une faible incertitude sur les coordonnées du centre du cercle (c'est-à-dire  $T_x$  et  $T_y$ ) d'environ 0,7 µm (Figure II - 19 a)). De plus, toujours avec  $\sigma_i=1$  µm, il constate qu'un arc d'au moins 160 degrés est nécessaire pour avoir une faible incertitude, ici égale à 0,5 µm (Figure II - 19 b)).

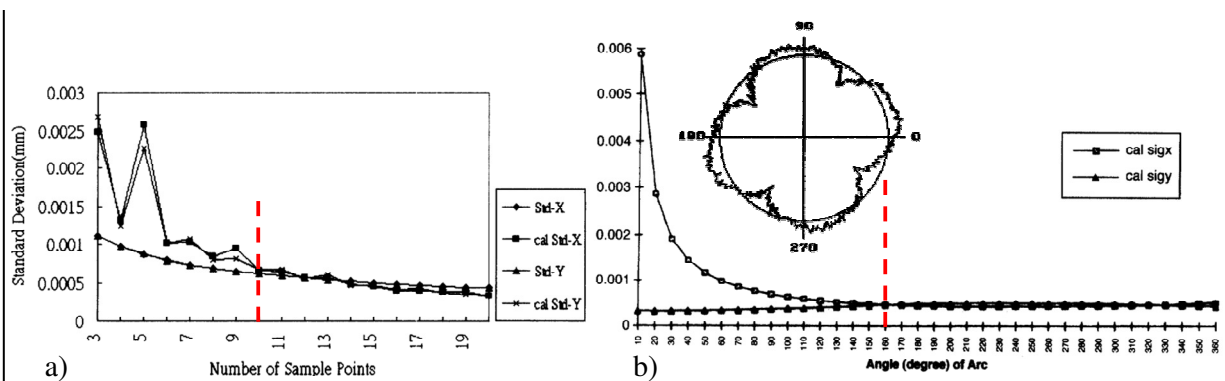


Figure II - 19 : a) Influence du nombre de points et b) de leur répartition sur les incertitudes [YAU98]

De la même façon, Hennebelle [HEN07] simule les évolutions du calage en position  $T_x$  et  $T_y$  et de la variation de rayon  $\Delta_R$  sur une portion de cercle mesurée en 25 points et calculé au sens des moindres carrés. Les points sont perturbés dans la direction de la normale avec une gaussienne de moyenne nulle et d'écart type  $\sigma_i=1 \mu\text{m}$ . Ici un angle d'au moins 80 degrés permet une incertitude sur les paramètres inférieure à  $10 \mu\text{m}$  (Figure II - 20). Dans l'exemple proposé dans la partie 6.4.2, l'angle était de 70 degrés. La différence s'explique par l'incertitude de mesure qui était supérieure et valait  $1,7 \mu\text{m}$ .

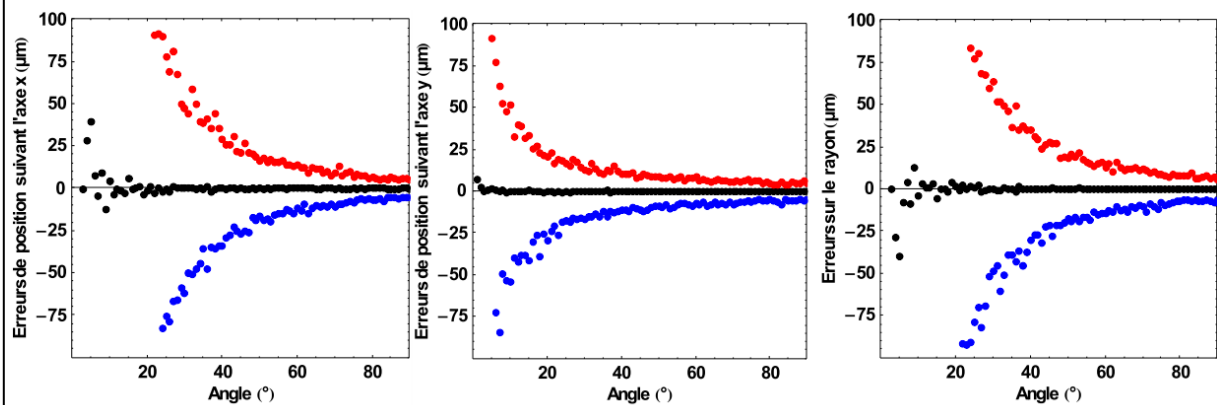


Figure II - 20 : Influence de la répartition des points sur les incertitudes [HEN07]

## 7. CONCLUSIONS

Ce chapitre a permis de mettre en place les concepts et la méthode permettant l'identification des déformations d'un produit lors d'un traitement thermique. Premièrement, il est important de définir une stratégie d'échantillonnage de ce produit minimisant l'incertitude de mesure associée à chacun des points. Deuxièmement, l'analyse des écarts entre les images géométriques, obtenues par la mesure d'une pièce réelle et par la mesure d'une pièce virtuelle, amène l'identification de phénomènes de déformations. Les phénomènes retenus doivent expliquer, de façon significative, la déformation du produit. Par ailleurs, la modélisation des signatures géométriques de ces phénomènes doit être précédée d'une réflexion quant à leurs origines physiques et technologiques. L'indépendance des expressions mathématiques modélisant les phénomènes est évaluée par l'étude de leurs incertitudes associées. Ces dernières sont calculées à partir de la propagation de l'incertitude de mesure du produit. Troisièmement, ces phénomènes de déformations sont séparés de la déformation totale par une méthode d'optimisation, celle de la « base orthonormale » ayant été choisie dans ces travaux de thèse. La pertinence des résultats quantitatifs est vérifiée par l'évaluation des incertitudes associées aux phénomènes, donnant ainsi un degré de confiance.

Les chapitres suivants s'appuient sur cette méthode pour l'exploiter sous trois aspects. Le premier aspect est la mise en œuvre de la méthode sur une pièce test, afin de procéder à l'identification de l'impact de la nuance et du traitement thermique sur les déformations. Le second aspect est la confrontation des résultats expérimentaux obtenus avec cette pièce test avec ceux issus de la simulation numérique. Le troisième aspect est l'application de la méthode au cours d'investigations numériques, dans le but d'appréhender la formation des phénomènes de déformations de la pièce d'étude.



# **CHAPITRE III : MISE EN OEUVRE DE LA METHODOLOGIE PROPOSEE SUR UNE GEOMETRIE TEST : LE CROISSANT**

# TABLE DES MATIERES

---

<b>1.</b>	<b>LE CROISSANT ET SON PROCESSUS DE FABRICATION .....</b>	<b>76</b>
1.1.	Particularités de cette géométrie pour l'étude des déformations en traitements thermiques .....	76
1.2.	Processus de fabrication .....	79
1.3.	Données expérimentales nécessaires à la simulation .....	81
1.4.	Campagnes de mesures expérimentales .....	88
<b>2.</b>	<b>IMAGES GEOMETRIQUES OBTENUES PAR MESURE REELLE .....</b>	<b>89</b>
2.1.	Choix du matériel de mesure .....	89
2.2.	Création du repère de mesure du croissant .....	90
2.3.	Stratégie d'échantillonnage .....	91
2.4.	Incertitude sur la mesure d'un croissant réel .....	94
<b>3.</b>	<b>IMAGES GEOMETRIQUES OBTENUES PAR MESURE VIRTUELLE.....</b>	<b>95</b>
3.1.	Application du palpage virtuel .....	95
3.2.	Validation de l'algorithme de palpage .....	98
3.3.	Incertitude sur la mesure d'un croissant virtuel .....	101
<b>4.</b>	<b>ANALYSE DES ECARTS ET CHOIX DES PHENOMENES.....</b>	<b>102</b>
4.1.	Maquette informatique développée .....	103
4.2.	Identification des phénomènes à trois stades de la fabrication du croissant .....	104
4.3.	Origine physique des phénomènes de déformations en trempe et choix de leurs signatures .....	109
4.4.	Evaluation de la pertinence des signatures .....	118
<b>5.</b>	<b>DISSOCIATION DES PHENOMENES .....</b>	<b>120</b>
5.1.	Amplitudes des phénomènes de déformations .....	120
5.2.	Analyse des écarts résiduels après dissociation des phénomènes .....	122
<b>6.</b>	<b>CONCLUSIONS .....</b>	<b>124</b>

---

# INTRODUCTION DU CHAPITRE III

L'objectif de ce chapitre est d'illustrer la méthode développée sur une pièce test : le croissant (Figure III - 1). Dans cette optique, ce chapitre s'articule autour des trois étapes de la méthode présentées au chapitre précédent :

- l'acquisition des images géométriques d'un croissant réel et d'un croissant simulé (étape ①) ;
- la mise en évidence des phénomènes de déformations significatifs générés par le processus de fabrication, puis la modélisation pertinente de leur effet géométrique en respectant leur origine physique (étape ②) ;
- la séparation de ces phénomènes de déformations parmi la déformation globale du croissant, et ainsi la quantification de leur effet (étape ③).

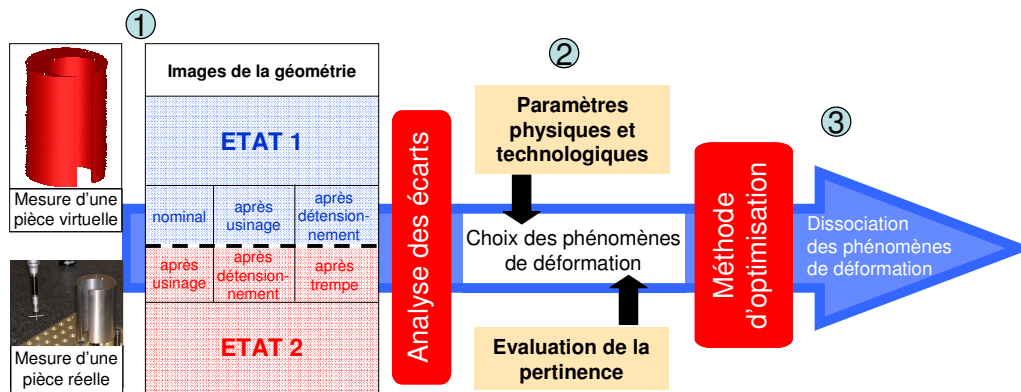


Figure III - 1 : Mise en œuvre de la méthode développée sur l'éprouvette croissant

Tout d'abord, la première partie de ce chapitre présente la pièce d'étude, son originalité, ses particularités géométriques, son processus de fabrication et les nuances d'acier utilisées. Les données nécessaires à la simulation de son comportement lors de sa chauffe et de son refroidissement sont également données.

La seconde partie met en avant la stratégie de mesure métrologique du croissant, appliquée dans ces travaux de thèse. L'incertitude de mesure associée à la quantification des phénomènes identifiés d'un croissant réel est estimée.

La troisième partie consiste en la mise en œuvre de l'algorithme de palpé virtuel, introduit au chapitre II, à la mesure d'un maillage d'un croissant simulé. L'incertitude de mesure d'un croissant virtuel est, elle aussi, identifiée.

La quatrième partie de ce chapitre consiste en l'identification des phénomènes de déformations significatifs sur les croissants, issus des différentes campagnes expérimentales. La modélisation de ces phénomènes est effectuée tout en tenant compte de leur origine physique et de la pertinence des expressions mathématiques utilisées. La maquette informatique développée pour le croissant permet l'observation des phénomènes et la quantification de leur effet.

Enfin, la cinquième partie fournit les résultats de la quantification des phénomènes de déformations pour six croissants de deux nuances différentes et trempés à l'huile. L'analyse des écarts résiduels, obtenus après suppression des effets de ces phénomènes, permet de vérifier que la base des phénomènes utilisés dans ces travaux de thèse explique la majorité des déformations des croissants.



# 1. LE CROISSANT ET SON PROCESSUS DE FABRICATION

## 1.1. Particularités de cette géométrie pour l'étude des déformations en traitements thermiques

### 1.1.1. Présentation de la géométrie

L'éprouvette « croissant » est appelée ainsi à cause de sa forme éponyme. En langue anglaise, elle est d'ailleurs dénommée « C-ring », c'est-à-dire « anneau en forme de C ». Elle présente deux plans de symétrie. Les dimensions nominales retenues pour cette étude sont les suivantes (Figure III - 2) :

- une longueur  $L=100$  mm ;
- un cylindre extérieur de diamètre  $D_e=70$  mm ;
- un cylindre intérieur de diamètre  $D_i=45$  mm et excentré de  $e=11$  mm par rapport au précédent ;
- une rainure d'un écartement de 16 mm constituant l'extrémité des pinces.

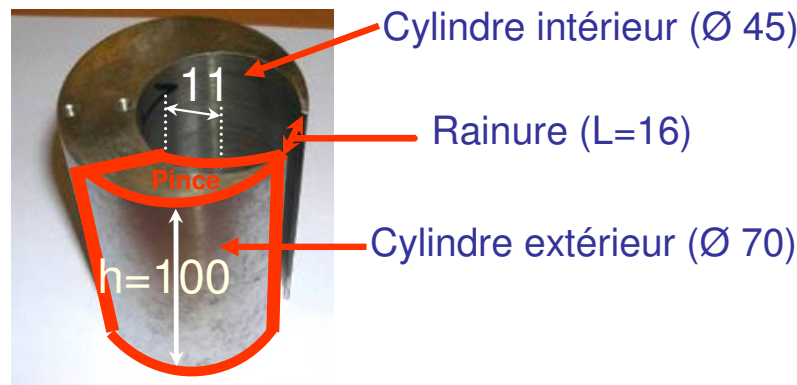


Figure III - 2 : Dimensions de l'éprouvette « croissant » (valeurs en mm)

### 1.1.2. Influence de la géométrie sur les structures finales

L'étude bibliographique menée au chapitre I a montré l'importance des éléments de la géométrie nominale sur l'apparition des déformations critiques, lors d'un traitement thermique. Les conditions expérimentales du traitement thermique du croissant sont affectées par les trois points suivants de sa géométrie :

- une longueur importante, comme celle retenue ( $L=100$  mm), permet d'insérer des thermocouples en minimisant les perturbations du flux thermique. L'évolution de la température du croissant lors de la chauffe et de la trempe est alors obtenue ;
- le ratio  $L/D_e$ , c'est-à-dire une hauteur importante par rapport au diamètre extérieur, minimise les effets de bords. Cependant, le refroidissement reste plus accentué et rapide aux bords de la pièce que dans les parties massives et il faut veiller à ne pas dépasser  $L/D_e = 8$  en trempe huile par exemple [SIN91] ;
- le ratio  $D_i/D_e$  et l'excentration  $e$  créent plusieurs volumes, définissant ainsi le gradient d'épaisseur. Ce gradient crée lui-même un gradient de température lors du refroidissement du croissant et donc l'obtention finale de diverses structures à des divers endroits du croissant. En résumé, le ratio  $D_i/D_e$  a un impact sur les vitesses de refroidissement et donc sur les structures finales [TEO06].

La prédiction non seulement des structures finales, mais aussi des duretés est possible

via le diagramme TRC (Transformation en Refroidissement Continu). Celui-ci est spécifique à chaque matériau et à chaque condition d'austénitisation (voir exemple Figure III - 3).

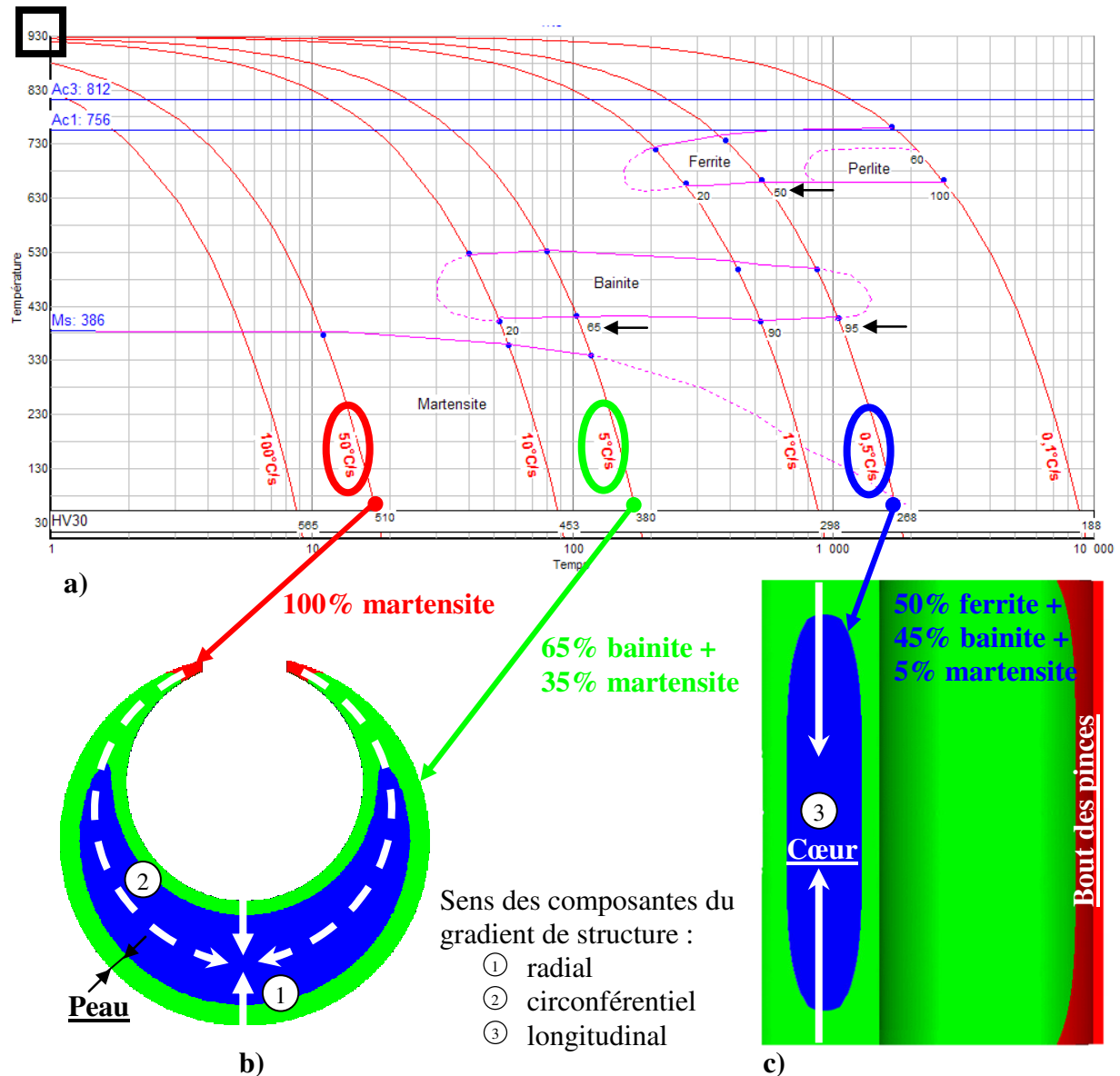


Figure III - 3 : Lien entre vitesses de refroidissement et gradient de structure sur le croissant : a) diagramme TRC de la nuance 3, b) section horizontale à mi-hauteur et c) section verticale

Concernant le croissant, il est possible d'établir une corrélation entre les zones de différentes épaisseurs du croissant, les vitesses de refroidissement et les structures finales (et donc les duretés). Le gradient d'épaisseur conditionne la répartition des températures au cours du refroidissement, et donc les vitesses de refroidissement présentes dans la pièce, in fine. La connaissance de ces vitesses et du diagramme TRC permet d'estimer la répartition des structures au sein d'une géométrie quelconque. Ce gradient de structure au sein du croissant est un vecteur à trois dimensions, sa norme, sa direction et son sens étant la résultante des composantes suivantes :

- la composante radiale ;
- la composante circumférentielle ;
- la composante longitudinale.

Pour le croissant et la nuance présentés dans l'exemple, la température de chauffe est de 930°C et la structure est totalement austénitique, car la température de fin de transformation austénitique AC<sub>3</sub> est dépassée. Cette structure évolue entre cette température

initiale de 930°C et la température finale de 20°C, en fonction des domaines de transformations de phases traversés. Les corrélations suivantes peuvent être établies :

Vitesse de refroidissement  
décroissante avec l'augmentation  
de l'épaisseur radiale

- la vitesse de refroidissement est très élevée **au bout des pinces**, car l'épaisseur  $y$  est la plus faible. En supposant une vitesse de refroidissement de 50°C par seconde, seul le domaine martensitique serait traversé, donc cette zone fine du croissant aurait une structure totalement 100% martensitique ;
- une certaine **épaisseur de peau du croissant** est affectée par une vitesse de refroidissement moindre. En supposant cette vitesse à 5°C/s (soit dix fois moins qu'en bout des pinces), les domaines bainitique et martensitique seraient traversés. En lisant le diagramme TRC, cette peau contiendrait au final 65% de bainite pour 35% de martensite ;
- le **cœur** du croissant est la zone refroidie la plus lentement. En supposant une vitesse de refroidissement de 0,5°C/s (dix fois moins que pour la peau), un amalgame de 50% de ferrite, 45% de bainite et 5% de martensite est formé.

### 1.1.3. L'ouverture des pinces, une déformation typique en traitement thermique

La géométrie particulière du croissant permet la création de gradients de température et de structure. Ces gradients créent des contraintes de traction et de compression qui provoquent des déformations plastiques, en cas de dépassement de la contrainte élastique du matériau.

Compte-tenu de cette précision, une zone du croissant particulièrement sensible aux déformations est donc celles des pinces. En effet, si de fortes contraintes sont présentes dans cette faible épaisseur, les déformations peuvent être importantes. L'étude de la littérature sur le croissant permet d'identifier un phénomène de déformation typique du croissant : l'ouverture des pinces (Figure III - 4). L'ouverture des pinces est observée par Walton [WAL02], Hardin [HAR05], Hernández-Morales [HERN05], Li [LI05], Teodorescu [TEO06], Northwood [NOR07], Brooks [BRO07] sur des croissants chauffés à température d'austénitisation, puis trempés dans des bains d'huile. Cette ouverture se traduit géométriquement par un déplacement radial et tangentiel des pinces, alors que la partie massive du croissant est fixe.

Ce phénomène est couramment cité car son effet est aisément quantifiable par la mesure au pied à coulisse de la différence d'écartement des pinces par rapport au nominal. La plupart des études de déformations du croissant se limite à ce phénomène dont l'amplitude est de quelques centaines de micromètres. Cependant, la déformation globale du croissant ne peut être limitée à la seule prise en compte de l'écartement des pinces, d'autant plus que cet effet local dépend d'un phénomène de déformation plus global qu'est l'ouverture des pinces. C'est pourquoi, dans ces travaux de thèse, la méthode présentée au chapitre II sera appliquée afin d'identifier puis de qualifier les phénomènes de déformations d'effets significatifs sur la déformation totale du croissant.

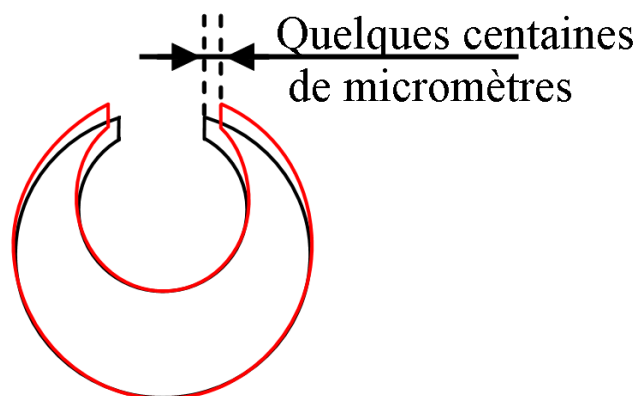


Figure III - 4 : Le phénomène d'ouverture des pinces du croissant

#### 1.1.4. Couplage avec la simulation numérique

Le croissant est parfois utilisé pour valider des outils de simulation numérique ou pour tester la sensibilité de la nuance d'acier face à diverses gammes de vitesses de refroidissement [HERN05] [LI05] [BRO07]. Les données expérimentales obtenues lors d'essais permettent d'alimenter les modèles à la fois métallurgique, mécanique et thermique, nécessaires à la prédiction des déformations.

Certains travaux valident la prédiction des structures métallurgiques finales [LI05] [HAR05] [BOY07], d'autres, la prédiction des contraintes mécaniques finales [YAO04] [LI05] [BOY07] [NOR07]. Pour les déformations, comme évoqué dans le paragraphe précédent, les comparaisons entre l'expérience et la simulation numérique se limitent souvent au seul phénomène d'écartement des pinces [HAR05] [LI05] [TEO06] [BRO07].

#### 1.1.5. Synthèse

Grâce à ses singularités géométriques, le croissant est adapté pour l'étude de la sensibilité aux déformations d'une nuance d'acier et des conditions d'un traitement thermique [HAR05]. Sa géométrie ouverte et la présence d'une excentration permettent l'amplification des déformations. Le phénomène identifié jusqu'alors est uniquement l'ouverture des pinces par la mesure de son effet localisé à leurs extrémités : l'écartement.

Ces travaux de thèse ont pour objectif de compléter les études antérieures menées sur le croissant par la qualification de toutes les déformations significatives. Le chapitre V de ce mémoire de thèse fournit la confrontation complète entre les essais expérimentaux et les simulations numériques.

## 1.2. Processus de fabrication

Les étapes du processus de fabrication et la mesure des images géométriques à ces états sont données dans la Figure III - 5 et les détails sont les suivants :

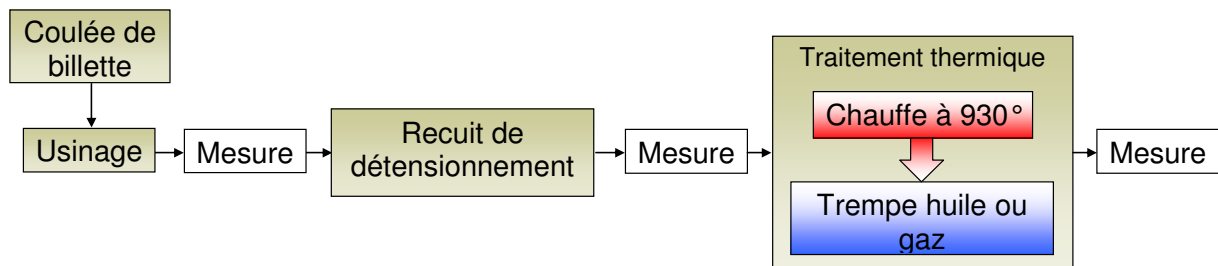


Figure III - 5 : Intervention de la mesure dans le processus de fabrication du croissant

#### 1.2.1. Etape 1 : Coulée et obtention des nuances d'acier

La géométrie de départ est une billette de diamètre 80 mm, c'est-à-dire une barre cylindrique provenant de la coulée continue d'une aciérie. Un repérage (FDxx, GDxx) permet la traçabilité des pièces utilisées. Les nuances d'acier étudiées dans ces travaux de thèse sont les suivantes (voir avant-propos de ce manuscrit):

- nuance 1 (FD2, FD6, FD7, GD83) : nuance à haute trempabilité ;
- nuance 2 (FD3, FD4, FD5, GD84) : nuance à moyenne trempabilité ;
- nuance 3 (FD8, FD9) : nuance à basse trempabilité ;
- nuance 4 (GD82) : nuance à haute trempabilité.

#### 1.2.2. Etape 2 : Usinage

L'usinage de la billette aboutit à la géométrie nominale du croissant. La première opération est le débitage de la billette. La seconde opération est le chariotage du diamètre extérieur. Ensuite, le perçage puis l'alésage du cylindre intérieur sont réalisés et sont suivis du

fraisage de la rainure. Enfin, la dernière opération est le dressage des faces supérieure et inférieure pour obtenir la longueur nominale du croissant.

### 1.2.3. Etape 3 : Recuit de détensionnement

Il est généralement réalisé à une température comprise entre 180°C et 220°C [MUR00]. Dans notre cas, le croissant est chauffé à 200°C pendant 2h. Rappelons que le recuit de détensionnement permet de libérer les contraintes résiduelles générées lors de l'usinage (voir chapitre I). La variation volumique est en général uniforme et n'engendre pas de déformations analogues à celles provoquées par la trempe [DES04].

### 1.2.4. Etape 4 : Traitements thermiques

#### Chauffe

Elle est réalisée dans un four électrique, le croissant est porté à une température au-delà de la température d'austénitisation  $AC_3$  et y est maintenu pendant un temps défini. Comme les aciers étudiés dans ces travaux de thèse sont hypoeutectoïdes, c'est-à-dire qu'ils ont une teneur en carbone inférieure à 0.85%, la température d'austénitisation se situe entre  $AC_3+25^\circ C$  et  $AC_3+50^\circ C$  [BAR00]. Le temps de maintien dépendant de la massivité de la pièce, elle se situe en général entre 15 et 30 min [BAR00].

Au final, les quatre nuances étudiées seront donc « austénitisées » à une température de 930°C, avec un temps de maintien à cette température de 15 min. Ce maintien doit être suffisamment long afin d'assurer le chauffage et la formation d'austénite jusqu'au cœur de la pièce. Cette durée est étudiée pour limiter le grossissement du grain, la décarburation en peau, voire la formation de calamine avec l'air présent dans le four électrique. La grosseur du grain austénitique est d'indice 10, la méthode de mesure suivie étant celle précisée dans la norme NF EN ISO 643 [ISO03].

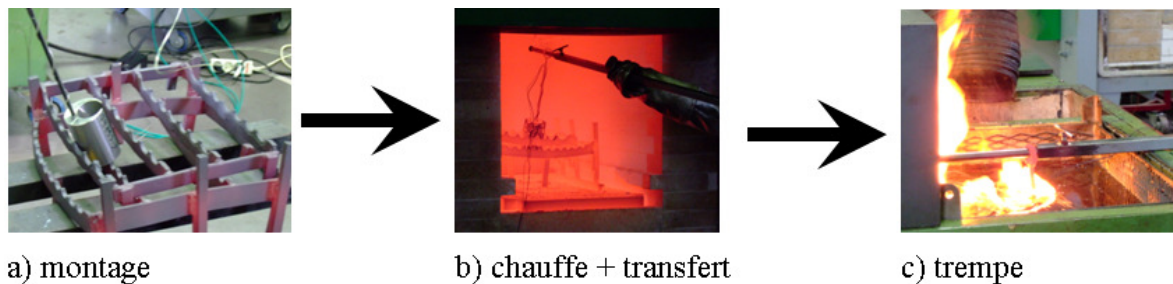
#### Refroidissement

Après chauffe, le croissant est alors refroidi par un fluide, liquide ou gazeux. Un refroidissement rapide ramène l'acier à la température ambiante (20°C), en empêchant toute précipitation du carbone. Cette opération s'appelle une trempe. La trempe transforme l'acier ferreux en structure de type martensitique, dont la particularité est une dureté d'autant plus élevée que la teneur en carbone est plus grande [MUR00]. Comme le cœur du croissant se refroidit plus lentement que la peau au cours du temps de refroidissement, cela provoque un gradient de température sur la pièce. Ce même gradient a pour conséquence la formation de gradients de structure, de dureté et donc de déformations, au final. Dans cette thèse, l'état structural initial des nuances d'acier sera le même (ferrito-perlitique détendu). Deux types de trempe seront utilisés :

La trempe huile : un seul croissant est chauffé sur le montage (Figure III - 6 a)). Le transfert du four vers le bain est réalisé manuellement (Figure III - 6 b)). Le croissant chaud y est alors rapidement plongé en position verticale. Le bain d'huile, d'une température voisine de 20°C, est brassé en permanence, afin d'y homogénéiser la répartition de la température et ne pas provoquer de déformations supplémentaires [SIN91] (Figure III - 6 c)).

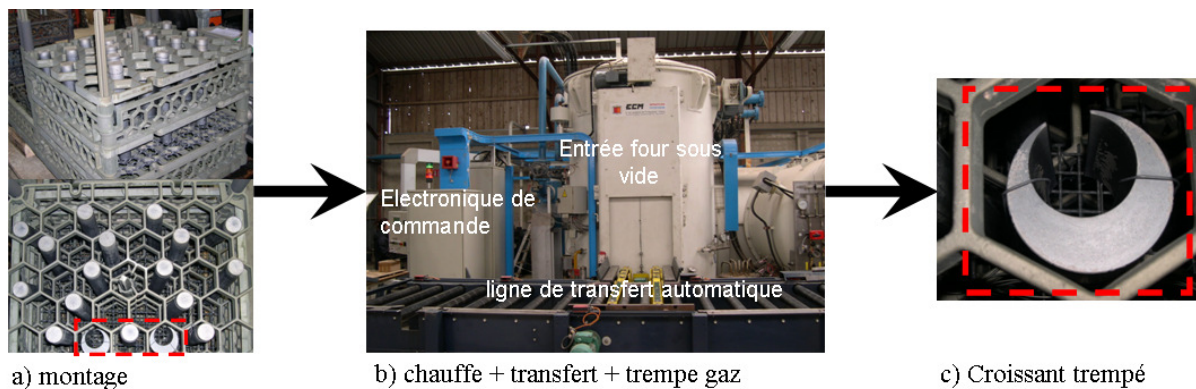
Le principal avantage de la trempe huile est la facilité de mise en œuvre par rapport à une trempe sous vide, qui nécessite des moyens plus importants. Les inconvénients sont le nettoyage des pièces après trempe à cause du dépôt de calamine, le recyclage des huiles usagées (préjudiciable pour l'environnement), la difficulté de changer la drasticit<sup>6</sup>, ce qui limite les moyens d'actions sur le procédé [LEF99]. A ce titre, comme la plupart des opérations sont réalisées manuellement, la variabilité des expériences est un point délicat. Par exemple, le respect du sens de l'immersion de la pièce et du temps de transfert four-bain de trempe est vital pour garantir une bonne répétabilité expérimentale.

<sup>6</sup> La drasticit<sup>6</sup> d'une trempe correspond à son pouvoir refroidissant. Pour une trempe huile, elle dépend de l'aptitude du bain à refroidir la pièce plus ou moins rapidement.



**Figure III - 6 : Etapes de la trempe huile réalisée chez Ascométal CREAS**

La trempe gaz : le montage permet une charge importante et donc le traitement de plusieurs croissants à la fois (Figure III - 7 a)). Le four (ici de marque ECM) est autonome : il réalise la chauffe de la charge par convection, puis sa trempe sous atmosphère contrôlée, avec un gaz choisi (Figure III - 7 b)).



**Figure III - 7 : Etapes de la trempe gaz**

Les principaux inconvénients sont le lourd investissement pour l'acquisition de ce matériel, ainsi que le temps de réglage des nombreux paramètres du procédé. Cependant, les avantages sont nombreux par rapport à une trempe huile : l'obtention d'une surface propre, notamment sans calamine (Figure III - 7 c)), la propreté du procédé (réduction des risques environnementaux et sanitaires), une drasticité modifiable par le réglage de la pression du gaz. Ce dernier avantage est un moyen d'action pour minimiser les déformations [SCHM06b]. Sur ce dernier point, l'automatisation de la ligne de transfert et la maîtrise d'une température homogène au sein du four permet une meilleure répétabilité des déformations engendrées au sein de la pièce [BEA03].

#### 1.2.5. Préparation des surfaces pour la mesure

Après trempe huile, les surfaces des croissants sont nettoyées chimiquement, par décapage à l'acide, afin d'éliminer la calamine qui s'y est formée. Après trempe gaz, la surface est propre de toute oxydation. Dans les deux cas, avant toute mesure tridimensionnelle, les surfaces sont dégraissées avec un solvant pétrolier. Après mesure, les croissants sont regraissés dans le but d'éviter toute oxydation future.

### 1.3. Données expérimentales nécessaires à la simulation

Le comportement du matériau est décrit suivant une loi de comportement thermo-élasto-viscoplastique. Cela permet de relier contraintes et déformations (élasticité, plasticité) en intégrant le couplage entre les phénomènes thermiques, métallurgiques et mécaniques, pour calculer la déformation totale. Les deux lois suivantes sont habituellement utilisées :

- pour le domaine viscoplastique : la loi de Norton-Hoff ;
- pour le domaine élastique : la loi de Hooke  $\sigma = E \cdot \epsilon$ .

Deux séries de données sont requises par ces lois de comportement. *Ces données sont dépendantes de la nuance d'acier, des températures (et donc du temps de chauffe et de refroidissement) et des phases métallurgiques.*

La première série de données permettant la caractérisation de la loi de comportement du matériau est fournie par le partenaire industriel de ces travaux de thèse, ASCOMETAL CREAS. Ces données sont issues d'études dilatométriques, micrographiques, de dureté, de traction, etc. et renseignent sur la nature du comportement thermique-métallurgique-mécanique du matériau. Les données mécaniques concernent, entre autres, les contraintes d'écoulement plastique, les coefficients d'élasticité (Young et Poisson pour un matériau isotrope) et les duretés. Les données thermiques sont constituées des coefficients de dilatation volumique, de la chaleur massique et de la conductivité thermique. Quant aux données métallurgiques, elles sont regroupées dans le diagramme TTT ou TRC du matériau.

La deuxième série de données permet de caractériser les procédés de chauffe et de refroidissement. Dans cette optique, le croissant est instrumenté lors des essais expérimentaux, afin de relever l'évolution interne des températures.

### 1.3.1. Lois de comportement thermique-mécanique-métallurgique des matériaux

Les données expérimentales des lois de comportement des nuances 1, 2 et 4 seront utilisées dans le chapitre VI de ce mémoire de thèse. Par souci de clarté (et de confidentialité), seuls leurs diagrammes TTT des nuances 1 et 2 sont donnés. Les diagrammes TTT (Température Temps Transformation) indiquent les domaines de transformation de phase, à savoir l'austénite, la ferrite, la perlite, la bainite et la martensite. Ces diagrammes isothermes (TTT) sont très délicats à obtenir puisqu'ils nécessitent un maintien homogène et très précis de la température. Dans l'industrie, les diagrammes anisothermes (TRC) sont préférés car ils correspondent à des courbes à refroidissement constant, ce qui est la réalité des conditions de refroidissement industrielles. Les diagrammes TTT sont alors construits à partir des diagrammes TRC.

## Nuance 1

Les données de cette nuance proviennent de résultats expérimentaux, notamment les données mécaniques et métallurgiques (Figure III - 8) et de la littérature (cinétiques de transformation de phases) [TEO06]. La loi de comportement de ce matériau est globalement bien déterminée.

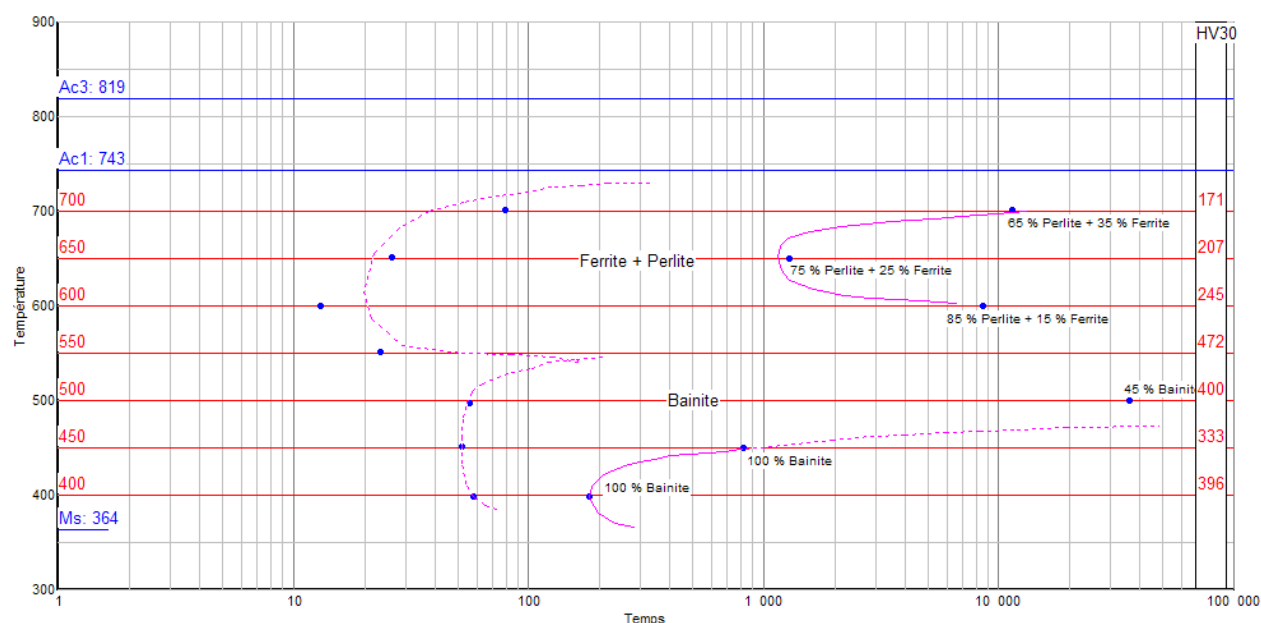


Figure III - 8 : Diagramme TTT de la nuance 1

## Nuance 2

Les données de cette nuance proviennent entièrement de la littérature et de la base de données des diagrammes TTT du logiciel Forge® 2008. La caractérisation de son comportement est donc incomplète. Le diagramme TTT et les valeurs de dureté par phase et température (Figure III - 9) sont différents de la nuance 1. Par contre, les lois de comportement mécanique et thermique sont considérées comme étant les mêmes, par manque de données expérimentales. Il faudra donc être prudent quant aux résultats de simulation.

Comparé au diagramme TTT de la nuance 1, celui de la nuance 2 met en évidence une avance à la formation de ferrite et de bainite. En effet, le début de formation de la ferrite est d'1s pour la nuance 2 et de 20s pour la nuance 1. Cela signifie que, pour une même vitesse élevée de refroidissement, l'austénite sera totalement transformée en martensite pour la nuance 1 alors qu'il y aura moins de martensite et plus de ferrite et de bainite pour la nuance 2. Cela se vérifie par les diagrammes TRC de ces deux nuances (non présentées ici).

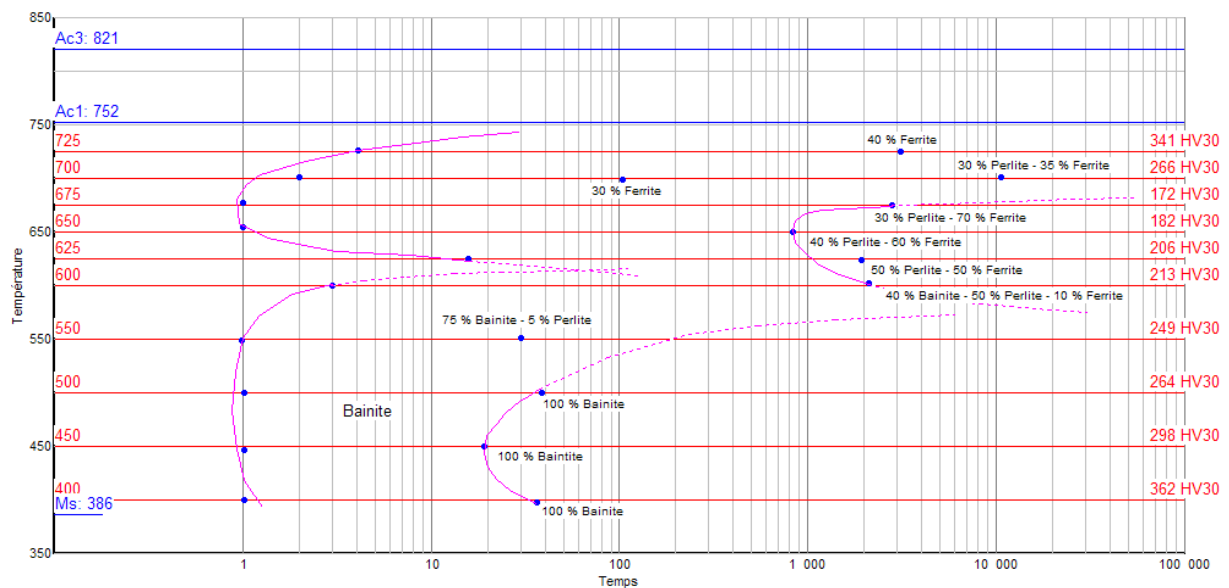


Figure III - 9 : Diagramme TTT de la nuance 2

## Nuance 4

Cette nuance est la mieux déterminée des trois. Le jeu de données provient des expériences de caractérisation menées au sein du laboratoire LSG2M. On pourra donc accorder une meilleure confiance dans les résultats de simulation.

### 1.3.2. Procédés de chauffe et de trempe

La prédiction du champ des températures sur le croissant nécessite la détermination expérimentale du gradient thermique. Celui-ci provient de l'interaction entre la géométrie de la pièce et les propriétés du milieu de trempe que se soit de l'eau, de l'huile ou du gaz.

La loi de chauffe et de refroidissement du croissant est calculée à partir des valeurs issues de l'enregistrement de cinq thermocouples, dont l'emplacement est donné dans la Figure III - 10. D'une part, ils sont placés en profondeur afin de ne pas perturber le flux thermique et pour être isolés par un système d'étanchéité du milieu ambiant (air en chauffe puis huile ou gaz en trempe). D'autre part, ils sont mis aux endroits extrêmes du gradient thermique, par exemple pour la chauffe :

- à l'endroit le plus froid (thermocouple n°2), au cœur de la partie massive car la chauffe y est la plus lente ;
- à l'endroit le plus chaud (thermocouple n°4), dans la zone de plus fine épaisseur où la chauffe est la plus rapide ;



- aux endroits de températures intermédiaires (thermocouples n°1, 3 et 5), situés en peau du croissant.

La définition des zones extrêmes est évidemment inversée en trempé : le thermocouple n°2 est alors le plus chaud tandis que le n°4 est le plus froid.

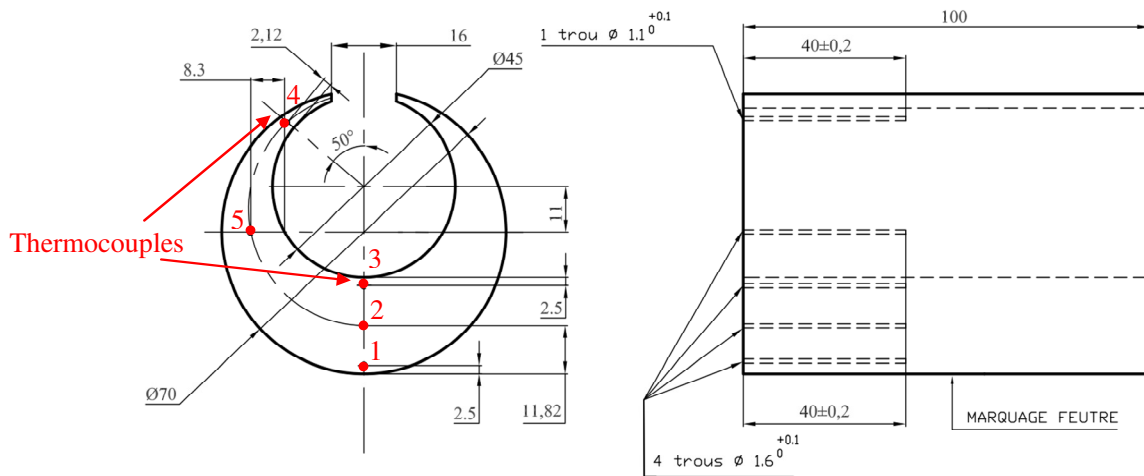


Figure III - 10 : Disposition des 5 thermocouples dans le croissant

### Chauffe de 20°C à 930°C

La vitesse de montée en température du four est de 3°C/s. Cette vitesse est suffisamment faible pour laisser diffuser la chaleur non seulement vers le cœur, mais aussi vers les parties de surface qui ne sont pas soumises au rayonnement des résistances du four électrique.

Les enregistrements des thermocouples montrent que l'évolution de la température est sensiblement la même dans tout le croissant, seules les pointes des pinces sont plus rapidement chauffées (Figure III - 11). La loi de chauffe est divisée en deux parties :

- la première partie correspond à une évolution linéaire de la température au sein du croissant pendant 1700 secondes, depuis les 20°C initiaux jusqu'à 930°C finaux. La vitesse de chauffe est de 0.5°C/s ;
- la deuxième est le palier de maintien de la température de 930°C fixé à 15 min pour achever la formation de l'austénite à cœur. Ici, ce maintien est de 800 s soit un peu moins que 15 min. La chauffe dure donc au total 2500s soit 42 min.

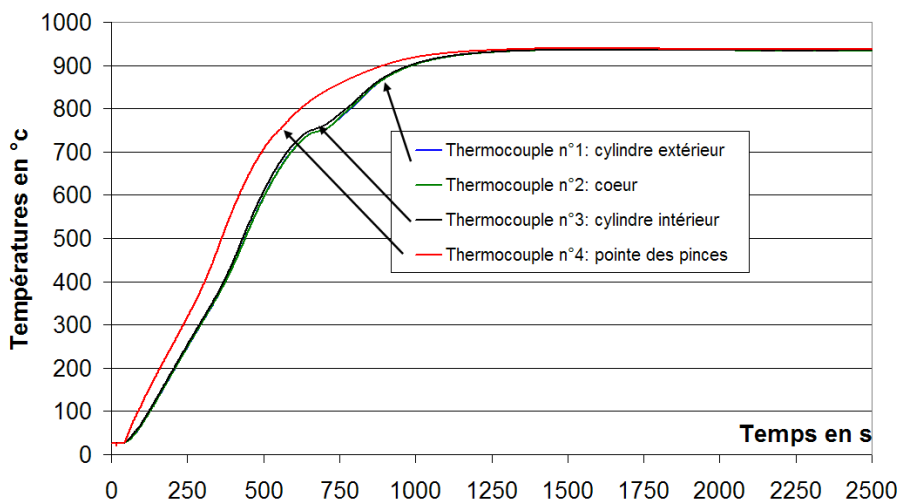


Figure III - 11 : Loi de chauffe des croissants (nuance 2)

## Refroidissement à l'air durant le transfert vers le bain de trempe huile

Cette étape ne s'applique qu'au procédé de trempe huile, pour lequel un transfert manuel est nécessaire pour amener la pièce du four vers le bain de trempe huile. Pour nos conditions expérimentales, le croissant est alors refroidi à l'air ambiant d'une température de 20°C, pendant un temps d'environ 5s.

Une simulation de ce refroidissement à l'air permet d'évaluer son impact sur le champ des températures et des déformations. Pour l'exemple présenté (Figure III – 11), les conditions de simulation sont les suivantes :

- le maillage initial est celui après chauffe. Il contient toutes les informations des phénomènes thermiques, métallurgiques et mécaniques : températures, répartition de l'austénite, contraintes résiduelles, etc. ;
- la loi de comportement est celle de la nuance 1 ;
- l'échange thermique est supposé constant avec l'air, et le coefficient d'échange retenu est de  $10\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$ , ce qui est une valeur couramment utilisée.

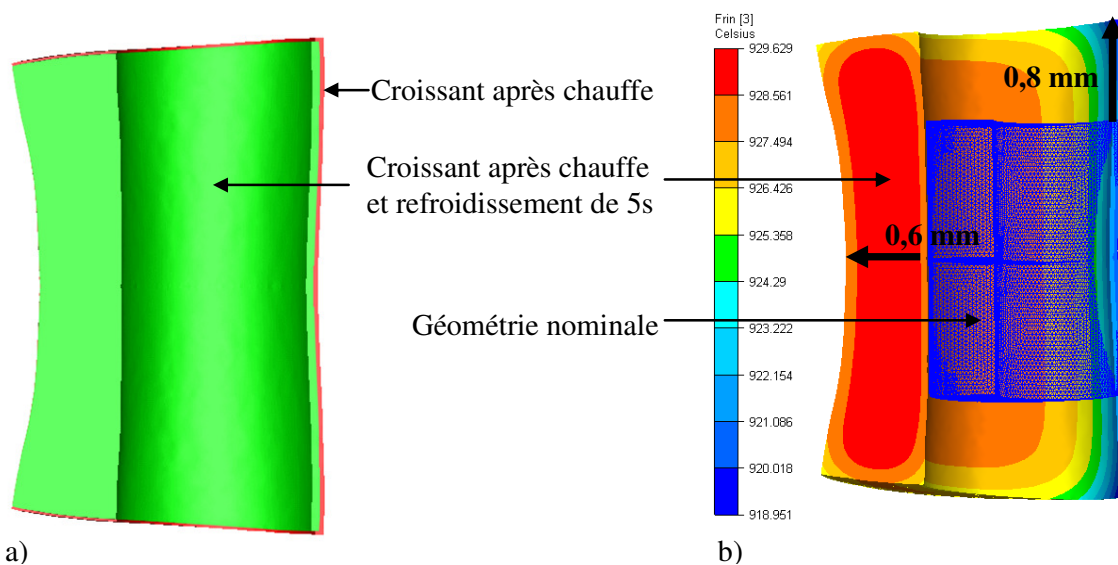


Figure III - 12 : Refroidissement de 5s à l'air (nuance 1) : a) déformations relatives avec la géométrie après chauffe (écarts amplifiés 50 fois) et b) champs des températures

Il s'avère que les déformations, mêmes amplifiées 50 fois, sont minimales par rapport à l'état du croissant après chauffe. En effet, les deux points suivants sont observés :

- les différences géométriques entre les deux états sont faibles (Figure III - 12 a) : seule une légère contraction volumique, établie à  $-4\text{ mm}^3$  par le logiciel de simulation, est présente ;
- par rapport au 930°C uniformément répartis après chauffe (Figure III - 12 b)), la température à cœur baisse faiblement (moins de 1°C), celle en surface de moins de 5°C et celle aux extrémités des pinces de moins de 11°C.

En conclusion, même si le refroidissement lors du transfert ne provoque pas de changements dimensionnels fondamentaux, la géométrie calculée est utilisée comme géométrie initiale des simulations de trempe huile.

## Trempe huile

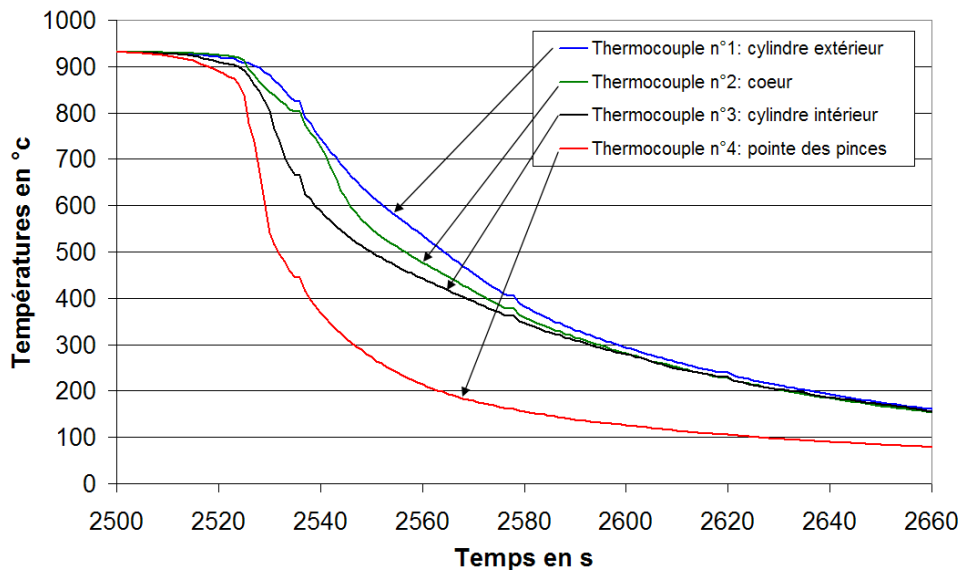
Les hypothèses de simulation des trempes huile des croissants sont les suivantes :

- le maillage initial avant trempe est celui après le transfert de 5s ;
- le temps d'immersion du croissant, c'est-à-dire le moment de transition entre le passage de l'air à l'huile, est négligé ;
- la trempe huile dure 550s, soit environ 9 min ;

- il y a deux sets géométriques d'échanges thermiques : le premier pour la surface du cylindre extérieur, le deuxième pour la surface intérieure.

Ce dernier point s'explique par la différence de refroidissement relevée par les thermocouples n°1 et n°3 (Figure III - 13). Le cylindre extérieur (thermocouple n°1) est refroidi plus rapidement que le cylindre intérieur (thermocouple n°3) pour les deux raisons principales suivantes :

- la surface d'échange du cylindre extérieur avec le fluide de refroidissement est plus grande ;
- le cylindre intérieur possède une plus forte propension à garder la chaleur car l'espace est confiné, ce qui perturbe l'écoulement du fluide refroidissant et diminue ainsi la quantité instantanée de chaleur cédée à l'huile.



**Figure III - 13 : Différence de vitesse de refroidissement entre l'intérieur et l'extérieur du croissant au cours de la trempe huile (nuance 2)**

Les enregistrements de températures permettent le calcul, par méthode inverse, des coefficients d'échange thermique des deux sets géométriques. Ces coefficients traduisent les vitesses de refroidissement et donc la drasticté du traitement thermique.

Les valeurs des coefficients d'échange thermique en trempe huile utilisées dans ces travaux de thèse proviennent en partie d'études antérieures [GIL04] [MUK04]. Elles sont présentées dans la Figure III - 14 où les valeurs pour le cylindre extérieur sont plus élevées que pour l'intérieur. Par ailleurs, le pouvoir refroidissant de l'huile évolue suivant les trois phases suivantes, comme l'expliquent [MUR00] [BRO07] [CARD08] :

- la phase ① correspond à la caléfaction (film boiling), c'est-à-dire la formation rapide autour de la pièce d'une enveloppe de vapeur qui l'isole du milieu de trempe. La transmission de la chaleur est alors lente, car elle se fait par rayonnement et par conduction à travers la vapeur ;
- ensuite, lorsque la température en surface de la pièce est suffisamment faible, mais reste supérieure à la température d'ébullition, l'enveloppe gazeuse disparaît et l'huile vient directement en contact avec la pièce (phase ②). Il s'agit du régime d'ébullition nucléée (nucleate boiling) car le refroidissement se fait par ébullition du milieu de trempe. Le transfert de chaleur est alors très efficace et la vitesse de refroidissement maximale ;
- la phase ③ intervient lorsque cesse l'ébullition : le refroidissement se fait avec une faible convection en surface de la pièce. Le coefficient d'échange

thermique diminue alors.

Durant les essais de trempe huile, une agitation du bain est réalisée pour perturber la formation du nuage de vapeur lors de la caléfaction et entrer le plus rapidement possible dans le régime d'ébullition nucléée.

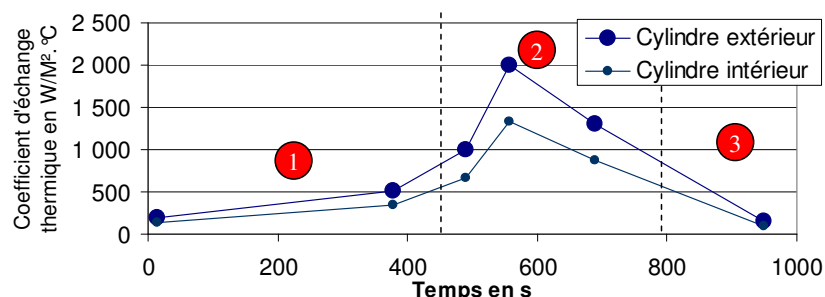


Figure III - 14 : Valeurs du coefficient d'échange thermique suivant la durée de la trempe huile

L'utilisation de ces coefficients d'échanges thermiques dans les simulations permet une relative bonne prédiction des températures mesurées expérimentalement, comme l'illustre les résultats de la Figure III - 15.

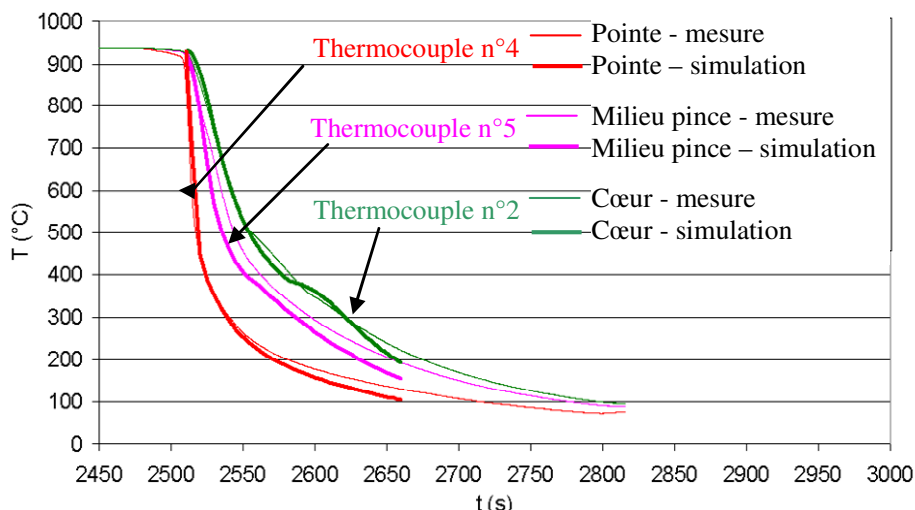


Figure III - 15 : Comparaison entre les températures mesurées et celles prédites en simulation de trempe huile (nuance 2)

### Trempe gaz

La démarche de caractérisation du procédé est la même que pour la trempe huile. Ici, le maillage après chauffe est directement utilisé, du fait de l'absence de temps de transfert. L'exploitation des températures des thermocouples permet de calculer les valeurs d'échanges thermiques. Deux sets géométriques sont également utilisés : un pour l'intérieur du croissant et un pour l'extérieur. Tout comme en trempe huile, l'utilisation de ces coefficients d'échanges thermiques dans les simulations permet également une bonne prédiction des températures mesurées expérimentalement.

La Figure III - 16 donne les évolutions des échanges thermiques des cylindres intérieur et extérieur, suivant la pression de gaz. Ces évolutions sont calculées par méthode inverse. Les évolutions sont différentes de celles en trempe huile : l'augmentation du pouvoir refroidissant du gaz est continue en fonction du temps de trempe. Plus la pression de gaz augmente, plus la drasticité de trempe est importante. La trempe gaz 3b est la plus homogène des trois, car elle a une évolution relativement constante du coefficient d'échange thermique.

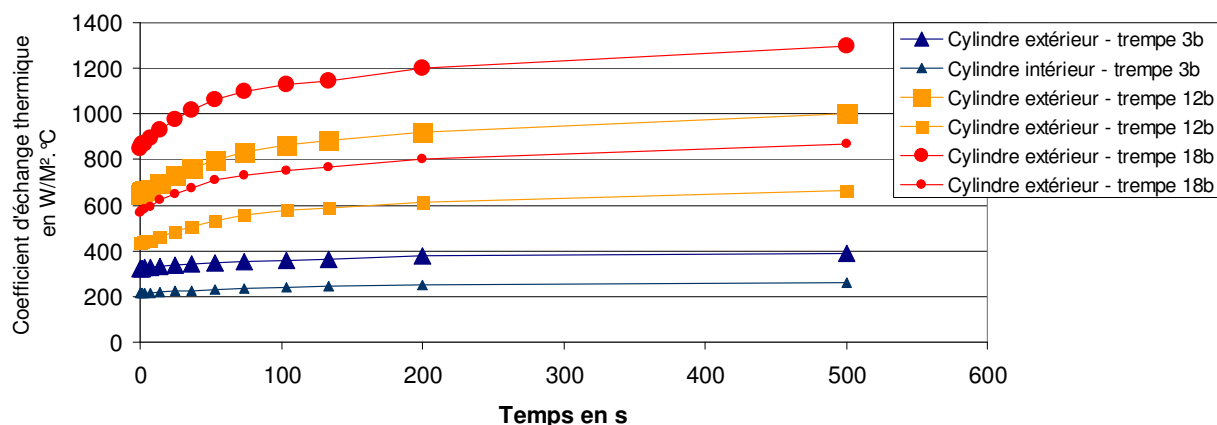


Figure III - 16 : Valeurs du coefficient d'échange thermique suivant la durée de la trempe gaz

### 1.4. Campagnes de mesures expérimentales

Deux campagnes de mesures ont été réalisées (Tableau III - 1). Elles portent sur les quatre nuances d'acier et les deux types de trempe définis pour ces travaux de thèse.

#### 1.4.1. Campagne n°1 : trempe huile

La sensibilité aux déformations en trempe huile est étudiée pour les quatre nuances définies dans ces travaux de thèse. Par ailleurs, les modifications dimensionnelles du processus de fabrication précédant l'opération de trempe sont évaluées. L'étude porte sur un total de 18 croissants. Les croissants des nuances 1 et 2 sont plus nombreux que les autres nuances. En effet, certains ont été trempés en conditions de laboratoire et d'autres, en conditions industrielles, dans l'optique d'évaluer la répétabilité des trempes huile.

#### 1.4.2. Campagne n°2 : trempes gaz

La sensibilité aux déformations face à la drasticité de trempe est étudiée sur 20 croissants de trois nuances parmi les quatre. La drasticité étant fonction de la pression de gaz, la trempe à 3 bars est la moins sévère, tandis que la trempe à 18 bars est la plus sévère. Un total de 20 croissants est utilisé. Les trempes gaz ont été réalisées en conditions industrielles.

CAMPAGNE N°1 : trempe huile			CAMPAGNE N°2 : trempes gaz			
Matériau	Désignation pièce	N° de coulée	Matériau	Pression gaz	Désignation pièce	N° de coulée
Nuance 1	Pièce 1	FD2	Nuance 1	3 bars	Pièce 2	FD6
	Pièce 2	FD2		3 bars	Pièce 5	FD7
	Pièce 3	FD2		12 bars	Pièce 3	FD6
	Pièce 2	FD7		12 bars	Pièce 4	FD7
	Pièce 3	FD7		18 bars	Pièce 1	FD6
	Pièce 1	GD83		18 bars	Pièce 1	FD7
	Pièce 2	GD83				
Nuance 2	Pièce 1	FD3	Nuance 2	3 bars	Pièce 2	FD4
	Pièce 2	FD3		3 bars	Pièce 2	FD5
	Pièce 3	FD3		3 bars	Pièce 5	FD5
	Pièce 3	FD5		12 bars	Pièce 3	FD4
	Pièce 4	FD5		12 bars	Pièce 6	FD5
	Pièce 1	GD84		18 bars	Pièce 1	FD4
	Pièce 2	GD84		18 bars	Pièce 1	FD5
Nuance 3	Pièce 2	FD9	Nuance 3	3 bars	Pièce 1	FD8
	Pièce 3	FD9		3 bars	Pièce 3	FD8
Nuance 4	Pièce 1	GD82		3 bars	Pièce 1	FD9
	Pièce 2	GD82		12 bars	Pièce 4	FD8
				12 bars	Pièce 4	FD9
				18 bars	Pièce 2	FD8
		18 bars		Pièce 8	FD9	

Tableau III - 1: Campagnes de mesure des croissants

## 2. IMAGES GEOMETRIQUES OBTENUES PAR MESURE REELLE

Les images sont obtenues par la machine à mesurer tridimensionnelle présentée dans la Figure I - 31. Dans cette partie, les choix concernant les points suivants sont précisés :

- le matériel de mesure ;
- la création du repère de mesure du croissant ;
- la stratégie d'échantillonnage des points.

Ces choix conditionnent en partie l'incertitude de mesure métrologique d'un croissant. L'estimation de la valeur d'incertitude est donnée à la fin de cette partie.

### 2.1. Choix du matériel de mesure

#### 2.1.1. Montage de mise en position

Un montage de mise en position vertical (Figure III - 17) a été retenu pour les avantages suivants :

- il permet le passage d'un palpeur pour la mesure de toutes les surfaces, y compris celles difficiles d'accès comme la rainure, le cylindre intérieur, le plan inférieur et donc... ;
- ...tous les éléments géométriques du croissant sont mesurés en un seul posage, ce qui évite les écarts de retournement et de repositionnement ;
- il a été conçu rapidement en utilisant des éléments modulaires Norelem® de grande stabilité dimensionnelle ;
- l'ensemble permet une mise en position répétable et rapide de la pièce.

Le montage comprend trois appuis ponctuels, deux butées cylindriques et une bride d'arrêt en rotation. La distance de contact entre cette bride et le bout des pinces est réglable, afin de prendre en compte l'écartement des pinces après trempe. Ces éléments modulaires permettent de supprimer tous les degrés de liberté du croissant.

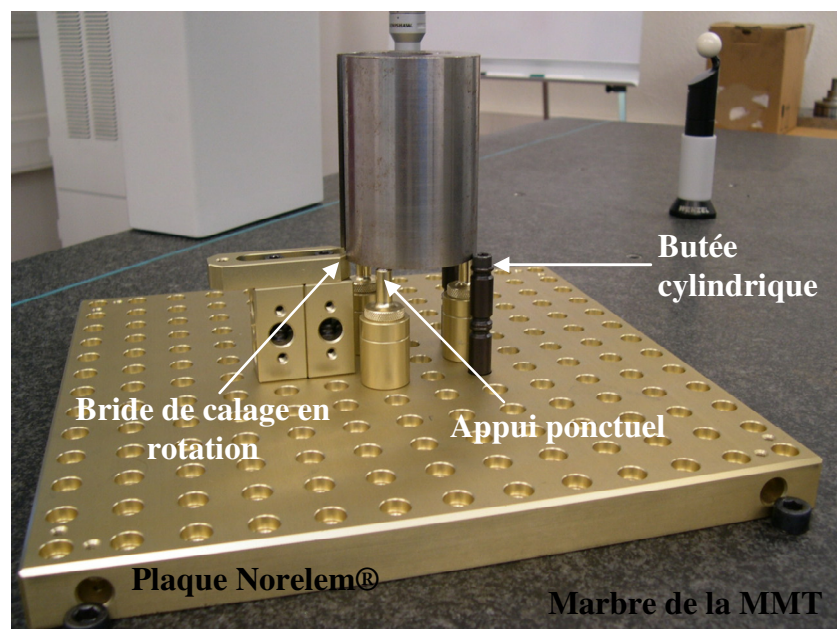


Figure III - 17 : Montage de mesure du croissant

#### 2.1.2. Palpeur, stylet et allonge

La machine à mesurer tridimensionnelle (MMT) dispose d'une tête motorisée, autorisant une rotation verticale complète autour de l'axe A et une rotation horizontale

partielle autour de l'axe B (Figure III - 18). Sur cette tête vient se fixer le dispositif mesurant modulaire, dont l'assemblage a été contraint par l'encombrement du croissant et de sa mise en position. Ce dispositif est ainsi constitué des composants suivants :

- un palpeur dynamique (TP20 de marque Renishaw®) ;
- un stilet composé d'une branche verticale et d'étoile à quatre branches pour un total de cinq billes de diamètre 2 mm. Il permet de palper toutes les surfaces, y compris le cylindre intérieur. Cependant, ... ;
- ... une allonge est nécessaire pour accéder au cylindre intérieur sur toute sa hauteur. L'allonge est en fibre de carbone afin de minimiser la flexion due à la grande longueur de l'ensemble (120 mm).

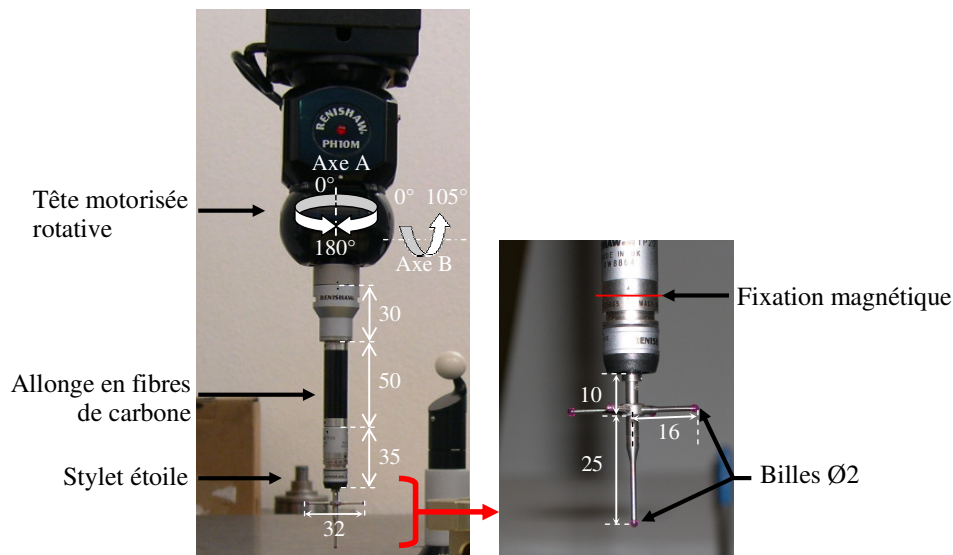


Figure III - 18 : Encombrement du dispositif mesurant : allonge et stilet étoile (valeurs en mm)

## 2.2. Création du repère de mesure du croissant

Le repère pièce permet une localisation du croissant dans l'espace de la MMT et sert de repère d'expression des coordonnées des points de mesure. A ce titre, ce repère tient compte des modifications dimensionnelles du croissant après trempe, notamment l'augmentation de l'écartement des pinces, souligné dans la littérature. Cette adaptabilité du repère permet la mesure de cet écartement malgré la faible surface de contact disponible.

Les étapes de la création de ce repère de mesure sont illustrées dans la Figure III - 19.

### Etape ① : création de l'axe z

Le cylindre extérieur est une surface de référence pour le tolérancement du croissant en usinage. Trois cercles du cylindre extérieur sont palpés en 8 points chacun : un à une hauteur  $h=30$  mm, un autre à  $h=0$  mm (mi-hauteur du croissant) et le dernier à  $h=-30$  mm. L'axe du cylindre identifié par ces 3 cercles donne la direction de l'axe z ;

### Etape ② : création de l'origine O du repère

Le plan supérieur ( $P_s$ ) et le plan inférieur ( $P_i$ ) sont mesurés en 4 points chacun. Les intersections de l'axe z avec ces deux plans donnent deux points A et B. Le point milieu du segment [AB] est alors défini comme l'origine O du repère ;

### Etape ③ : création de l'axe y

La distance d'écartement des pinces est obtenue par le palpé de 2 points, l'un côté gauche et l'autre côté droit, à une hauteur de 40 mm. La projection orthogonale de ces deux points sur P, plan perpendiculaire à l'axe z et passant par O, donne les points C et D et M est le milieu de [CD]. La droite passant par M et O donne la direction de l'axe y, le sens étant

donné par  $[MO]$ .

Le palpé des deux points sur les surfaces planes des pinces est délicat à cause de la faible épaisseur (3,6 mm) en comparaison du diamètre des billes (2 mm). Deux vérifications permettent de s'assurer qu'aucun des deux points ne présente d'anomalies, ce qui risquerait au final d'incliner l'axe  $y$  par rapport à l'axe de symétrie du croissant. Ces vérifications sont :

- un contrôle visuel, durant le palpé, pour contrôler que la bille du palpeur n'entre pas en contact avec une arête ;
- la confrontation, après palpé, de la valeur d'écartement obtenue à la hauteur de 40 mm avec celles à d'autres hauteurs.

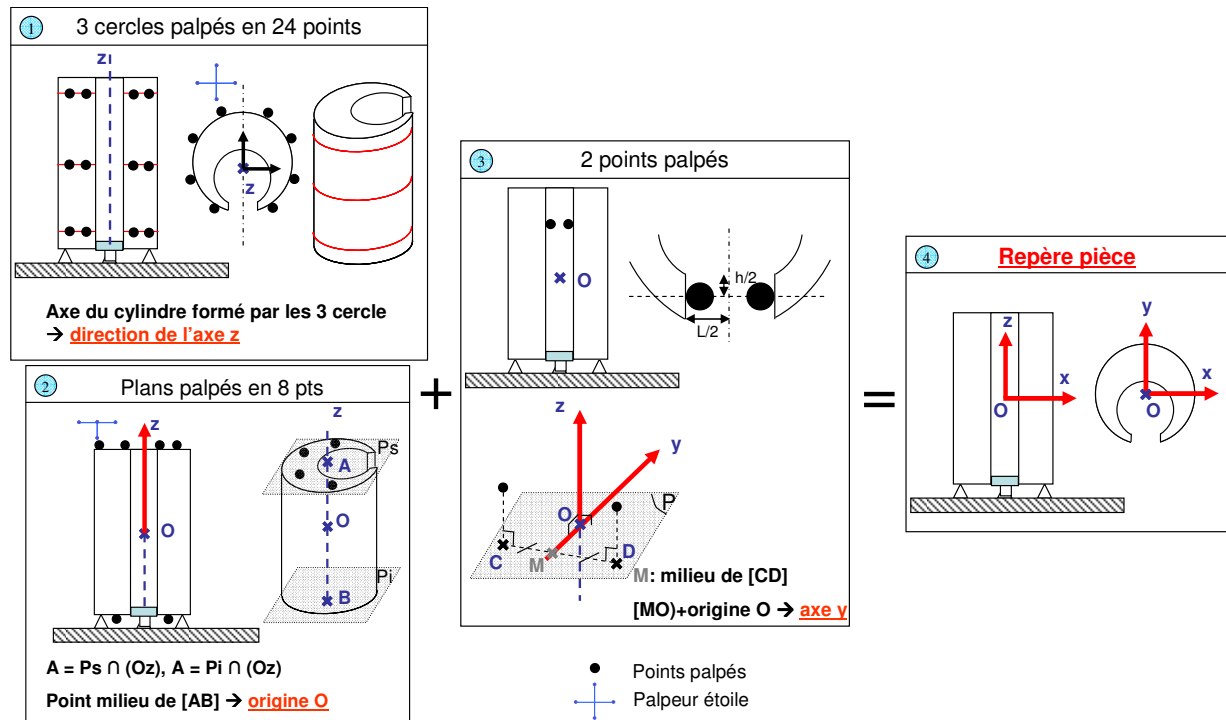


Figure III - 19 : Création du repère pièce  $(O, \vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$

Etape ④ : création du repère pièce orthonormal direct, ce qui donne le sens de l'axe  $x$ .

L'annexe 2 détaille l'utilisation du langage de programmation de la machine à mesurer tridimensionnelle pour créer ce repère. Il s'agit du langage DMIS (Dimensional Measurement Interface Standard), commun à toutes les MMT, quelle qu'en soit la marque.

### 2.3. Stratégie d'échantillonnage

Cette stratégie définit la nature des éléments géométriques simples ainsi que le nombre et la répartition des points nécessaires à l'obtention de leur image.

#### 2.3.1. Partition du croissant en éléments élémentaires

Intuitivement, le croissant est décomposé en six éléments géométriques élémentaires : les plans supérieur et inférieur, les cylindres extérieur et intérieur et les génératrices droite et gauche de la rainure (Figure III - 20).

#### 2.3.2. Nombre et distribution des points théoriques

Un maillage fin de chacun des six éléments est nécessaire pour identifier les phénomènes de déformations a priori inconnus (excepté l'ouverture des pinces). Le nombre de points est donc élevé sur les deux cylindres et moindre sur les deux plans et les deux surfaces planes des pinces. Le nombre total de points par croissant est de 3634.



Comme préconisé dans la littérature (chapitre I), les points sont répartis aussi uniformément que possible sur les surfaces. Sont exclus de la mesure les endroits inaccessibles ou présentant un risque de collision du palpeur, comme les trous d'emplacement des thermocouples et les zones d'appui du plan inférieur.

Une augmentation de la densité locale de points au alentour de la section médiane a pour optique la vérification de la stabilité des sections médianes après trempe, et donc l'absence d'effets de bords.

Au final, le choix d'un grand nombre de points répartis quasi uniformément permet de minimiser l'incertitude sur les amplitudes des phénomènes de déformations. C'est ce qui est prouvé dans la partie 2.4, intitulée « Incertitude sur la mesure d'un croissant réel ».

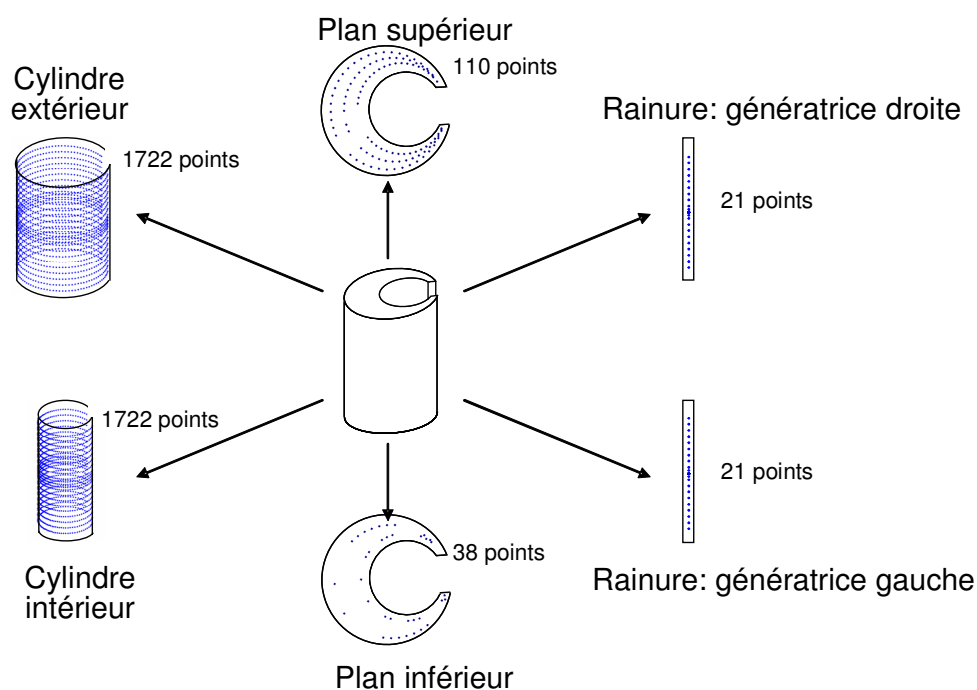


Figure III - 20 : Partition du croissant en éléments simples : nombre et répartition des points

### 2.3.3. Détermination des points théoriques en fonction des contraintes de mesure

Les coordonnées des points théoriques sont calculées puis renseignées dans les fichiers DMIS servant à la programmation de la MMT. Pour chaque point, la bille du stylet étoile utilisée est également indiquée et la position angulaire de la tête motorisée. L'analyse du tracé graphique des points permet enfin de détecter tout risque de collision entre le palpeur et la pièce.

#### Plans supérieur et inférieur

Les points théoriques suivent une trajectoire composée de trois « cercles ouverts » et tangents en  $T_1$  et  $T_{82}$  du fait de la faible épaisseur des pinces. Leurs centres respectifs,  $O_1$ ,  $O_2$  et  $O_3$  sont ainsi décalés de 4 mm (Figure III - 21 a)). Le cercle médian de centre  $O_2$  passe par le milieu de l'épaisseur des pinces et se situe sur la fibre moyenne. En pratique, un certain nombre de points de cette trajectoire sont supprimés.

Ainsi, le plan supérieur des croissants trempés à l'huile comporte un trou (Figure III - 21 b)), afin de les suspendre par une tige filetée dans le bain d'huile. La zone à l'alentour de ce trou n'est ainsi pas prise en compte. Au final, la bille du stylet vertical et une seule position de la tête motorisée (position 1) suffisent pour obtenir une image de ce plan.

Le plan inférieur servant au posage du croissant sur le montage, les zones des trois butées et deux appuis plans ne sont pas accessibles. Par ailleurs, les branches du stylet étoile ne sont pas assez longues pour permettre la mesure du cercle médian. En conséquence, seules

deux portions de cercles sont mesurées. Les points ne sont pas uniformément répartis, mais disposés symétriquement par rapport à l'axe vertical (Figure III - 21 c)). Au final, la mesure du plan inférieur nécessite l'utilisation alternée des quatre billes de la branche du stilet, dans quatre positions de la tête motorisée.

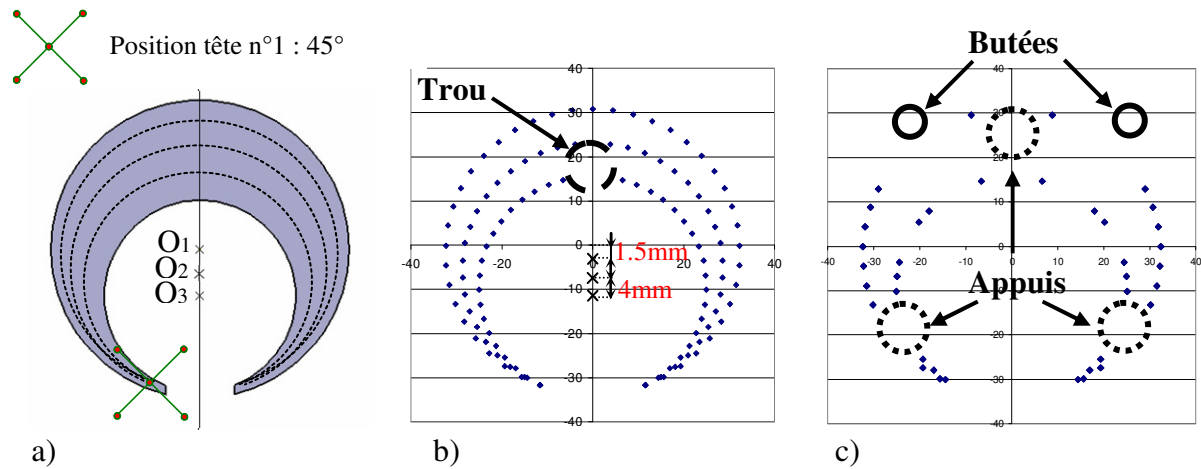


Figure III - 21 : a) Trajectoire des points théoriques des plans et points retenus pour b) le plan supérieur et c) le plan inférieur

### Cylindres extérieur et intérieur

Leurs images sont obtenues à partir de 21 sections circulaires uniformément réparties sur la hauteur (incrément de 5 mm), sauf les sections médianes où l'espacement est réduit (incrément de 2.5 mm). Chaque section est composée de 82 points, d'égale répartition circulaire, avec un pas angulaire de  $4^\circ$ . Les points des deux cylindres sont en vis-à-vis pour obtenir la variation d'épaisseur des pinces du croissant.

L'image du cylindre extérieur est obtenue avec une seule position de tête (Figure III - 22 a)). Les butées cylindriques et la bride d'arrêt en rotation sont évitées parce que les sections les plus basses du croissant ne sont pas palpées.

L'obtention de l'image du cylindre intérieur nécessite l'utilisation de 4 positions différentes de la tête motorisée : les angles de rotation suivant l'axe A sont de  $0^\circ$ ,  $22.5^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $67.5^\circ$ ). Le schéma de la Figure III - 22 indique les portions circulaires accessibles pour chaque position de tête.

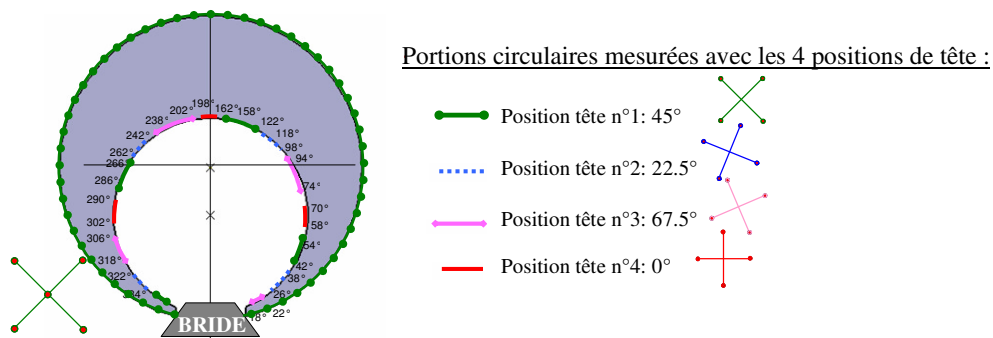


Figure III - 22 : Points théoriques des cylindres et positions de la tête motorisée

### Rainure

Deux positions de tête supplémentaires (rotation à  $+30^\circ$  et  $-30^\circ$ ) sont nécessaires pour obtenir l'image de la rainure côté droit et gauche (Figure III - 23). Le palpé est réalisé depuis le cylindre intérieur, afin d'éviter toute collision entre la branche verticale de l'étoile et la bride d'arrêt en rotation.

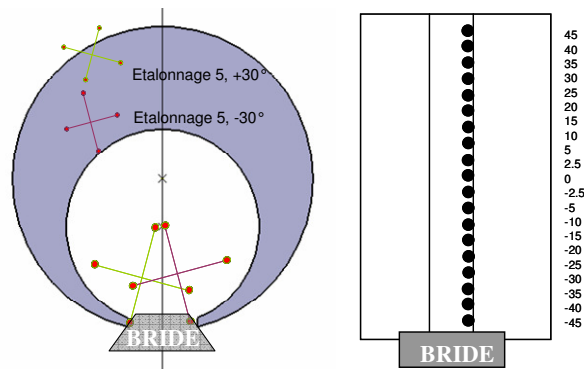


Figure III - 23 : Points théoriques des génératrices de la rainure

## 2.4. Incertitude sur la mesure d'un croissant réel

Comme cela a été abordé au chapitre II, l'incertitude individuelle d'un point de mesure peut être caractérisée comme une variable aléatoire de moyenne nulle et d'écart type  $\sigma_i$ . Cette incertitude provient d'erreurs systématiques et aléatoires du processus de mesure. Elle est ainsi liée aux choix effectués précédemment concernant le matériel de mesure, la création du repère du croissant et la stratégie d'échantillonnage des points.

La détermination de cette incertitude de mesure, dans les conditions expérimentales actuelles, fait l'objet de ce paragraphe. Rappelons les deux hypothèses posées pour la détermination de  $\sigma_i$  :

hypothèse n°1 : toutes les erreurs sont considérées comme des erreurs aléatoires, ce qui inclut les erreurs systématiques non corrigées ;

hypothèse n°2 : l'incertitude est la même en tout point de mesure, c'est-à-dire que sa distribution est uniforme dans l'espace de travail de la MMT.

L'incertitude de mesure est déterminée à partir de la mesure d'une bague étalon, pièce considérée comme "parfaite". Cette bague possède en effet une imprécision inférieure au dixième de micromètre sur la géométrie de son diamètre intérieur. Grâce aux considérations suivantes, la mesure de cette bague se fait donc pour des conditions de mesure les plus proches possibles de celles du croissant :

- même dimension du diamètre intérieur mesuré ;
- même dispositif expérimental (MMT, palpeur, allonge, etc.) ;
- même espace de mesure et réglage des asservissements (vitesses et accélérations) ;
- même stratégie de mesure de la pièce (nombre et distribution des points) ;
- tout cela aboutissant au même temps de mesure.

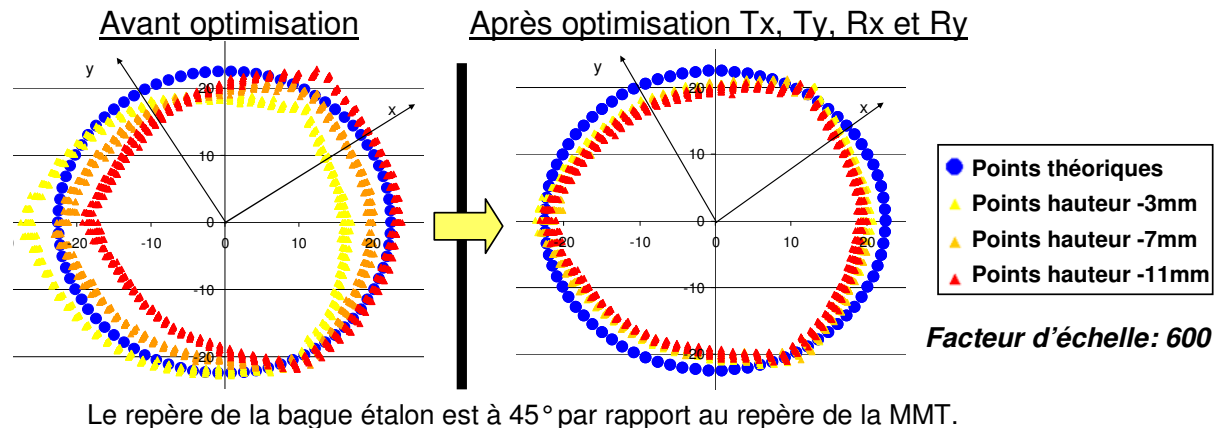
En mesurant 16 fois le cylindre intérieur de la bague en trois hauteurs différentes, un total de 3983 points est obtenu, ce qui est proche du nombre de points de mesure du croissant (3634).

Une estimation raisonnable de  $\sigma_i$  peut être obtenue à partir des écarts recalculés, après une optimisation des écarts bruts  $\varepsilon_i$ . Comme la bague étalon est considérée comme parfaite, seule sa position dans l'espace machine est optimisée en réalisant un best-fit, avec les phénomènes de translations  $T_x$  et  $T_y$  et de rotations  $R_x$  et  $R_y$ . Les autres phénomènes seront attribués aux erreurs de la MMT (perpendicularité, justesse) et aux dérives des variables environnementales (température, hygrométrie, etc.), considérées comme des variables aléatoires.

La Figure III - 24 montre graphiquement les écarts avant et après « best-fit », amplifiés 600 fois suivant les normales théoriques. Avant « best-fit », les points des trois sections sont décalés. Cela correspond à une très faible inclinaison de la bague, éliminée par l'optimisation, car elle n'est pas liée au procédé de mesure. Après l'optimisation, les écarts résiduels des trois sections révèlent l'effet classique en trilobe du palpeur dynamique [COO91].

Ainsi, du fait de la présence de cette erreur systématique, l'effet trilobe, la répartition des écarts de mesure n'est pas purement aléatoire et ne suit donc pas une loi normale. L'hypothèse n°1 est donc forte dans ce cas car elle conduit à une surestimation de la valeur d'incertitude de mesure. Cette hypothèse conduisant à cette surestimation pessimiste de la valeur vraie de l'incertitude est assumée pour l'ensemble des mesures effectuées dans ces travaux de thèse.

L'incertitude de mesure  $\sigma_i$  vaut **1.73  $\mu\text{m}$**  et correspond à l'écart-type des écarts de mesure, pour un intervalle de confiance de 99.7% ( $k=3$ ).



Le repère de la bague étalon est à 45° par rapport au repère de la MMT.

Figure III - 24 : Écarts de mesure bruts et optimisés en déplacement de la bague étalon

### Synthèse

Cette partie a permis d'introduire les conditions expérimentales utilisées pour l'obtention de l'image géométrique de chaque croissant à différentes étapes de son processus de fabrication. Le montage de mise en position, la définition du repère de mesure et la stratégie d'échantillonnage des points permettent de réaliser la mesure du croissant avec une faible valeur d'incertitude.

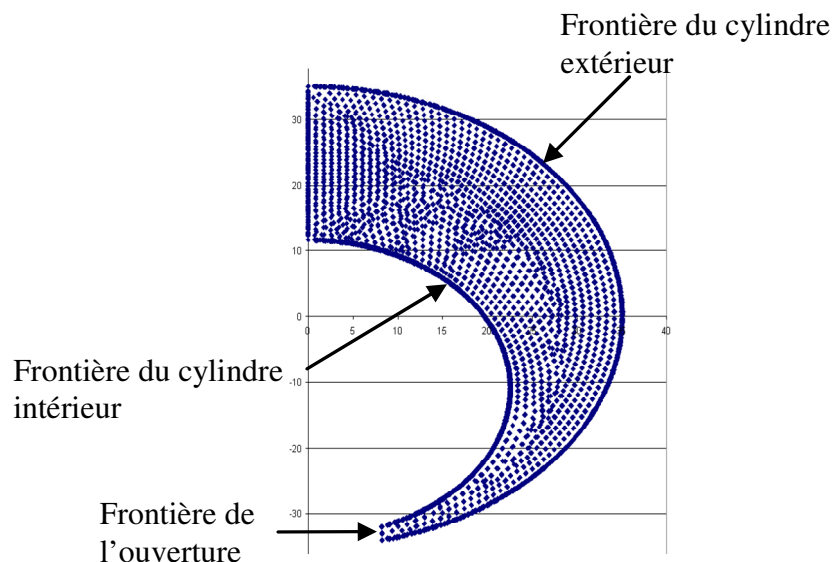
## 3. IMAGES GEOMETRIQUES OBTENUES PAR MESURE VIRTUELLE

Les conditions d'obtention de ces images géométriques sont présentées dans cette partie. Afin d'obtenir le même champ d'écarts de mesure, le nombre et la distribution des points théoriques utilisés lors de la mesure d'un croissant réel sont appliqués à celle d'un croissant virtuel. Dans le premier paragraphe, l'algorithme de palpéage virtuel est mis en œuvre sur le croissant. Les résultats qualitatifs et quantitatifs obtenus font ensuite l'objet d'une validation. Enfin, l'incertitude liée au processus de palpéage virtuel est donnée dans le troisième paragraphe.

### 3.1. Application du palpéage virtuel

#### 3.1.1. Exportation des nœuds du maillage et formation des éléments simples

Seul un quart de croissant est considéré en simulation numérique du fait des axes de symétrie, ce qui permet une diminution du temps de calcul. Il s'agit tout d'abord d'exporter ce maillage, image de la géométrie à un instant donné, en un format permettant d'avoir les coordonnées de tous les nœuds (Figure III - 25).



**Figure III - 25 : Points bruts issus du maillage d'un quart de croissant**

Ensuite, les points appartenant à chacun des éléments simples sont regroupés pour former les cylindres, les plans et la rainure. Cette étape consiste à trouver les contours délimitant chaque élément simple. L'ensemble de points appartenant aux surfaces du croissant est ainsi obtenu.

### 3.1.2. *Obtention des facettes et des points de « mesure » virtuels*

Une application itérative permet de trouver par dichotomie, chaque triplet des points  $\{S_1, S_2, S_3\}$  les plus proches de chaque point théorique. L'équation du plan contenant chaque facette ( $S_1 S_2 S_3$ ) et celle de la droite colinéaire à la normale théorique  $N_1$  permettent le calcul du point d'intersection entre ces deux éléments<sup>7</sup>. Cette intersection est le point de « mesure » obtenu par palpé virtuel.

La Figure III - 26 illustre les points théoriques, les points des facettes et les points mesurés virtuellement, pour les éléments élémentaires d'un croissant trempé au gaz. Les écarts entre les points du maillage et les points théoriques sont amplifiés 50 fois.

<sup>7</sup> Le lecteur peut se rendre au paragraphe 2.2 du chapitre II pour plus de détails.

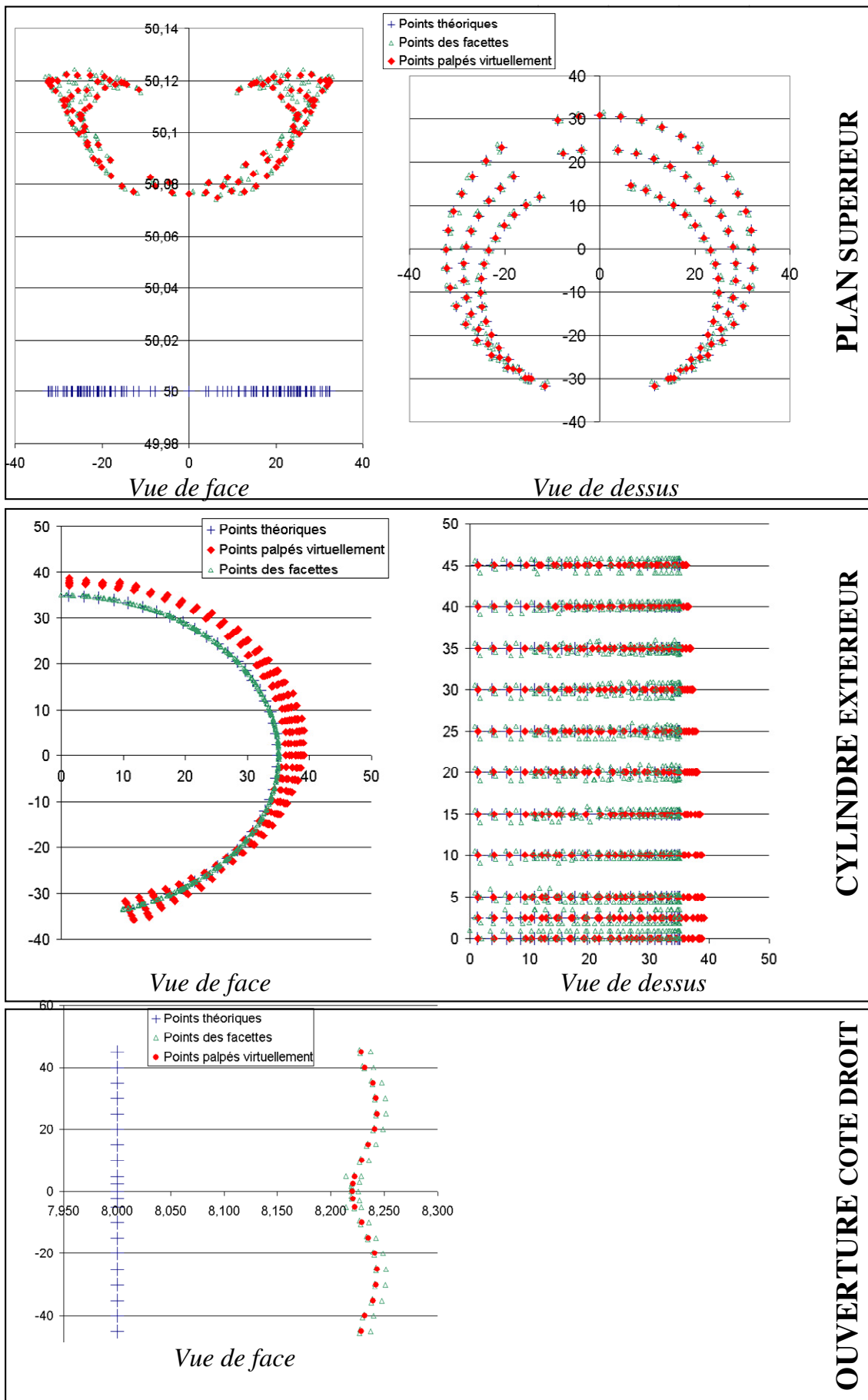


Figure III - 26 : Points palpés virtuellement pour un quart de croissant, trempe gaz (x50)

### 3.1.3. Finalisation

Cette dernière étape consiste en la mise en forme du fichier des points de mesure, pour exploitation directe avec la maquette informatique présentée ultérieurement dans ce chapitre. Par ailleurs, le croissant entier est généré, par symétrie, à partir du quart de croissant palpé virtuellement. Le nombre de points et leur répartition sont donc les mêmes que pour un croissant réel.

Le temps de palpage virtuel est de 18 min (processeur à 2 cœurs, 2Ghz, 2Go de ram), pour un maillage de quart de croissant de 22 560 nœuds.

## 3.2. Validation de l'algorithme de palpage

Pour cela, les résultats du palpage virtuel sont confrontés à ceux donnés par le logiciel de simulation numérique. Une qualification des géométries et une comparaison quantitative du volume sont ainsi réalisées pour un croissant venant de la simulation de chauffe à 930°C.

### 3.2.1. Comparaison qualitative

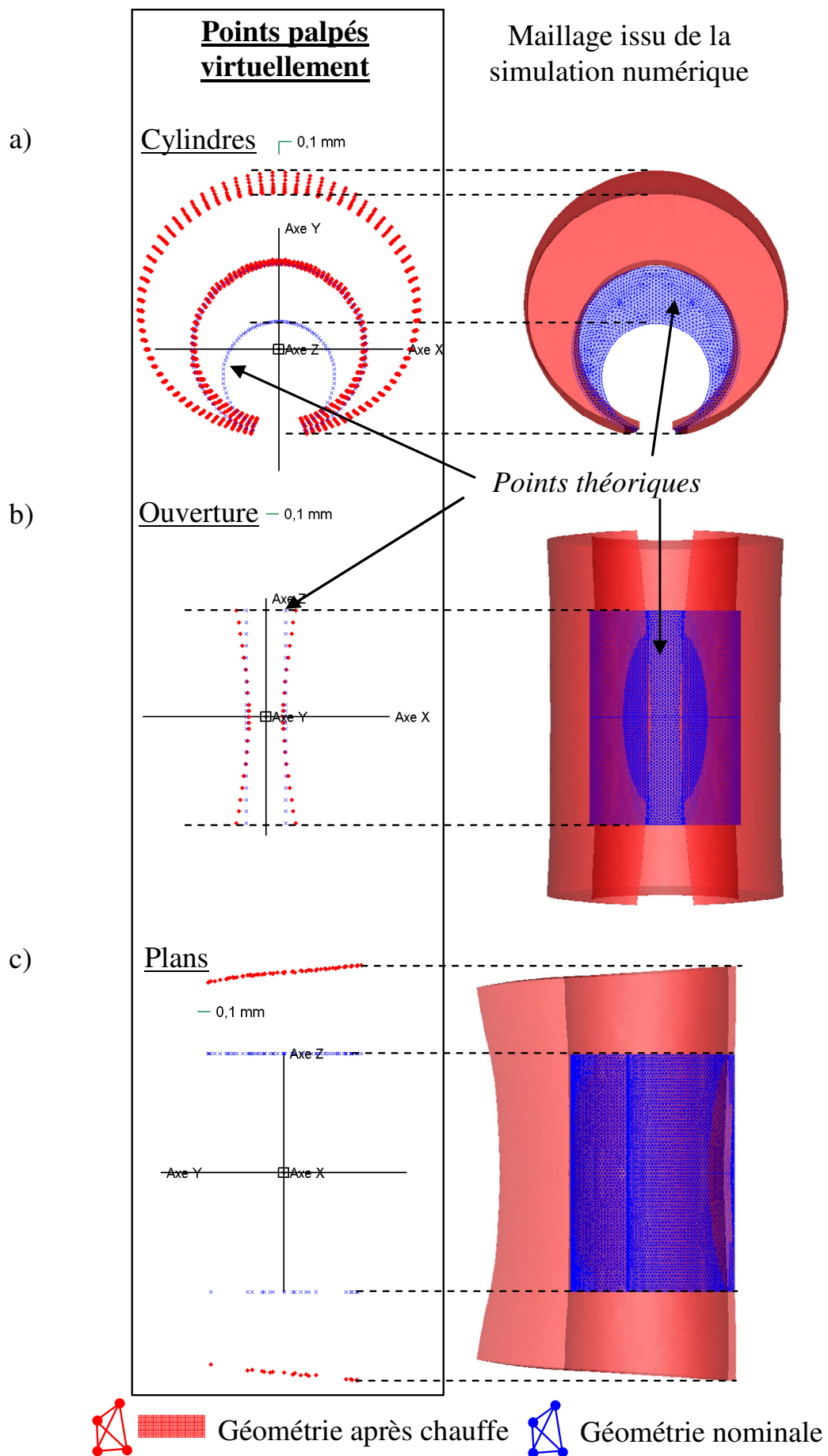
La Figure III - 27 présente les points théoriques et les points après chauffe pour la géométrie du croissant chauffé. La comparaison qualitative porte sur :

- les points bruts des éléments du maillage, situés à droite ;
- les points palpés virtuellement à partir de ce même maillage, situés à gauche.

Dans les deux cas, les déformations du croissant chauffé ont été amplifiées par un facteur égal à 50. Par ailleurs, les frontières des géométries théoriques ont été alignées afin de servir de référence dans la qualification.

La pointillés présents dans la Figure III - 27 permettent de montrer que les points obtenus par palpage virtuel correspondent bien aux contours des éléments du maillage et ainsi aux mêmes déformations. En effet :

- la partie arrière du cylindre extérieur palpé virtuellement présente le même phénomène de déformation que le maillage de la simulation. Quant à la partie arrière du cylindre intérieur, les génératrices y sont relativement rectilignes (Figure III - 27 a) ;
- la rainure est déformée dans les deux cas par la mise en bombé de ces deux génératrices (Figure III - 27 b)). Notons qu'avec le palpage virtuel, une partie de la rainure n'est pas mesurée pour correspondre aux conditions de la mesure d'un croissant réel ;
- les plans présentent le même angle d'inclinaison (Figure III - 27 c)).



**Figure III - 27 : Comparaison visuelle (x50) des géométries issues du palpé virtuel et de la simulation numérique, pour un croissant chauffé à 930°C**



### 3.2.2. Comparaison quantitative du volume

Afin de valider quantitativement le palpé virtuel, le volume du croissant calculé est comparé avec la valeur directement fournie par le logiciel de simulation numérique.

En premier lieu, le volume théorique du croissant est calculé en soustrayant au volume du cylindre extérieur le volume du cylindre intérieur et le volume de la rainure. Ensuite, il s'agit de donner l'expression mathématique du phénomène de variation de volume, qui sera présent dans la base d'analyse  $M_{ph}$ .

Comme la chauffe du croissant génère des déformations en plus des dilatations des dimensions, la variation volumique n'est pas homogène. C'est donc une variation de volume anisotrope qui est considérée. Celle-ci consiste à calculer, indépendamment les unes des autres, les variations moyennes du diamètre de chaque cylindre, de la hauteur du croissant et de l'écartement des pinces.

L'écriture de ce vecteur consiste à fractionner en quatre vecteurs le vecteur de variation homogène, dont l'effet élémentaire est égal à 1 pour tous les écarts de mesure du croissant. Ces quatre vecteurs ont été exprimés dans l'équation II - 6 du chapitre II.

$$M_{ph} = \begin{matrix} & \left\{ \begin{array}{l} \text{cyl. extérieur} \\ \\ \\ \text{cyl. intérieur} \\ \\ \text{ouverture} \\ \\ \text{plans} \end{array} \right. & \begin{array}{l} \mathcal{E}_1 \\ \vdots \\ \mathcal{E}_{1722} \\ \mathcal{E}_{1723} \\ \vdots \\ \mathcal{E}_{1722+1722} \\ \mathcal{E}_{3445} \\ \vdots \\ \mathcal{E}_{3444+42} \\ \mathcal{E}_{3487} \\ \vdots \\ \mathcal{E}_{3486+110+38} \end{array} & \begin{array}{l} \Delta \text{diamètre} \\ \text{cyl. ext.} \\ \Delta \text{diamètre} \\ \text{cyl. int.} \\ \Delta \text{épaisseur} \\ \text{pinces} \\ \Delta \text{hauteur} \\ \text{croissant} \end{array} \\ & & & \begin{array}{l} \mathbf{1} \quad 0 \quad 0 \quad 0 \\ \vdots \quad \vdots \quad \vdots \quad \vdots \\ \mathbf{1} \quad 0 \quad 0 \quad 0 \\ 0 \quad \mathbf{1} \quad 0 \quad 0 \\ \vdots \quad \vdots \quad \vdots \quad \vdots \\ 0 \quad \mathbf{1} \quad 0 \quad 0 \\ 0 \quad 0 \quad \mathbf{1} \quad 0 \\ \vdots \quad \vdots \quad \vdots \quad \vdots \\ 0 \quad 0 \quad 0 \quad \mathbf{1} \\ \vdots \quad \vdots \quad \vdots \quad \vdots \\ 0 \quad 0 \quad 0 \quad \mathbf{1} \end{array} \end{matrix} \quad \text{[III - 1]}$$

La méthode d'optimisation est alors appliquée pour calculer la variation volumique entre l'image de la géométrie du croissant après chauffe et la géométrie nominale. Les résultats de quantification de la variation de volume donnée par le logiciel de simulation et par la méthode d'optimisation sont donnés dans le Tableau III - 2.

Volume en mm <sup>3</sup>	Logiciel de simulation	Palpé virtuel + méthode d'optimisation
Avant chauffe	223 096	223 094
Après chauffe	230 732	230 710
Différence	7636	7616

**Tableau III - 2 : Comparaison quantitative du volume du croissant**

Premièrement, la concordance est bonne entre les valeurs de volumes théoriques. Ensuite, la différence entre la variation volumique calculée avec la méthode d'optimisation et celle donnée par le logiciel est de seulement 0,3%. Cette erreur est acceptable, car la variation volumique anisotrope moyenne est optimisée, au sens des moindres carrés, parmi la déformation globale de la géométrie après chauffe. Elle n'est donc pas égale à la variation réelle.

### 3.3. Incertitude sur la mesure d'un croissant virtuel

Le maillage volumique du croissant est doté d'un nombre adéquat de nœuds pour obtenir une bonne justesse de prédiction des phénomènes physiques simulés et des contours géométriques, dans un temps raisonnable. Néanmoins, le nombre de nœuds sur les surfaces peut s'avérer insuffisant pour réaliser le palpé virtuel dans les meilleures conditions. En effet, comme cela a été présenté dans le paragraphe 2.2.2. du chapitre II, le palpé virtuel génère une incertitude, parfaitement déterminable, du fait de l'approximation linéaire des courbures de la géométrie (erreur de corde  $\zeta$ ). Cette incertitude diminue lorsqu'augmente le nombre de nœuds du maillage, à répartition uniforme.

Il s'agit donc ici de trouver le nombre optimal de nœuds du maillage surfacique d'un croissant virtuel afin de minimiser l'erreur de corde lors du palpé virtuel. Ce maillage surfacique est obtenu en raffinant le maillage volumique en surface, en utilisant une taille de maille correspondant à l'erreur de corde maximale souhaitée. Ce remaillage en surface n'a pas de conséquence sur la précision géométrique car le solveur du logiciel utilisé (Forge® 2008) est optimisé pour un remaillage fréquent nécessaire pour prédire les grandes déformations obtenues en formage. La précision des contours géométriques est conservée par l'utilisation d'un critère de courbure local, défini en chacun des nœuds du maillage [COUP00]. Ainsi, un nœud peut être automatiquement ajouté dans le but de minimiser l'erreur sur la courbure locale.

Le croissant virtuel aux dimensions théoriques sert d'« étalon virtuel » afin d'étudier l'influence du nombre de nœuds présents en surface sur l'erreur de corde moyenne obtenue lors du palpé virtuel. Avec cette géométrie nominale du croissant, il n'y a pas d'erreurs de corde pour les plans supérieur et inférieur, ainsi que les surfaces contenant les génératrices de la rainure<sup>8</sup>. Les erreurs de corde proviennent donc des cylindres extérieur et intérieur, et correspondent, dans ce cas précis, aux écarts de mesure  $\varepsilon_i$ .

L'erreur de corde maximale d'une section circulaire de chacun des deux cylindres est un premier indicateur de la qualité d'approximation de la courbure : trois tailles de maille ont été retenues (Tableau III - 3). L'erreur de corde maximale d'une section du cylindre extérieur est toujours négative car la surface est convexe. C'est l'inverse dans le cas du cylindre extérieur du fait de la concavité de la surface.

Nombre de nœuds uniformément répartis sur un cercle (taille de maille)	Erreur de corde maximale ( $\zeta_{\max}$ en $\mu\text{m}$ )	
	Cylindre extérieur (diamètre 70 mm)	Cylindre intérieur (diamètre 45 mm)
733 (0,3 mm)	-0,3	0,5
<b>440 (0,5 mm)</b>	<b>-0,9</b>	<b>1,4</b>
219 (1 mm)	-3,6	5,5

**Tableau III - 3 : Evolution de l'erreur de corde maximale d'un croissant virtuel nominal, suivant le nombre de nœuds**

L'erreur d'approximation de la courbure des surfaces des cylindres est à présent caractérisée. Chacun des trois maillages surfaciques trouvés donne la répartition optimale des nœuds sur les surfaces, trouvée par le mailleur, à partir d'une répartition initiale des nœuds.

Les valeurs d'approximation de la courbure des surfaces avec les trois maillages sont présentés dans le Tableau III - 4. Les valeurs obtenues sont cohérentes avec les erreurs de corde maximale. Les remarques sont les suivantes :

- la taille de maille de 1 mm aboutit à une erreur moyenne d'approximation de la

<sup>8</sup> Ce constat n'est plus vrai lorsque ces éléments se déforment lors de la trempe mais les variations de courbure sont largement inférieures à celles des cylindres.

courbure locale supérieure à l'incertitude de mesure d'un point « réel » (1,6  $\mu\text{m}$ ). Cela se vérifie par les intervalles bornant l'ensemble des valeurs d'erreurs d'approximation de la courbure des surfaces ;

- la taille de maille de 0,3 mm donne entière satisfaction quant à l'erreur moyenne d'approximation de la courbure des surfaces ;
- la taille de maille de 0,5 mm permet d'obtenir des erreurs proches de l'incertitude de la mesure métrologique d'un croissant.

Nombre de nœuds en surface d'un croissant (taille de maille)	Moyenne des écarts ( $\mu\text{m}$ )		Ecart-type ( $\mu\text{m}$ )		Intervalles ( $\mu\text{m}$ )	
	Cylindre extérieur	Cylindre intérieur	Cylindre extérieur	Cylindre intérieur	Cylindre extérieur	Cylindre intérieur
524 688 (0,3 mm)	-0,3	0,4	0,2	0,2	[-0,1 ; -0,5]	[0,2 ; 0,6]
<b>217 498 (0,5 mm)</b>	<b>-0,6</b>	<b>0,7</b>	<b>0,5</b>	<b>0,5</b>	<b>[-0,1 ; -1,1]</b>	<b>[0,2 ; 1,2]</b>
54 132 (1 mm)	-3,4	3,7	2	2	[-1,4 ; -5,4]	[1,7 ; 5,7]

**Tableau III - 4 : Evolution de l'erreur d'approximation des surfaces des cylindres extérieur et intérieur d'un croissant virtuel nominal, suivant le nombre de nœuds**

Au final, la taille de maille de 0,5 mm en surface a donc été retenue, car c'est un compromis raisonnable entre erreur et temps de palpation virtuelle. L'ensemble des erreurs d'approximation des courbures des surfaces sont comprises dans l'intervalle [-0,1  $\mu\text{m}$  ; -1,1  $\mu\text{m}$ ] pour le cylindre extérieur et [0,2  $\mu\text{m}$  ; 1,2  $\mu\text{m}$ ] pour le cylindre intérieur.

Comme la distribution des erreurs n'est pas aléatoire et ne suit pas une loi normale centrée, la propagation de l'« incertitude de mesure » d'un croissant virtuel dans la base d'analyse des phénomènes s'avère plus complexe et dépasse l'objectif de ces travaux de thèse. Nous pouvons juste constater que la plage d'erreur due au palpation virtuelle est contenue dans celle de l'incertitude associée à la mesure d'un point avec la Machine à Mesurer Tridimensionnelle utilisée. On peut donc raisonnablement faire l'hypothèse que les incertitudes sur les phénomènes seront globalement proches de celles obtenues lors de la mesure d'un croissant réel.

### Synthèse

L'algorithme de palpation virtuelle développé dans ces travaux de thèse permet l'obtention fidèle de l'image géométrique du croissant à partir d'un maillage pris à un instant quelconque de la simulation numérique. Le nombre et la répartition des nœuds du maillage surfacique est suffisant pour réaliser le palpation du croissant simulé avec une faible valeur d'incertitude.

## 4. ANALYSE DES ECARTS ET CHOIX DES PHENOMENES

Après avoir présenté l'étape 1 de la méthode, c'est-à-dire l'obtention des images géométriques, l'étape 2 est à présent mise en œuvre sur le croissant. Cette partie s'articule autour des points suivants :

- la présentation de la maquette informatique développée pour rassembler les trois étapes de la méthode ;
- l'identification des phénomènes de déformations à trois états du croissant : après usinage, après détensionnement et après trempe ;
- le choix des phénomènes significatifs et leur modélisation en prenant en compte leur réalité physique et leur pertinence.

## 4.1. Maquette informatique développée

### 4.1.1. Présentation

Elle regroupe les trois étapes de la méthode de qualification progressive des phénomènes de déformations (Figure III - 28), à savoir :

Etape 1 : la sélection de deux images géométriques obtenues par mesure d'un croissant réel ou virtuel, à des instants quelconques du processus de fabrication ;

Etape 2 : l'analyse des écarts entre les géométries permet l'identification de phénomènes de déformations physiques. S'ils sont nouveaux, l'utilisateur définit des signatures qui soient pertinentes (indépendantes et significatives) grâce à la propagation de l'incertitude de mesure considérée (réelle ou virtuelle). Ensuite, ces nouvelles signatures sont ajoutées dans la base d'analyse  $M_{ph}$  intégrée à la maquette informatique. Lors d'analyses ultérieures, l'utilisateur activera alors celles qui sont associées aux écarts entre deux images géométriques ;

Etape 3 : une fois leurs signatures activées, les phénomènes associés aux écarts des deux images géométriques sont dissociés par la méthode d'optimisation, ce qui permet la quantification de leur amplitude. Une vérification du respect de l'hypothèse de linéarité est effectuée en comparant les amplitudes par rapport à l'hypothèse des petits déplacements. Le cas échéant, l'optimisation est réitérée en effectuant une linéarisation locale du phénomène non-linéaire jusqu'à ce que son amplitude soit stable. Cela ne s'est jamais produit pour les phénomènes du croissant. Pour finir, l'analyse des écarts résiduels, c'est-à-dire des écarts initiaux ôtés de l'influence de chaque phénomène activé, permet de vérifier qu'il ne subsiste pas de phénomènes significatifs non identifiés jusqu'alors.

Si cette maquette informatique est actuellement appliquée à l'analyse du croissant, elle est néanmoins applicable à tout type de géométrie. En effet, seul les phénomènes de déformations sont spécifiques à la géométrie étudiée et l'étape 2 de la méthode doit être répétée pour toute nouvelle géométrie. Les phénomènes de petits déplacements d'un corps rigide (best-fit) sont, quant à eux, commun à toutes les géométries.

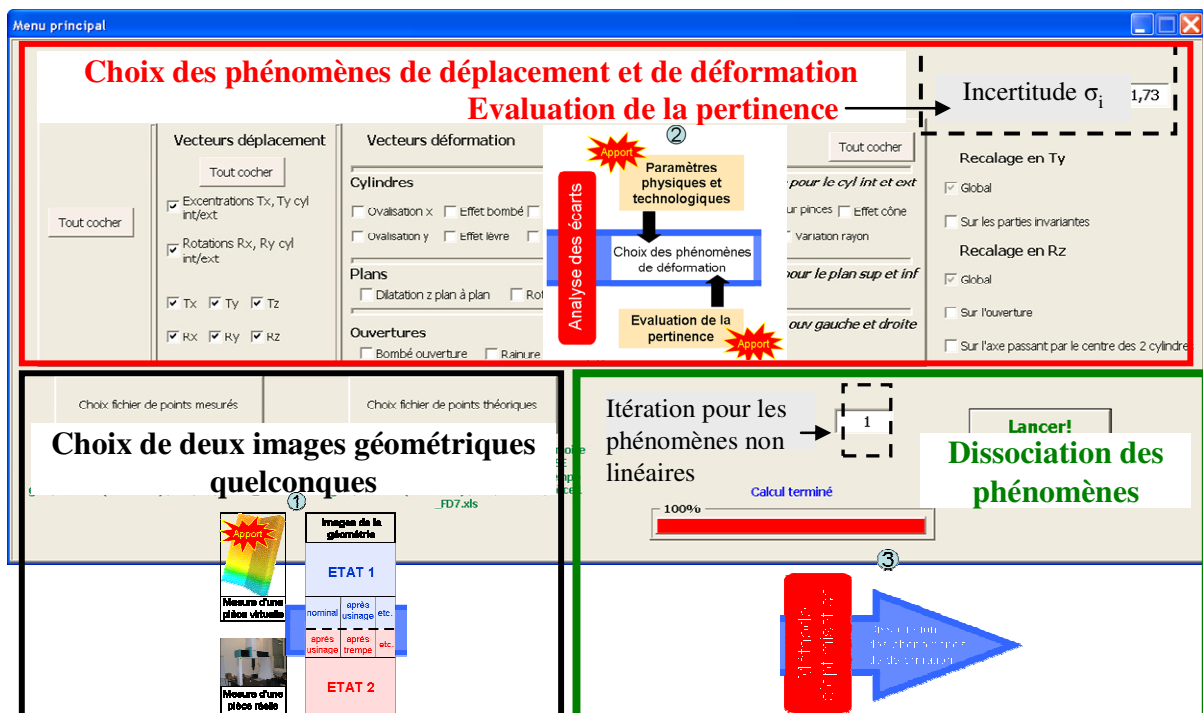


Figure III - 28 : Maquette informatique regroupant les trois étapes de la méthode appliquée au croissant

#### 4.1.2. Interface graphique

Cette interface (Figure III - 29) est utilisable pour tout type de géométrie et a pour objectif de faciliter l'analyse des écarts entre les deux images géométriques, avant et après optimisation. La visualisation se fait en trois dimensions, avec la possibilité d'effectuer des translations et rotations des points du croissant et de zoomer sur les endroits considérés comme stratégiques. L'amplification des écarts suivant les normales théoriques est possible via un facteur d'échelle. La reconnaissance des phénomènes de déformations est ainsi facilitée.

L'interface a été cependant adaptée au croissant pour isoler chaque élément élémentaire (plans, cylindres et droite) et chaque section des cylindres, afin de mieux identifier les déformations locales. Ainsi, dans la Figure III - 29, seuls sont présents les points des cylindres extérieur et intérieur d'un croissant, mesurés après trempe huile. L'analyse des écarts entre l'image de la géométrie après trempe (avant optimisation) et la géométrie théorique révèle les phénomènes suivants :

- une excentration du cylindre intérieur par rapport au cylindre extérieur ;
- la non-rectitude des génératrices, due à leur mise en bombé, visible sur une vue isométrique ;
- la dilatation du diamètre des cylindres.

Une première estimation quantitative de ces phénomènes est donnée par le biais d'une échelle de grandeur, dont les dimensions sont proportionnelles au facteur d'échelle choisi. Ces phénomènes étant significatifs, il conviendra de réfléchir à leur origine physique et d'intégrer leurs signatures à la base d'analyse pour une quantification plus précise. Si l'excentration est due à un défaut d'alignement des axes lors du perçage du cylindre intérieur, l'effet bombé et la dilatation des diamètres des cylindres proviennent probablement de la trempe.

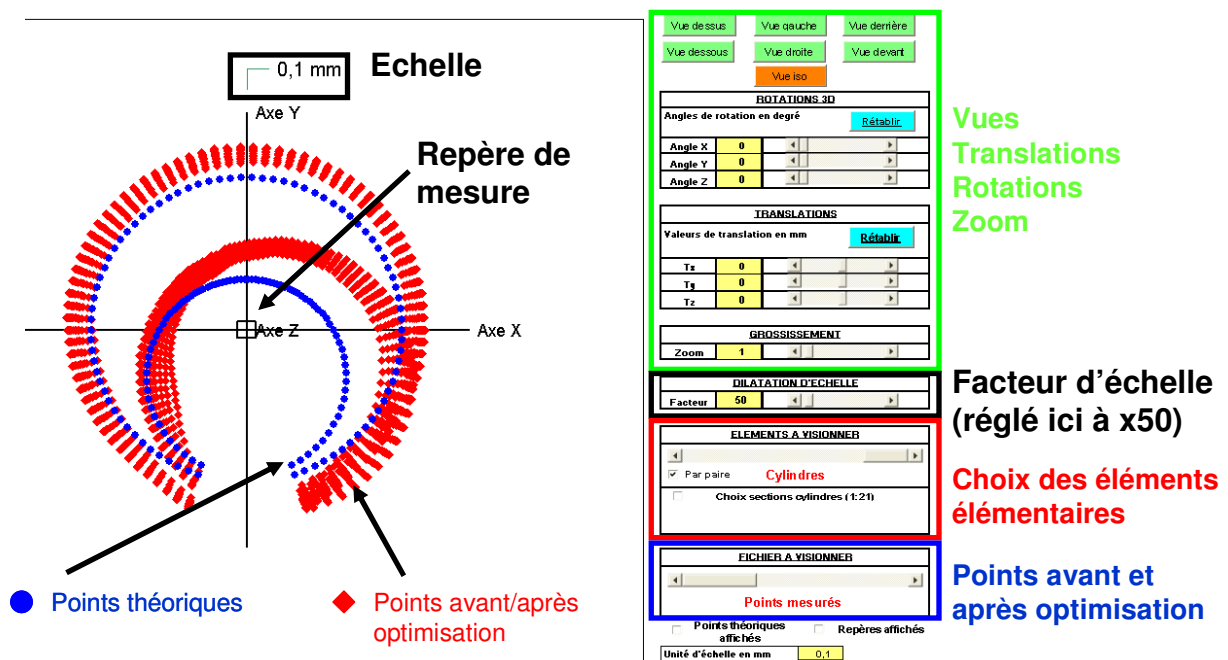


Figure III - 29 : Interface graphique de la maquette informatique présentant les cylindres du croissant vus du dessus

#### 4.2. Identification des phénomènes à trois stades de la fabrication du croissant

Six croissants de la campagne de mesure expérimentale n°1 servent ici d'exemple pour illustrer la reconnaissance des phénomènes de déformations, menée sur tous les croissants des deux campagnes.

Dans cette partie, les trois stades du processus de fabrication des croissants sont pris en compte, à savoir l'usinage, le recuit de détensionnement et la trempe huile. Afin d'obtenir différents phénomènes de déformations, deux nuances sont présentes dans l'analyse :

- la nuance 1 pour trois croissants ;
- la nuance 2 pour les trois autres.

Une image géométrique du croissant à l'état 1 est repositionnée en déplacement (best-fit) par rapport à l'autre image à l'état 2, considérée comme référence. Cela permet d'isoler les déformations causées par chacune des trois étapes du processus de fabrication :

- pour visualiser les défauts dus à l'usinage, l'état 1 est l'image géométrique après usinage et l'état 2 est la géométrie nominale ;
- pour les déformations dues au détensionnement, l'état 1 est l'image géométrique après détensionnement et l'état 2 est l'image géométrique après usinage ;
- pour les déformations dues à la trempe, l'état 1 est l'image géométrique après trempe et l'état 2 est l'image géométrique après détensionnement.

Les écarts entre les images géométriques sont amplifiés par un facteur d'échelle égal à 50. Les trois images des croissants de chaque nuance sont superposées, afin de juger de la répétabilité du processus de fabrication. Les phénomènes de déformations sont observés individuellement pour chacun des éléments simples des croissants. Les plans sont vus de gauche, les génératrices de la rainure de devant et les cylindres de dessus.

#### *4.2.1. Défauts après usinage*

Les résultats sont présentés dans la Figure III - 30. Tout d'abord, quelques points aberrants sont présents sur les éléments élémentaires, ceux-ci provenant d'un état de surface localement dégradé. Leur nombre et leur effet étant de faible importance en regard du grand nombre de points en présence, ceux-ci n'influent pas sur les résultats du best-fit et sont donc gardés pour les analyses ultérieures.

Ensuite, la superposition des géométries de tous les croissants permet d'affirmer la bonne stabilité dimensionnelle des sections des cylindres, des plans et des deux génératrices de la rainure. La répétabilité du procédé d'usinage des croissants est donc bonne.

Enfin, les défauts des éléments élémentaires des croissants sont les suivants :

- un défaut de parallélisme des plans suivant l'axe x et une différence de hauteur par rapport au croissant nominal. Ces deux défauts ne sont présents que pour les croissants de la nuance 1 ;
- une excentration suivant l'axe x positif du cylindre intérieur par rapport au cylindre extérieur, ce qui a pour effet une diminution de l'épaisseur des pinces par rapport à celle nominale et .... ;
- ...le décalage des points des génératrices de la rainure, également vers la droite (x positif).

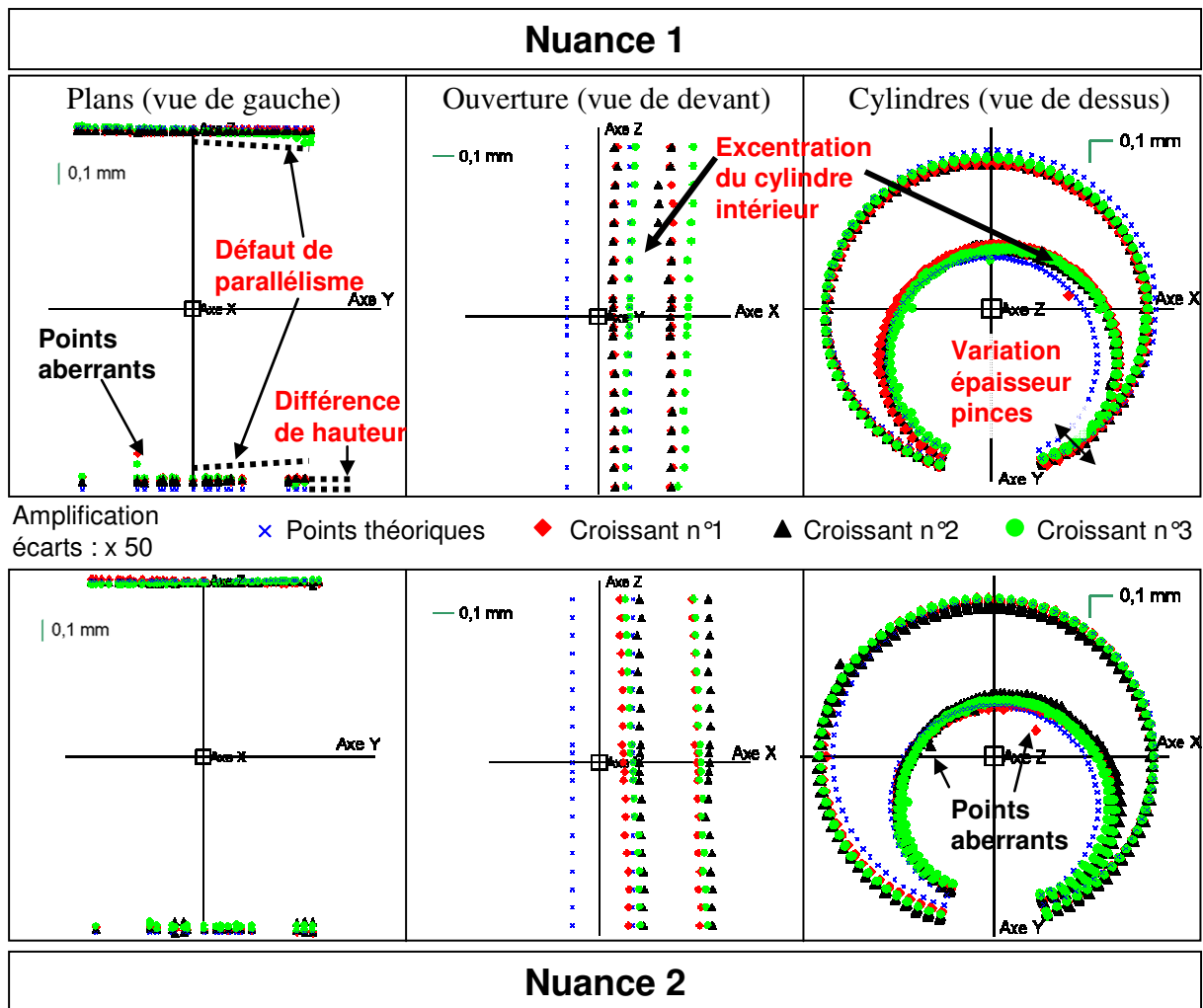


Figure III - 30 : Ecart entre les images des géométries usinées et nominales, après best-fit, pour 6 croissants de la campagne n°1

Par ailleurs, la superposition des cylindres des trois croissants de chaque nuance est bonne dans le sens où il n'y a pas de dispersions entre les points des 21 sections. Cela signifie que les génératrices verticales des cylindres et celles de la rainure sont rectilignes et donc, non déformées.

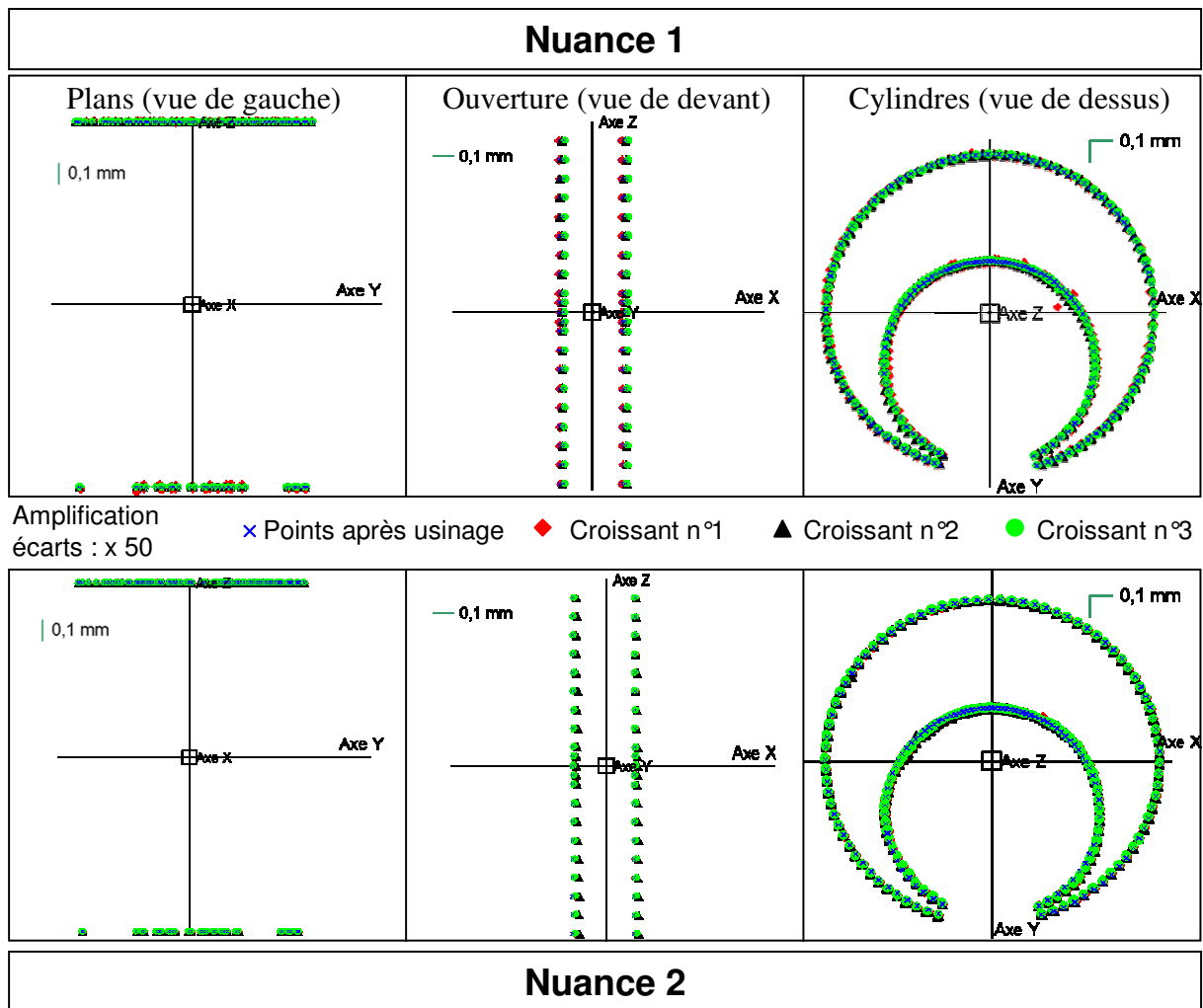
Au final, malgré les défauts, la géométrie usinée est proche de la nominale, et en tout état de cause, les tolérances dimensionnelles (+/-0.1 mm) spécifiées pour l'usinage sont respectées.

#### 4.2.2. Déformations après recuit de détensionnement

Rappelons que les images géométriques des croissants usinés servent de référence afin de ne visualiser que les déformations dues au recuit de détensionnement.

La littérature indiquait que le recuit détensionnement [BOI98] [BAUC03] [DES04] générait peu de déformations sur les éléments circulaires. Les écarts entre les géométries après détensionnement et après usinage sont effectivement nuls (Figure III - 31), ce qui signifie qu'il n'y a eu aucune modification géométrique entre ces deux états. Le recuit actuellement utilisé (200°C pendant 2h) ne modifie donc en rien la géométrie après usinage des deux nuances en présence.

Un recuit de détensionnement plus sévère a été étudié sur d'autres croissants de cette même campagne de mesure. Le recuit était effectué à 400°C pendant 4h. Là encore, il n'y a pas eu de modification dimensionnelle par rapport à l'état usiné, y compris sur les nuances 3 et 4.



**Figure III - 31 : Ecart entre les images des géométries détensionnées et usinées, après best-fit, pour 6 croissants de la campagne n°1**

#### 4.2.3. Déformations après trempe huile

Au vu des précédents résultats, la géométrie détensionnée de chaque croissant sert de géométrie de référence pour visualiser les déformations en trempe huile (Figure III - 32).

Les phénomènes de déformations des éléments élémentaires sont communs aux deux nuances mais leurs effets, suivant les normales, sont inversés. C'est le cas des phénomènes suivants :

- « fermeture des plans » pour la nuance 1, « ouverture » pour la nuance 2 ;
- un phénomène dont l'effet ressemble au défaut de parallélisme des plans rencontré en usinage, mais qui est ici du à la trempe. Le terme d' « inclinaison symétrique » a donc été retenu pour qu'il n'y ait pas d'ambiguïté ;
- diminution de la hauteur du croissant (distance plan à plan) pour la nuance 1, augmentation pour l'autre nuance ;
- mise en diabolo des deux génératrices de la rainure pour la nuance 1 et mise en bombé pour la nuance 2 ;
- ouverture des pinces et ainsi augmentation de la valeur d'écartement des pinces pour les deux nuances ;
- mise en bombé des génératrices du cylindre extérieur, mise en diabolo de celles du cylindre intérieur pour la nuance 1 et inversement pour la nuance 2 ;
- effet lèvres des génératrices en bout des pinces appartenant au cylindre extérieur et effet lèvres inverse pour celles à l'intérieur. Cet effet est rencontré pour les



deux nuances.

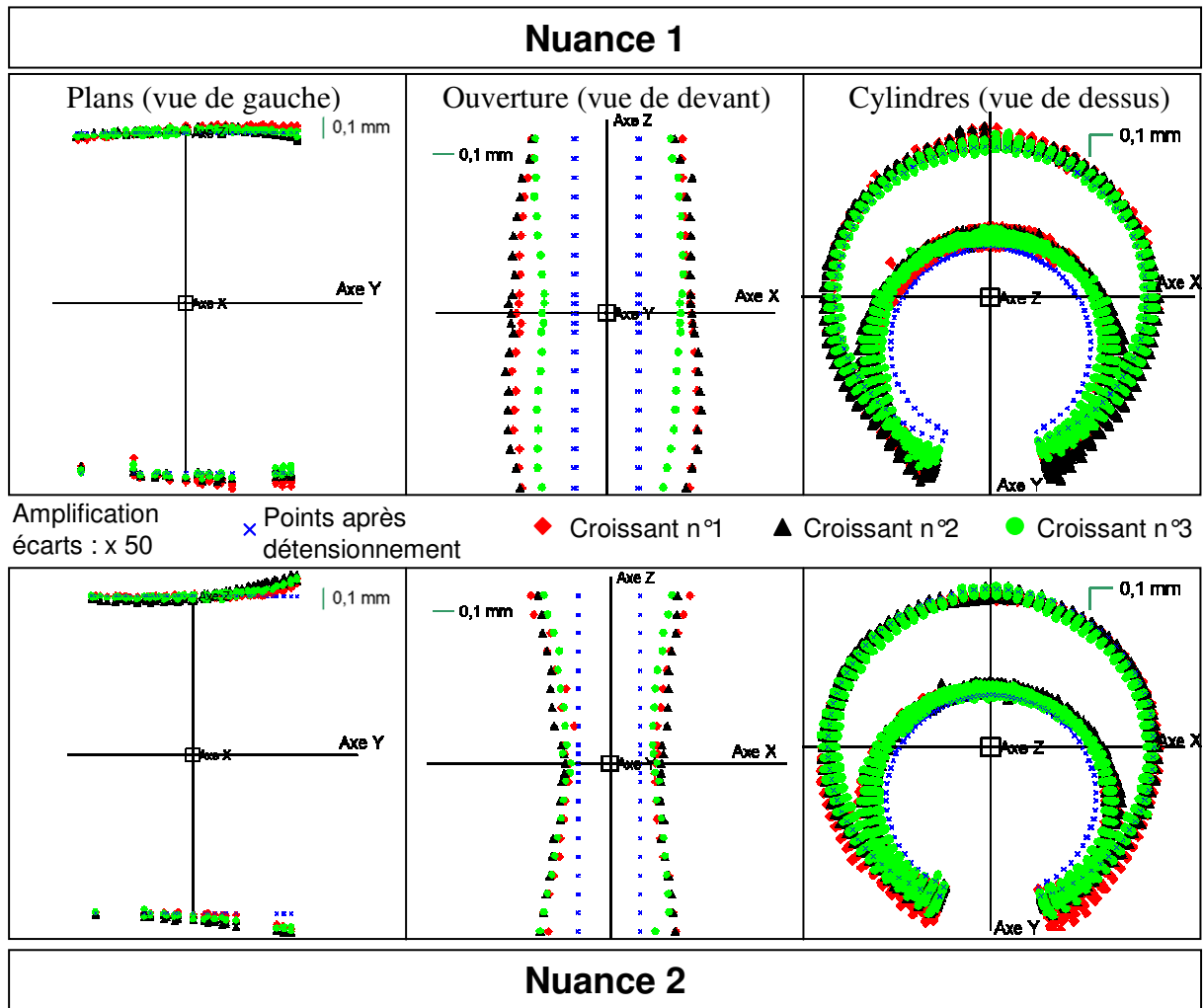


Figure III - 32 : Ecarts entre les images des géométries trempées huile et détensionnées, après best-fit, pour 6 croissants de la campagne n°1

Ces phénomènes de déformations significatifs et communs aux deux nuances sont schématisés dans la Figure III - 33.

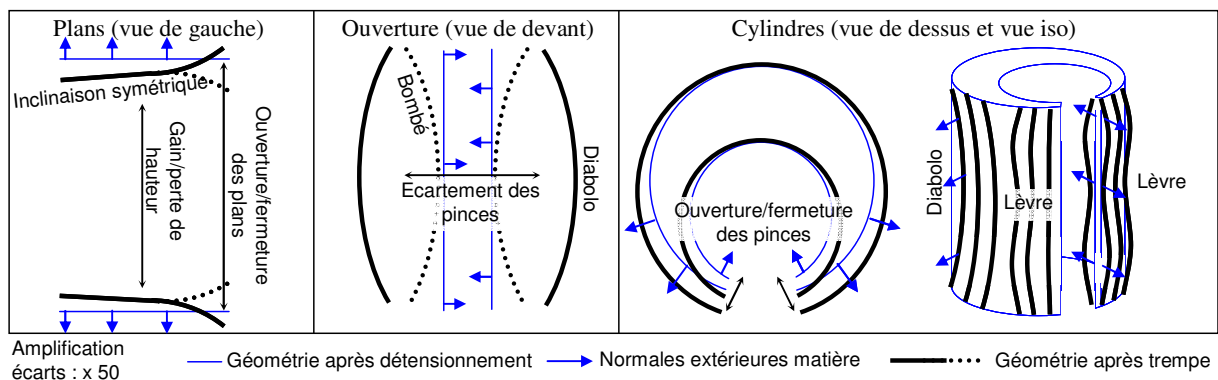


Figure III - 33 : Phénomènes de déformations en trempé huile, nuances 1 et 2

La Figure III - 34 permet de présenter, à travers une vue isométrique des éléments d'un croissant de la nuance 2, les trois phénomènes de déformations non visibles sur les vues planes de la Figure III - 32. Ces phénomènes sont l'ouverture des plans, l'effet diabolo et

l'effet lèvres des génératrices des cylindres.

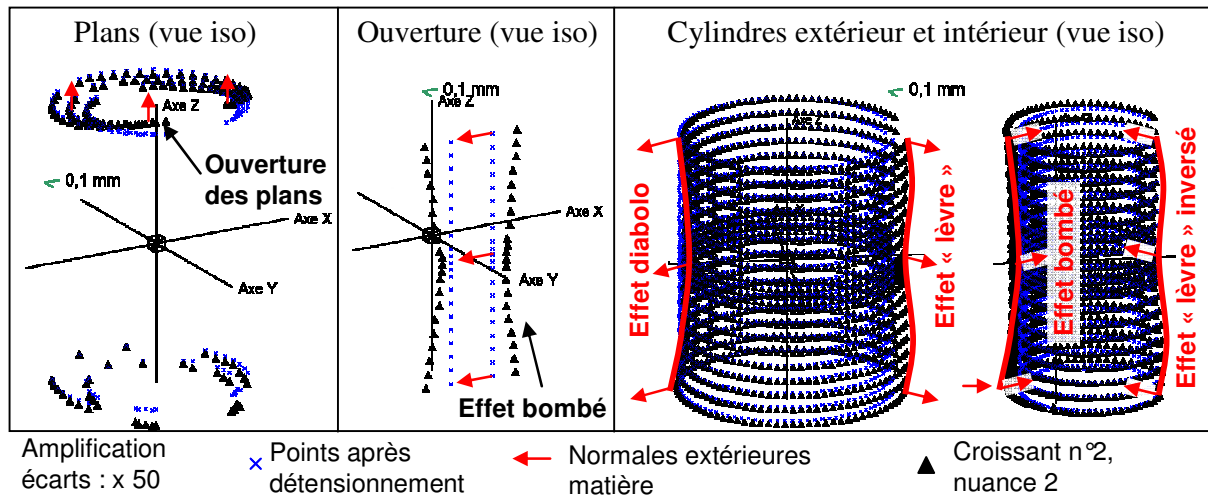


Figure III - 34 : Ecarts entre les images de la géométrie trempée huile et détensionnée, après best-fit, pour un croissant nuance 2 de la campagne n°1

#### 4.2.4. Conclusions

La stabilité dimensionnelle des géométries après usinage, détensionnement et trempé est tout à fait satisfaisante pour chacune des deux nuances, ce qui souligne la bonne répétabilité du processus de fabrication des croissants.

La comparaison des géométries élémentaires des croissants après usinage avec la géométrie nominale montre que celles-ci ne sont pas affectées par des défauts de forme. En revanche, elles comportent trois défauts géométriques d'orientation et de position, appartenant cependant aux zones de tolérance spécifiées. Le défaut de parallélisme des plans est vraisemblablement dû à un défaut de positionnement de la billette lors de son tronçonnage. L'excentration du cylindre intérieur vient probablement d'une opération de reprise d'usinage, afin de percer le cylindre intérieur, avec bridage sur le cylindre extérieur.

Le recuit de détensionnement actuel ne provoque aucun changement géométrique des croissants usinés.

Compte tenu des deux remarques précédentes, la comparaison des images géométriques après trempé sera effectuée avec celles obtenues après détensionnement. Cette comparaison relative des géométries permet de ne prendre en compte que les phénomènes de déformations survenant en trempé

### 4.3. Origine physique des phénomènes de déformations en trempé et choix de leurs signatures

Les phénomènes observés dans le paragraphe précédent sont présents de façon significative sur tous les croissants des deux campagnes de mesure et ceux issus de la simulation numérique.

Le choix des vecteurs « signatures » des phénomènes se fait en adéquation avec leur origine physique et leur efficacité à minimiser le résidu. Les descriptions mathématiques présentes dans la base d'analyse respectent les points suivants :

- elles sont tridimensionnelles, symétriques et exprimées dans le repère de mesure du croissant ;
- elles sont d'évolution linéaire et indépendantes deux à deux ;
- leurs effets sur les écarts projetés sur les normales théoriques est d'amplitude unitaire. L'unité de description est le millimètre ;
- l'effet des signatures est illustré dans le sens des normales théoriques. La

signature est cependant valable pour les deux sens. Par exemple, la signature de la mise en bombé des génératrices permet aussi la qualification de la mise en diabolo. Cela se traduit par une amplitude affectée d'un signe positif dans le cas du bombé et d'un signe négatif en cas de diabolo ;

- les signatures des phénomènes de déformations n'étant pas forcément isodéplacement, il faudra donc toujours inclure dans l'optimisation les signatures des phénomènes de déplacements.

Les illustrations des phénomènes correspondent à leur effet unitaire sur les écarts projetés sur les normales théoriques. Ces écarts sont amplifiés par un facteur égal à 5 pour les translations et 500 pour les rotations. Leur description mathématique précise les composantes vectorielles  $e_{(Ph)_i}$  indiquées dans la matrice  $M_{ph}$  de la base d'analyse.

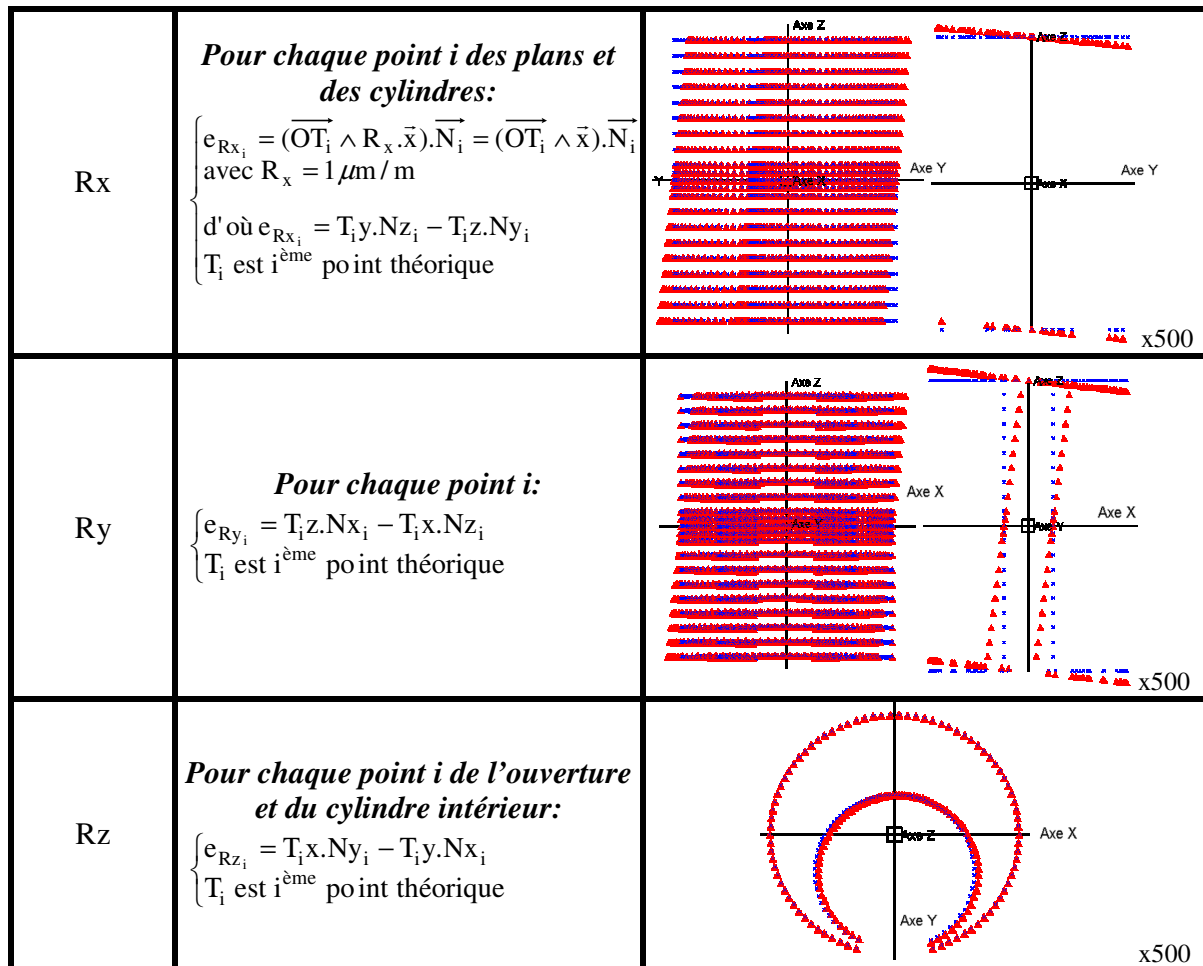
#### 4.3.1. Phénomènes de déplacements du croissant en tant que corps rigide

Ces six phénomènes (Figure III - 35) permettent de réaliser un best fit pour minimiser les défauts de positionnement dus aux erreurs d'alignement entre le repère de l'espace de travail de la MMT et le repère du croissant.

On souligne que le cylindre extérieur et les plans ne sont pas sensibles à la rotation autour de z.

Les translations sont intrinsèquement linéaires tandis que les rotations sont linéarisées en utilisant l'hypothèse des petits déplacements.

Phénomène	Expression mathématique	Effets sur les écarts projetés sur les normales théoriques
Tx	<p><i>Pour chaque point i des cylindres et de l'ouverture:</i></p> $e_{Tx_i} = \vec{T}_x \cdot \vec{N}_i \cdot \vec{x} = Nx_i$ <p>avec <math>\ \vec{T}_x\  = 1</math></p>	
Ty	<p><i>Pour chaque point i des cylindres:</i></p> $e_{Ty_i} = \vec{T}_y \cdot \vec{N}_i \cdot \vec{y} = Ny_i$ <p>avec <math>\ \vec{T}_y\  = 1</math></p>	
Tz	<p><i>Pour chaque point i des plans:</i></p> $e_{Tz_i} = \vec{T}_z \cdot \vec{N}_i \cdot \vec{z} = Nz_i$ <p>avec <math>\ \vec{T}_z\  = 1</math></p>	



× Points théoriques    ▲ Points d'une signature élémentaire d'un phénomène

Figure III - 35 : Signatures élémentaires de déplacements du croissant, en tant que corps rigide

#### 4.3.2. Phénomènes de déformations du croissant en tant que corps déformable

Les signatures des phénomènes de déformations en trempe huile sont données pour chaque élément simple du croissant. Certaines des signatures des différents éléments sont liées, comme l'ouverture des pinces sur les cylindres et leur écartement obtenu par la distance entre les deux génératrices de la rainure.

Les signatures de variation de hauteur, de variation des diamètres des cylindres et de l'écartement des pinces sont toutes liées par le phénomène de variation volumique du croissant. Celui-ci est typique du traitement thermique et intervient lors de la chauffe et du refroidissement d'un acier. La chauffe a pour effet une augmentation des distances inter atomiques de la matière, le refroidissement a pour effet une diminution. La variation des dimensions est globalement invariante, si la dilatation en chauffe et la contraction en refroidissement sont homogènes. Pour cela, les conditions suivantes doivent être vérifiées [MUR00] :

- la chauffe et le refroidissement ne doivent s'accompagner d'aucune transformation de phase. Les transformations austénitique et martensitique, créent respectivement une contraction et une augmentation volumique [MUR00], se produisant à des instants différents au sein d'une pièce non-symétrique. Cet asynchronisme engendre au final une variation hétérogène des dimensions ;
- l'évolution de la température au sein de la pièce doit être synchrone pour ne pas créer de gradient de température. Une géométrie symétrique est favorable

au synchronisme des températures, une géométrie gauche ne l'est pas.

Dans le cas du croissant, la variation des dimensions sera hétérogène car la chauffe est austénitique et les trempes se font avec des transformations de phases. De plus, la géométrie gauche du croissant entraîne l'asynchronisme de l'évolution des températures. Afin de dissocier les effets, la variation hétérogène des dimensions sera divisée en une partie homogène et hétérogène :

- la partie homogène sera identifiée grâce aux signatures de variation de la hauteur, de diamètres des cylindres et de l'écartement des pinces ;
- la partie hétérogène sera prise en compte par les autres phénomènes de déformations, comme l'ouverture des plans, l'ouverture des pinces, la mise en bombé des génératrices, etc.

L'origine de chacun des phénomènes de déformations est liée à l'existence du gradient d'épaisseur du croissant provoquant un asynchronisme complexe de l'évolution des températures, des transformations de phases et des contraintes au sein du croissant (Figure III - 3). Cette combinaison complexe des effets thermiques, métallurgiques et mécaniques sera étudiée au chapitre VI grâce à la simulation numérique du croissant.

### Les plans

Trois phénomènes de déformations sont considérés : la variation de hauteur du croissant, l'inclinaison symétrique des plans et l'ouverture des plans (Figure III - 36).

La variation de hauteur traduit l'évolution homogène des distances entre les points des plans supérieur et inférieur. Cette distance correspond à la longueur totale des génératrices verticales du croissant, dont les plans en sont les extrémités. Lors de la chauffe, il y a une augmentation de la longueur des génératrices, ce qui a pour effet la dilatation axiale des plans. En refroidissement, il y a contraction axiale des plans. La signature utilisée identifie la dilatation par un signe positif de l'amplitude et la contraction par un signe négatif.

L'ouverture des plans et leur inclinaison symétrique correspondent à une variation hétérogène de la longueur des génératrices. C'est ce que témoigne le phénomène localisé d'ouverture des plans : les génératrices appartenant aux pinces se dilatent, tandis que les génératrices de la partie massive, situées à l'opposée des pinces, sont invariantes. Ce phénomène est lié physiquement aux composantes radiale et longitudinale du gradient d'épaisseur du croissant. Ceux-ci impactent les déformations générées par les transformations de phase en chauffe et en trempes :

- elles ont plus d'effets sur les pinces du croissant car le volume est faible, autrement dit l'inertie à la déformation est faible et la sensibilité grande. Cet effet est d'autant plus grand que le volume décroît, ce qui est le cas avec la diminution croissante de l'épaisseur radiale des pinces ;
- elles ont un impact modéré sur la partie massive, car le volume est grand et l'inertie à la déformation est donc plus grande.

La signature de l'ouverture des plans est sans effet sur les points des plans appartenant à la partie massive. Elle correspond à une fonction carré pour les points des pinces. Cette fonction permet de traduire l'évolution parabolique de l'amplitude de la dilatation des génératrices au fur et à mesure que celles-ci sont proches de l'extrémité des pinces.

Enfin, le troisième phénomène de déformation des plans est l'inclinaison symétrique. Celui-ci supplée parfois le phénomène d'ouverture des plans. En effet, cette inclinaison symétrique révèle une autre empreinte géométrique laissée par les transformations de phases : la dilatation des génératrices des pinces et la contraction de celles de la partie massive, rencontrées pour certaines nuances et drasticités de trempes. Cette inclinaison symétrique résulte de l'asynchronisme des transformations de phases et des températures entre les zones des pinces et celles de la partie massive, donnant lieu à une déformation hétérogène. La signature de ce phénomène est une rotation des deux plans, de sens inverse, suivant l'axe x. Cela permet ainsi de retracer l'évolution linéaire de la distance entre les deux plans, depuis la

partie massive jusqu'aux pinces.

Phénomène	Expression mathématique	Effets sur les écarts projetés sur les normales théoriques
Variation de hauteur	<p><i>Pour chaque point i des plans:</i></p> $\begin{cases} e_{\text{dila\_plans}_i} = \vec{N}_i \cdot \vec{z} = Nz_i, \\ \left\  \frac{\vec{N}_i}{ Nz_i } \right\  = 1 \Rightarrow e_{\text{dila\_plans}_i} = 1 \end{cases}$	<p style="text-align: right;">x500</p>
Inclinaison symétrique	<p><i>Pour chaque point i des plans:</i></p> $\begin{cases} e_{\text{parallélisme}_i} = T_i z \cdot Ny_i - T_i y \cdot Nz_i \\ T_i \text{ est } i^{\text{ème}} \text{ point théorique} \end{cases}$	<p style="text-align: right;">x500</p>
Ouverture des plans	<p><i>Pour chaque point i des plans:</i></p> $e_{\text{ouv\_plan}_i} = \begin{cases} \frac{T_i y^2}{\max(\{T_1 y, \dots, T_n y\})^2} & \text{si } T_i y < 0 \\ 0 & \text{si } T_i y \geq 0 \end{cases}$ <p><math>T_i</math> est <math>i^{\text{ème}}</math> point théorique parmi les <math>n</math></p>	<p style="text-align: right;">x500</p>

× Points théoriques    ▲ Points d'une signature élémentaire d'un phénomène

Figure III - 36 : Signatures élémentaires des phénomènes de déformations des plans

### La rainure

Deux phénomènes de déformations ont été identifiés pour les deux génératrices de la rainure (Figure III - 37). Le premier est l'écartement des pinces, consécutif au phénomène d'ouverture des pinces, et qui confirme les études antérieures menées sur le croissant [WAL02] [HAR05] [BRO07]. La valeur d'ouverture des pinces est égale à la demi-amplitude de l'écartement des pinces, à condition que les génératrices en bout des pinces soient rectilignes. En effet, la demi-amplitude est la valeur de déplacement suivant l'axe x des points d'une des génératrices de la rainure, tandis que l'amplitude d'ouverture des pinces est la valeur de déplacement radial de ces mêmes points. L'écartement des pinces traduit la partie homogène des variations des dimensions lors de la chauffe et du refroidissement. La signature de ce phénomène est une dilatation axiale suivant x des deux génératrices. En cas d'amplitude négative, une contraction sera identifiée.

Le deuxième phénomène est la mise en bombé des deux génératrices de la rainure,

correspondant à la partie hétérogène des modifications de la géométrie. L'origine physique est à relier avec les effets de bords, provoquant une hétérogénéité de refroidissement et donc de déformation entre les extrémités et le milieu du croissant. Ce bombé est modélisé par une fonction carré permettant d'exprimer la variation d'amplitude en fonction de la hauteur. L'amplitude est ainsi maximale à une hauteur  $h = 0$  mm et vaut 1 mm ; elle est nulle pour  $h = 45$  mm et  $h = -45$  mm. Les effets sur les écarts sont opposés pour un diabolos, phénomène qui sera identifié par la présence d'un signe négatif dans l'amplitude.

Phénomène	Expression mathématique	Effets sur les écarts projetés sur les normales théoriques
Ecartement des pinces	<p><i>Pour chaque point i des génératrices:</i></p> $\begin{cases} \vec{e}_{\text{dila}_i} = -\vec{N}_i \cdot \vec{x} = -N_{x_i} \\ \ \vec{N}_{x_i}\  = 1 \Rightarrow e_{\text{dila}_i} = -1 \end{cases}$	<p style="text-align: right;">x5</p>
Effet bombé	<p><i>Pour chaque point i des génératrices:</i></p> $\begin{cases} e_{\text{bombé}_i} = 1 - z_i^2 \\ z_i = -1 + 0.1 \times k, k \in [0,20] \end{cases}$	<p style="text-align: right;">x5</p>

× Points théoriques    ▲ Points d'une signature élémentaire d'un phénomène

Figure III - 37 : Signatures élémentaires des phénomènes de déformations des génératrices de la rainure

### Les cylindres

Un total de cinq phénomènes de déformations a été retenu (Figure III - 38).

Seul le phénomène de variation des diamètres traduit la partie homogène des modifications géométriques des cylindres en chauffe et refroidissement. Sa signature est celle d'une dilatation radiale des cylindres.

Trois des phénomènes hétérogènes sont liés à l'asynchronisme de l'évolution des températures et de la formation des phases dans le sens circonférentiel et radial du croissant. Ces trois phénomènes, l'ouverture des pinces, leur variation d'épaisseur et l'effet lèvre sont localisés au niveau des pinces car cette zone de faible épaisseur est plus affectée que la zone massive par les contraintes mécaniques résultantes des effets thermiques et métallurgiques.

Le phénomène d'ouverture des pinces peut physiquement correspondre à l'ouverture de la ligne moyenne située dans l'épaisseur des pinces. Mathématiquement, cette ligne moyenne est celle formée par les centres des cercles bitangents aux cercles extérieur et intérieur du croissant. Le phénomène d'ouverture est modélisé par une fonction périodique, dont l'évolution est linéaire. Chaque point de la ligne moyenne se déplace suivant la normale au point, ce qui implique que la ligne moyenne s'allonge quelque peu lors de l'ouverture du

croissant<sup>9</sup>. L'ouverture de la ligne moyenne est ensuite transposée sur les normales théoriques des points des cylindres. Le point de la ligne moyenne situé sur le plan de symétrie du croissant est fixe ; il sert de référence. Le détail de la résolution est donné dans l'annexe 3 ;

La variation d'épaisseur radiale des pinces, c'est-à-dire des sections planes perpendiculaires à la ligne moyenne, est prise en compte. Cette variation d'épaisseur est liée aux contraintes importantes générées par les effets thermiques et métallurgiques. Les composantes du vecteur signature sont constituées des valeurs absolues des scalaires du vecteur « ouverture des pinces ». Cette expression mathématique est acceptable car la signature d'ouverture des pinces ne provoque quasiment pas de variation d'épaisseur des pinces (1%).

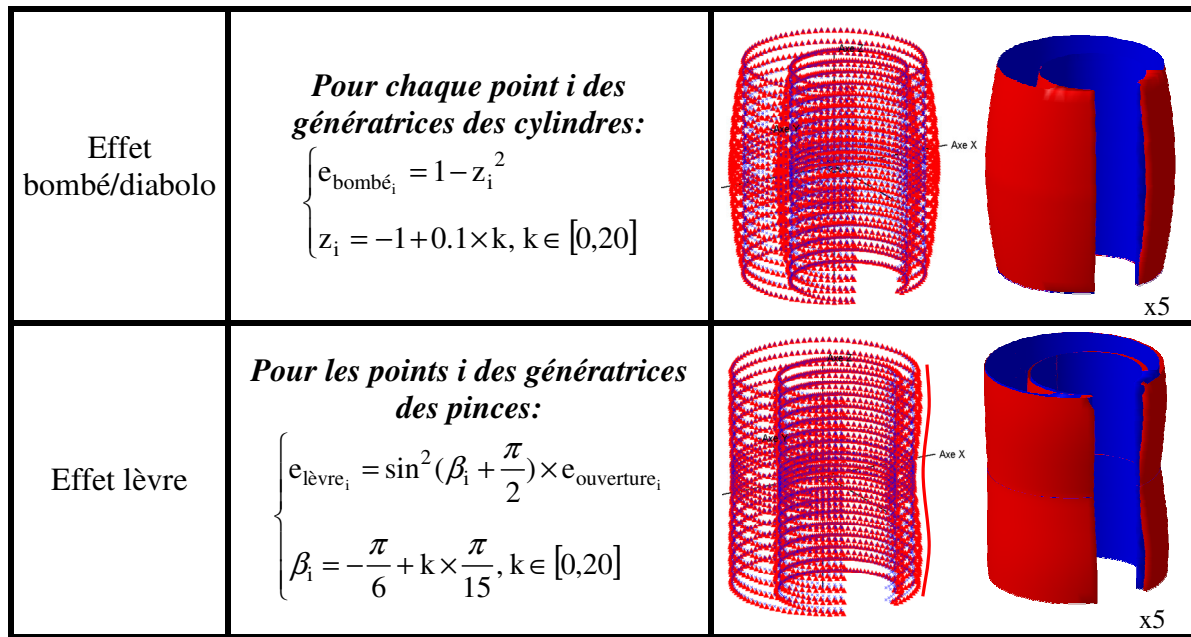
L'effet lèvre des génératrices situées en bout des pinces correspond à une combinaison complexe des effets thermo-mécaniques et métallurgiques sur cette faible zone. Sa signature est obtenue en couplant la signature d'ouverture des pinces, exprimée dans le sens circonférentiel, avec une fonction sinusoidale, dans le sens longitudinal. L'effet lèvre des génératrices est quantifié séparément pour le cylindre extérieur et le cylindre intérieur.

Le quatrième phénomène hétérogène, l'effet bombé/diablo, est lié à la composante longitudinale du gradient des effets thermo-métallurgiques, à l'origine de l'asynchronisme des températures et des phases formées. Sa signature est la même que pour les deux génératrices de la rainure, à la différence près que, si les génératrices du cylindre extérieur sont bombées, celles du cylindre intérieur sont en diablo. L'effet bombé/diablo des génératrices est quantifié séparément pour les deux cylindres.

Phénomène	Expression mathématique	Effets sur les écarts projetés sur les normales théoriques
Ouverture des pinces	<p><i>Pour chaque point i des cylindres:</i></p> $\begin{cases} e_{\text{ouverture}_i} = 1 - \cos \frac{\alpha_i}{2} \\ \alpha_i = \text{Atan2}(\overrightarrow{OT_i} \cdot \vec{x}; \overrightarrow{OT_i} \cdot \vec{y}) \end{cases}$	
Variation d'épaisseur radiale	<p><i>Pour chaque point i des cylindres:</i></p> $e_{\text{épaisseur}_i} =  e_{\text{ouverture}_i} $	
Variation homogène de diamètre	<p><i>Pour chaque point i des cylindres:</i></p> $\begin{cases} e_{\text{dila}_i} = \overrightarrow{N_i} \cdot \vec{x} + \overrightarrow{N_i} \cdot \vec{y} = \ \overrightarrow{N_i}\  \\ \Rightarrow e_{\text{dila}_i} = 1 \end{cases}$	

<sup>9</sup> L'allongement est cependant majoritairement tangentiel et son influence sur la normale de mesure est supposée négligeable.





× Points théoriques    ▲ Points d'une signature élémentaire d'un phénomène

Figure III - 38 : Signatures élémentaires des phénomènes de déformations des cylindres

#### 4.3.3. Augmentation du niveau de détail des signatures des génératrices des cylindres

La signature actuelle de la mise en bombé/diablo est la même pour toutes les génératrices d'un cylindre. De ce fait, elle aboutit à l'identification d'une amplitude moyenne de cet effet sur toutes les génératrices.

L'utilisation de deux instances de cette signature de bombé/diablo a permis d'augmenter le niveau de détail de l'analyse du phénomène de déformation des génératrices entre celles situées à l'intérieur et celles à l'extérieur. L'apport de la signature d'effet lèvres des génératrices proches de l'extrémité des pinces permet d'améliorer encore la finesse de l'analyse.

Le choix des signatures tridimensionnelles de ces deux phénomènes de déformations aboutit à une quantification de la valeur moyenne de ces effets. Pour augmenter le niveau de détail à son maximum, une analyse plane est réalisée pour chacune des 82 génératrices du cylindre extérieur d'un croissant de la nuance 1 de la trempe huile. La Figure III - 39 illustre les écarts entre les génératrices théoriques et celles déformées, après un best fit. Le cylindre extérieur a été « déroulé » et chaque génératrice est vue dans le plan radial la contenant. Par souci de clarté, seule une génératrice sur trois est présentée.

Les phénomènes de déformations des génératrices sont retrouvés : mise en bombé pour les génératrices de la partie massive et effet lèvres pour les génératrices en bout des pinces. Par ailleurs, l'amplitude de ces deux phénomènes de déformations évolue suivant les génératrices considérées.

L'optimisation des écarts sur chaque génératrice est alors répétée, avec ces deux phénomènes. La Figure III - 40 indique l'amplitude de chacun des deux phénomènes sur chaque génératrice. L'évolution des amplitudes est symétrique des deux côtés des pinces, avec une légère différence pour l'effet lèvres. Les constats sont les suivants :

- l'amplitude de l'effet lèvres est maximale sur les deux génératrices (n°1 et n°82) situées au bout des pinces, côté gauche et côté droit. Cette amplitude décroît au fur et à mesure que l'épaisseur radiale des pinces augmente, jusqu'à la zone située à mi-pinces, correspondant à la génératrice 13 pour la pince droite et 70 pour la pince gauche. La décroissance suit une loi exponentielle.
- la mise en bombé des génératrices intervient sur les zones à mi-pinces, là où

l'effet lèvre est d'amplitude quasi nulle. L'amplitude de l'effet bombé croît alors jusqu'à atteindre une valeur maximale aux alentours des génératrices n°41 et n°42, c'est-à-dire celles opposées à la rainure du croissant. La croissance suit une fonction carré.

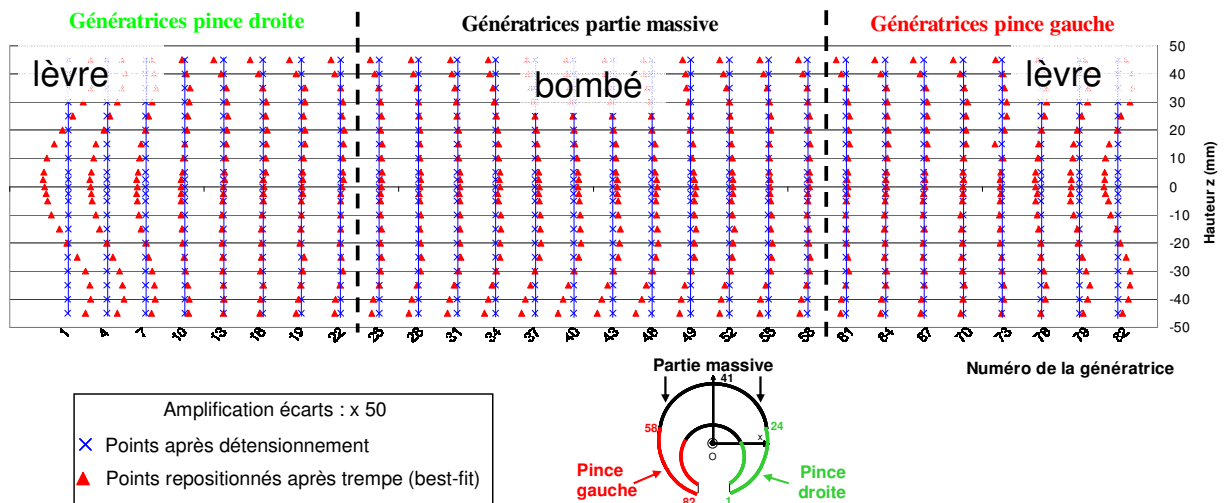


Figure III - 39 : Ecarts d'1 génératrice sur 3 du cylindre extérieur de la pièce 1, nuance 1, trempe huile

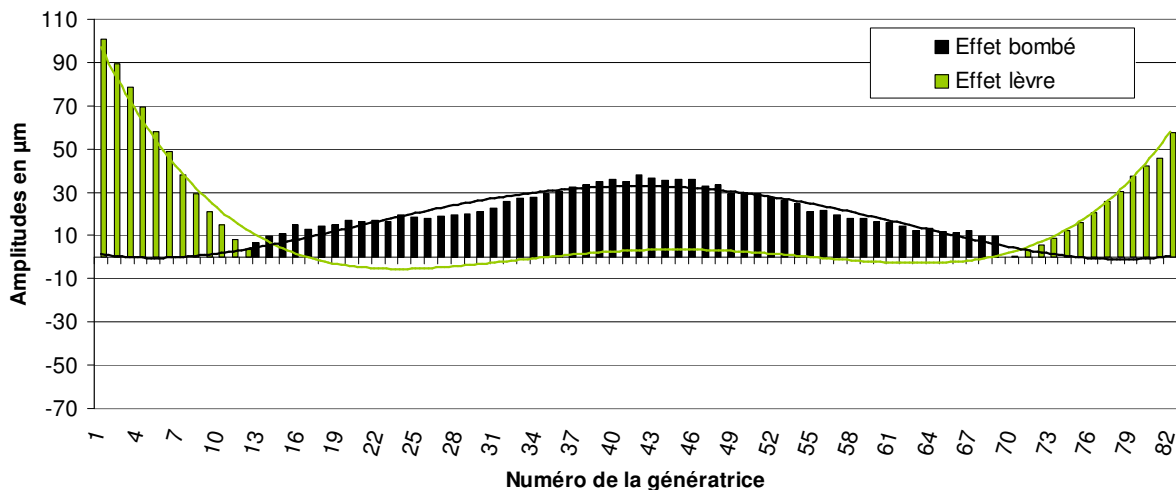
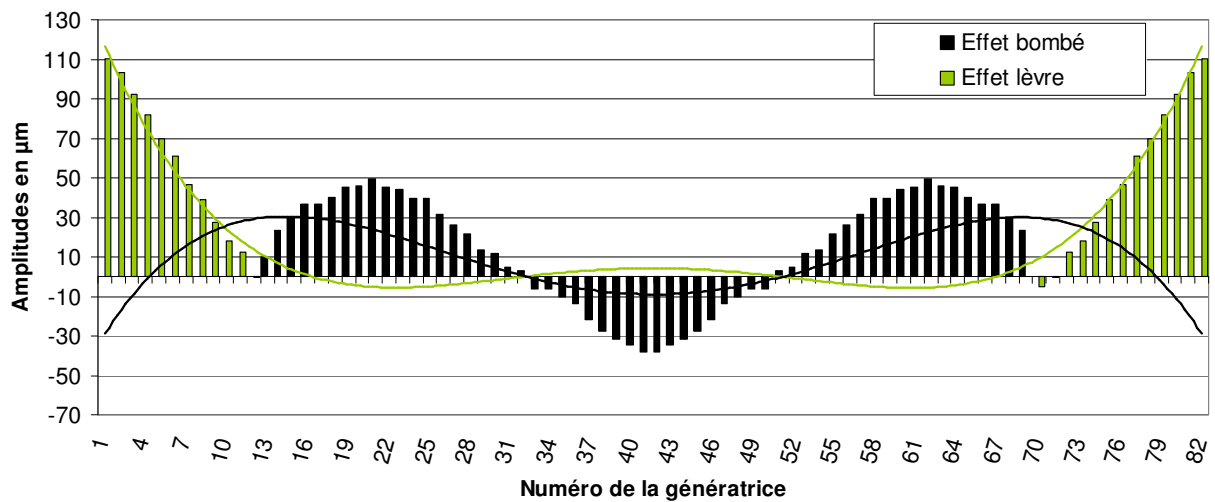


Figure III - 40 : Evolution de l'amplitude des phénomènes de déformations des génératrices du cylindre extérieur, pièce 1 - nuance 1 - trempe huile

L'analyse plane des génératrices a permis de suivre l'évolution de l'amplitude des effets bombé/diabolo et lèvre d'un croissant réel en trempe huile. La Figure III - 41 montre l'évolution de l'amplitude obtenue pour la simulation numérique du croissant de cette même nuance et en trempe huile. L'effet lèvre est ici parfaitement symétrique et son évolution est la même que celle constatée en expérience, y compris les valeurs d'amplitudes. Par contre, en simulation, il y a deux phénomènes de déformations pour les génératrices de la partie massive. En effet, si elles se déforment globalement en bombé, les génératrices de la partie massive opposées à l'ouverture (n°32 à 52) se déforment en sens inverse, c'est-à-dire en diabolo. L'évolution de l'amplitude dans le cas du bombé et du diabolo suit une fonction carré.



**Figure III - 41 : Evolution de l'amplitude des phénomènes de déformations des génératrices du cylindre extérieur, croissant simulé - nuance 1 - trempe huile**

Le choix d'une signature globale pour ces deux phénomènes implique la perte d'information donnée par l'évolution de leur amplitude. Néanmoins, pour suivre finement l'évolution des amplitudes, il faut définir une signature locale, ce qui augmente considérablement le nombre de paramètres à analyser. Par ailleurs, cela augmente la profondeur d'analyse nécessaire pour comprendre l'origine des phénomènes physiques créant l'évolution hétérogène des amplitudes de ces deux phénomènes de déformations. Ceux-ci sont liés à l'effet combiné des gradients thermo-métallurgico-mécaniques à la fois dans le sens radial, circonférentiel et longitudinal du croissant. Les contraintes mécaniques résultantes ont un impact fort et rapide sur le faible volume de matière au bout des pinces, ce qui peut expliquer le phénomène de plastification locale qu'est l'effet lèvres. L'amplitude de cet effet est ainsi maximale là où le volume est minimal, puis elle décroît progressivement avec l'augmentation du volume, jusqu'à la zone située à mi-pinces. Pour l'effet bombé, son amplitude maximale est atteinte lorsque le volume local est à son maximum, c'est-à-dire lorsque l'épaisseur radiale est maximale. Contrairement à l'effet lèvres, le phénomène de bombé est la conséquence de la lente évolution des contraintes mécaniques hétérogènement réparties au sein d'un volume plus important.

En conclusion, le choix du niveau de détail de l'analyse des phénomènes de déformations des génératrices a été motivé par la volonté de se placer à un niveau intermédiaire entre une analyse très synthétique et une analyse plus fine, comme celle menée dans ce paragraphe. Ainsi, la prise en compte de deux phénomènes de déformations, détaillés à la fois pour le cylindre extérieur et pour le cylindre intérieur, donne une tendance globale de la déformation des génératrices.

#### **4.4. Evaluation de la pertinence des signatures**

##### *4.4.1. Linéarité des signatures des phénomènes*

Toutes les signatures ont été choisies comme étant d'évolution linéaire. Par ailleurs, l'amplitude de chaque phénomène converge vers une valeur stable dès la première itération de l'optimisation. Cela signifie que toutes les amplitudes des phénomènes sont inférieures à la valeur limite nécessaire pour être dans l'hypothèse de linéarisation de leur effet. Pour une rotation linéarisée d'un solide, l'erreur absolue sur la valeur de déplacement du point le plus éloigné de l'axe de rotation, situé à la distance  $d$ , vaut  $d \cdot \alpha^2$ , où  $\alpha$  est l'angle de rotation. Appliqué au croissant, la valeur limite de l'angle de rotation de la plus grande distance, qui est la demi-hauteur du croissant, est de 4 milliradians. L'erreur sur la valeur de déplacement en

bout du bras de levier est alors égale à 0,8  $\mu\text{m}$ , ce qui est une limite acceptable afin de rester dans l'hypothèse de linéarisation.

Les translations ne posent aucun problème puisque, par définition, elles sont d'évolution linéaire. Les phénomènes de variation homogène de la géométrie, à savoir la variation de hauteur du croissant, des diamètres et de l'écartement des pinces sont également linéaires du fait que leur signature s'apparente à une translation. Le phénomène d'inclinaison symétrique des plans est une rotation, de ce fait linéarisée.

#### 4.4.2. Indépendance des signatures des phénomènes

Elle est évaluée grâce à la propagation de l'incertitude de mesure d'un croissant réel ( $\sigma_i=1,7 \mu\text{m}$ ) dans la base des phénomènes. Les valeurs d'incertitudes associées à chacun d'entre eux sont données dans le Tableau III - 5.

Les valeurs d'incertitudes de tous les phénomènes sont acceptables, car elles sont inférieures à l'incertitude de mesure  $\sigma_i$ . Par ailleurs, elles sont largement inférieures à l'ordre de grandeur maximal (quelque centaine de micromètres) des amplitudes des phénomènes de déformations. Les incertitudes sur les rotations semblent élevées, car elles sont exprimées en  $\mu\text{m}/\text{m}$ . Cependant, ce n'est pas le cas. La plus forte valeur d'incertitude d'une rotation est celle correspondant au phénomène d'inclinaison symétrique des plans. Elle correspond à une incertitude sur le déplacement en bout de bras de levier (35 mm) de 0,31  $\mu\text{m}$ .

Il est possible que certaines signatures parmi les seize présentes dans la base d'analyse soient faiblement dépendantes. Pour les identifier, un plan d'expérience avec ces 16 variables est nécessaire. Néanmoins, comme les valeurs d'incertitudes des phénomènes de déformations sont toutes inférieures à l'incertitude de mesure, la base d'analyse est physiquement interprétable. S'il y a quelques faibles dépendances, elles ne nuisent pas à la qualité de l'identification quantitative des phénomènes.

<b>Incertitudes sur les phénomènes de déplacements du croissant</b>								
$T_x$		$T_y$		$T_z$	$R_x$		$R_y$	$R_z$
0,05 $\mu\text{m}$		0,36 $\mu\text{m}$		0,16 $\mu\text{m}$	1,6 $\mu\text{m}/\text{m}$		1,5 $\mu\text{m}/\text{m}$	7,1 $\mu\text{m}/\text{m}$
<b>Incertitudes sur les phénomènes de déformations des cylindres</b>								
Variation homogène des diamètres.		Bombé génératrices		Ouverture pinces	Variation épaisseur pinces	Effet lèvre		
cyl.ext.	cyl.int.	cyl.ext.	cyl.int.			cyl.ext.	cyl.int.	
0,34 $\mu\text{m}$	0,40 $\mu\text{m}$	0,15 $\mu\text{m}$	0,15 $\mu\text{m}$	0,92 $\mu\text{m}$	0,19 $\mu\text{m}$	0,36 $\mu\text{m}$	0,36 $\mu\text{m}$	
<b>Incertitudes sur les phénomènes de déformations des plans et de la rainure</b>								
Variation de hauteur	Inclinaison symétrique	Ouverture des plans	Ecartement des pinces	Bombé génératrices rainure				
				gauche	droite			
0,2 $\mu\text{m}$	8,8 $\mu\text{m}/\text{m}$	0,49 $\mu\text{m}$	0,58 $\mu\text{m}$	0,93 $\mu\text{m}$	0,93 $\mu\text{m}$			

**Tableau III - 5 : Incertitudes sur les amplitudes des phénomènes lors de la mesure d'un croissant réel**

Concernant les incertitudes lors de la mesure d'un croissant virtuel, elles seront considérées comme proches de celles obtenues dans le Tableau III - 5. En effet, l'incertitude de mesure d'un croissant virtuel est proche de celle de la mesure métrologique d'un croissant.

#### 4.4.3. Conclusions

La base d'analyse est maintenant riche des signatures des phénomènes de déformations significatifs qui ont été identifiés sur les croissants issus des différentes campagnes de trempe. Comme les signatures sont d'évolution linéaire et sont indépendantes (ou du moins faiblement dépendantes), il est à présent possible de séparer de la déformation globale, les effets des phénomènes de déformations et en donner les amplitudes.

## 5. DISSOCIATION DES PHENOMENES

Cette opération, dernière étape de la méthode, est réalisée avec la méthode d'optimisation dite de la base orthonormale. Les phénomènes significatifs, identifiés et modélisés précédemment, sont d'évolution linéaire et ne sont pas fortement dépendants, ce qui permet leur dissociation et l'obtention de leur amplitude associée.

Cette partie consiste à examiner les amplitudes des phénomènes de déformations des six croissants de deux nuances, pris en exemple dans la partie 4.2. Les amplitudes sont exprimées par rapport à la géométrie détensionnée des croissants. L'analyse sera menée rapidement car il s'agit plutôt de présenter la charte graphique de présentation complète des résultats, qui sera utilisée dans les chapitres suivants. Enfin, l'analyse des écarts résiduels, qui correspondent aux écarts initiaux ôtés des effets des phénomènes, permet de s'assurer qu'il n'y a pas d'autre phénomène significatif non identifié.

### 5.1. Amplitudes des phénomènes de déformations

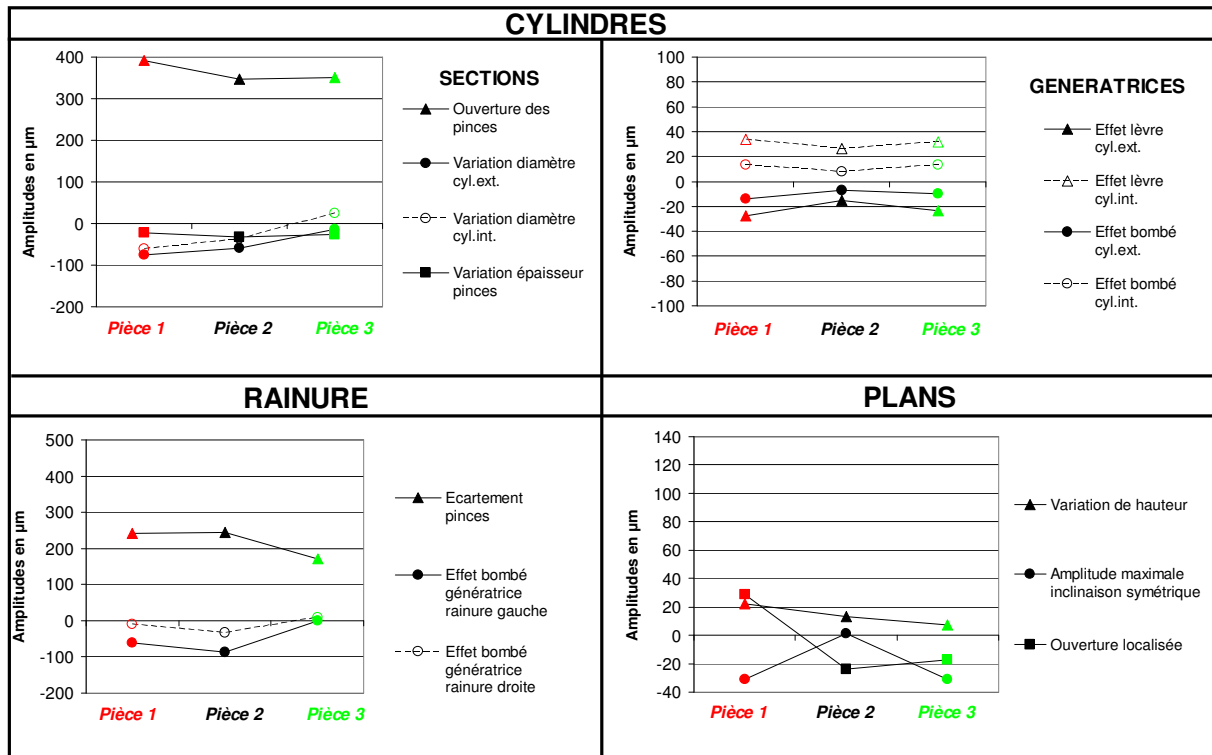
La Figure III - 42 et la Figure III - 43 comportent les amplitudes des phénomènes de déformations, données en micromètres, pour les éléments simples de chacun des six croissants. Afin d'être homogène dans les unités, l'angle de rotation du phénomène d'inclinaison des plans a été ramené à une amplitude maximale de déplacement, exprimée en micromètre. Ce déplacement, suivant l'axe z, est celui du point du plan le plus éloigné de l'axe de rotation x.

#### 5.1.1. Croissants de la nuance 1

Le premier constat révélé par la Figure III - 42 est la relative constance des amplitudes des phénomènes de déformations d'un croissant à l'autre, ce qui confirme la stabilité dimensionnelle après trempe, soulignée lors de l'analyse des écarts. C'est assez net pour les phénomènes d'ouverture des pinces et de variation d'épaisseur et les phénomènes de mise en bombé des génératrices des cylindres. Néanmoins, l'amplitude de certains phénomènes fluctue beaucoup d'un croissant à l'autre : c'est le cas du phénomène de variation de diamètre des cylindres, de l'amplitude maximale de l'inclinaison symétrique des plans et de l'ouverture des plans. Pour ces trois phénomènes, le sens de l'effet s'inverse sur certaines pièces :

- si les diamètres des cylindres extérieur et intérieur des croissants 1 et 2 sont plus petits que ceux nominaux ( $-67 \mu\text{m}$  en moyenne), le croissant 3 a un diamètre intérieur légèrement plus grand que celui-nominal ( $+24 \mu\text{m}$ ) ;
- l'amplitude de l'inclinaison symétrique des deux plans est de signe positif pour le croissant n°1, ce qui signifie que la rotation suivant l'axe x est dans le sens trigonométrique. C'est l'inverse pour les deux autres croissants ;
- l'amplitude du phénomène d'ouverture des plans est négative pour les croissants 2 et 3, ce qui signifie une fermeture localisée des plans au niveau de la rainure. C'est l'inverse pour le premier croissant.

Puis, le deuxième constat concerne la symétrie des déformations des éléments simples pour lesquels un même phénomène a été quantifié séparément. Il s'agit des cylindres extérieur et intérieur et des génératrices gauche et droite de la rainure. Il a été montré au paragraphe 4.2.3 que les génératrices de la partie massive des cylindres des croissants de la nuance 1, sont en diabolisme à l'extérieur (amplitude négative) et en bombé à l'intérieur (signe positif). Après quantification, les valeurs absolues des amplitudes de ces phénomènes sont les mêmes, ce qui signifie qu'ils sont d'effet symétrique entre l'intérieur et l'extérieur. Le constat est le même non seulement pour l'effet lèvres des génératrices situées en bout des pinces, mais aussi pour l'amplitude de la mise en bombé des deux génératrices situées de part et d'autre de l'axe de symétrie de la rainure.



**Figure III - 42 : Evolution des amplitudes des phénomènes de déformations des trois croissants - nuance 1 - trempé huile**

Ensuite, le troisième constat est plutôt une vérification de la cohérence des amplitudes pour s'assurer que les éventuelles dépendances entre phénomènes n'ont pas perturbé la quantification de leur effet. En comparant les amplitudes avec la visualisation graphique des phénomènes effectuée sur la Figure III - 32, la cohérence est bonne puisque :

- les pinces s'ouvrent bel et bien pour les trois croissants et l'amplitude est plus faible pour le troisième croissant. L'écartement des pinces mesuré sur la rainure suit la même tendance car son effet est corrélé à celui du phénomène d'ouverture des pinces ;
- les deux génératrices de la rainure sont effectivement en diabolos, et l'amplitude est plus faible pour le troisième croissant ;
- les plans des croissants 2 et 3 se ferment car l'amplitude est négative, tandis que ceux du premier croissant s'ouvrent.

La corrélation qui existe entre l'ouverture des pinces et l'écartement de la rainure est vérifiée pour le croissant n°3, dont les génératrices en bout des pinces ne sont pas fortement déformées ni par l'effet lèvre ni par l'effet bombé/diabolos. L'ouverture de ses pinces vaut 89  $\mu\text{m}$ , ce qui correspond à la demi-amplitude de l'écartement de la rainure, égale à 85  $\mu\text{m}$ .

Le dernier constat est que les amplitudes de tous les phénomènes de déformations sont largement supérieures à leurs incertitudes associées et sont donc interprétables. Avec une amplitude moyenne égale à 363  $\mu\text{m}$  pour un écart type de 25  $\mu\text{m}$ , l'ouverture des pinces est le phénomène de déformation le plus significatif, pour cette nuance 1 trempée à l'huile. Comme son effet est corrélé avec l'ouverture des pinces, le phénomène d'écartement des pinces est placé juste après, avec une amplitude moyenne de 219  $\mu\text{m}$  pour un écart type de 41  $\mu\text{m}$ .

Cela signifie que le déplacement radial maximal des points à l'extrémité des pinces est de 363 micromètres et que la largeur de la rainure vaut 219 mm de plus qu'après détensionnement. Quant aux autres phénomènes, leur amplitude moyenne est plus petite et inférieure, en valeur absolue, à 50  $\mu\text{m}$ .

### 5.1.2. Croissants de la nuance 2

Les constats effectués sur les croissants de la nuance 1 sont également valables pour ceux de la nuance 2 (Figure III - 43). Ainsi, la majorité des phénomènes ont une amplitude constante d'un croissant à l'autre, seuls les phénomènes de déformations des génératrices (bombé et lèvres) du deuxième croissant ont leur effet inversé. Par ailleurs, les phénomènes quantifiés sur les cylindres intérieur et extérieur sont ici aussi symétriques.

Les phénomènes les plus significatifs de cette nuance trempée à l'huile sont plus nombreux et ne sont pas les mêmes que pour la nuance vue précédemment. Dans l'ordre respectif de leur amplitude moyenne, il s'agit des phénomènes suivants pour lesquels la valeur absolue de l'amplitude est supérieure à 100 micromètres :

- l'écartement des pinces entraîne une augmentation de la largeur de la rainure de 197  $\mu\text{m}$  par rapport à la largeur après détensionnement ;
- la mise en bombé des deux génératrices de la rainure, avec une amplitude égale à 137  $\mu\text{m}$  pour celle de gauche et 102  $\mu\text{m}$  pour celle de droite ;
- l'ouverture localisée des plans, avec un déplacement maximum de 105  $\mu\text{m}$  des points des plans les plus proches de l'extrémité des pinces ;
- pour finir, l'ouverture des pinces, avec un déplacement radial maximal des points des cylindres situés à l'extrémité des pinces égal à 101  $\mu\text{m}$ .

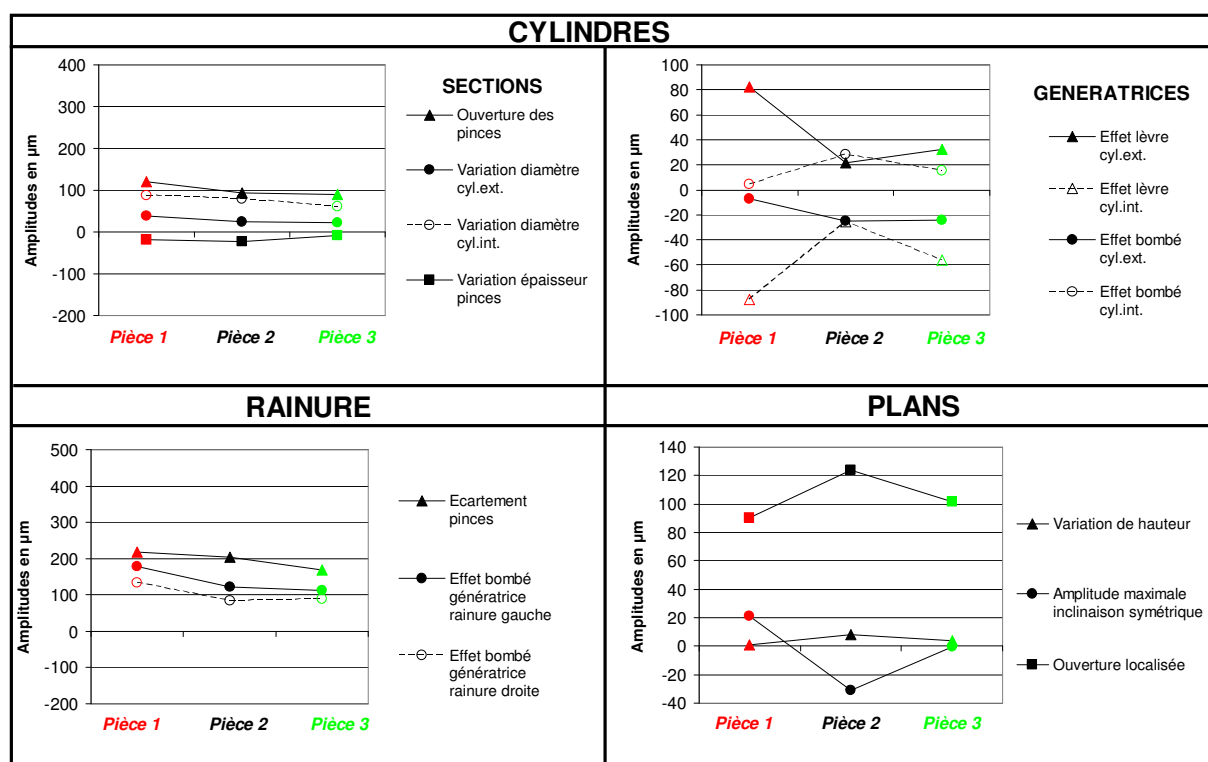


Figure III - 43 : Evolution des amplitudes des phénomènes de déformations des trois croissants - nuance 2 - trempe huile

## 5.2. Analyse des écarts résiduels après dissociation des phénomènes

Les écarts résiduels sont donnés dans la Figure III - 44. Les écarts résiduels (amplifiés 50 fois) sur les croissants des deux nuances sont faibles, ce que confirme l'analyse de la norme du vecteur résidu (Figure III - 45). Cette norme est diminuée en moyenne de 82%.

L'optimisation avec les phénomènes de déformations actuels n'est cependant pas parfaite sur les cylindres. En effet, les signatures des effets bombé/diabolo et lèvres des génératrices ne prend pas en compte l'évolution des amplitudes, qui est variable d'une génératrice à l'autre, comme cela a été présenté dans la partie 4.3.3. Les écarts résiduels révèlent cette imperfection, surtout présente au niveau de l'extrémité des pinces, c'est-à-dire là

où l'effet lèvre a été quantifié par sa valeur moyenne sur les quinze premières génératrices.

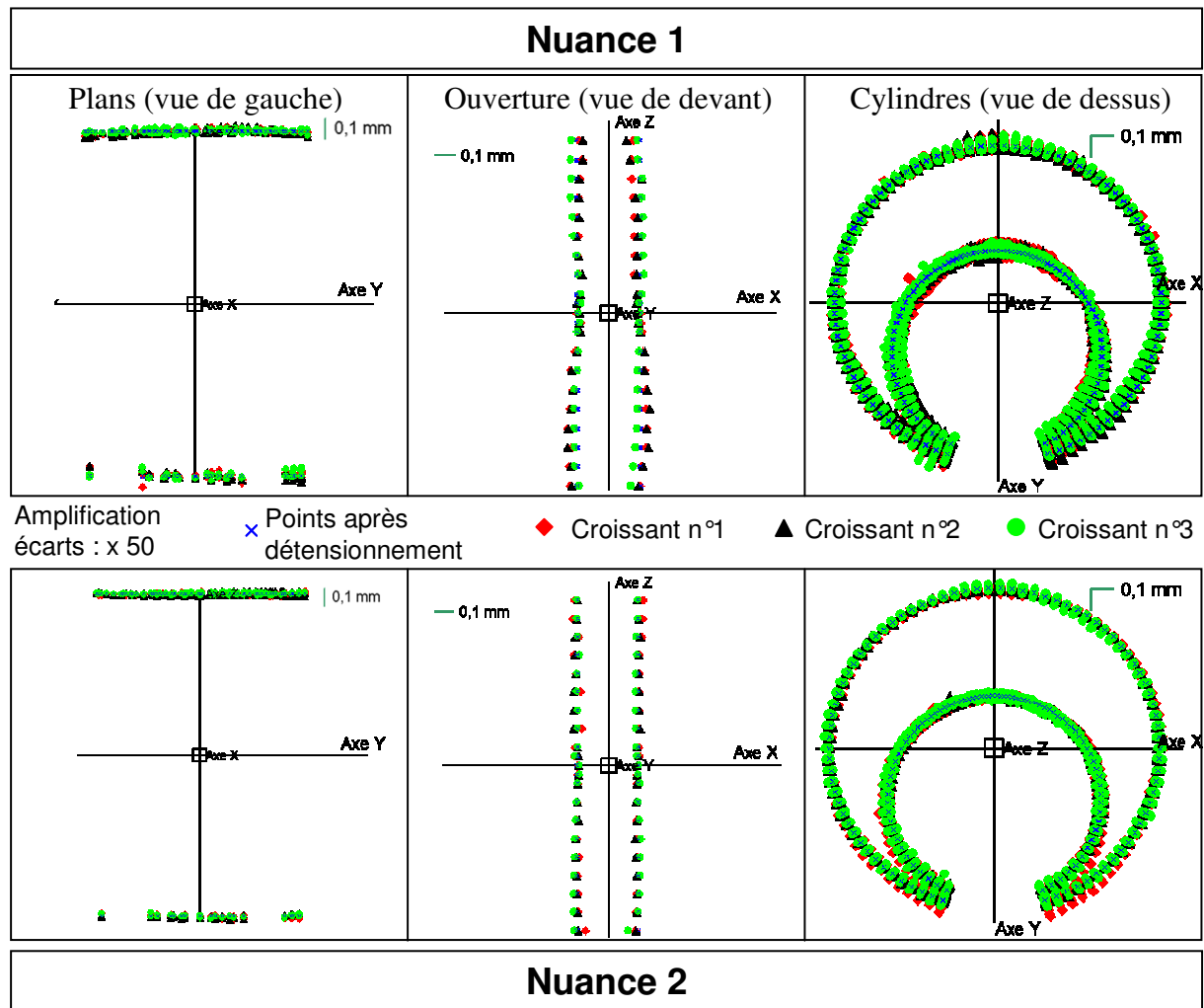


Figure III - 44 : Ecarts résiduels entre les images des géométries trempées huile et détensionnées, après dissociation des phénomènes de déformations, des 6 croissants considérés

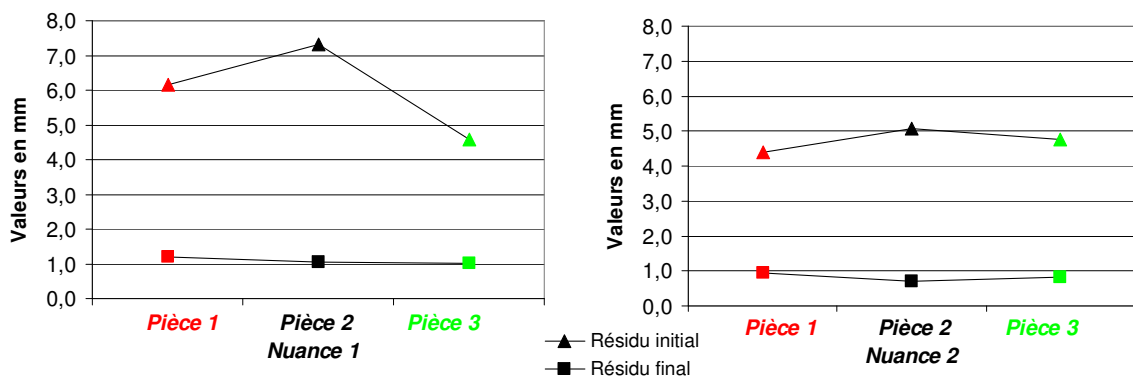


Figure III - 45 : Norme du vecteur résidu, avant et après dissociation des phénomènes de déformations

Excepté la non-prise en compte de la variabilité de l'amplitude de l'effet lèvre et de l'effet bombé/diabolo, il n'y a pas d'autre phénomène de déformation significatif identifiable. La base d'analyse actuelle est donc suffisante pour expliquer la majorité des déformations ayant une origine physique.



## 6. CONCLUSIONS

La méthode complète de quantification des phénomènes de déformations a été mise en œuvre sur la pièce test qu'est le croissant. Les analyses conduites ont permis de valider la stratégie de mesure du croissant et d'identifier finement les déformations tridimensionnelles de la géométrie.

Les croissants étudiés ne présentent pas de déformations antérieures aux traitements thermiques et la stabilité des formes après usinage et détensionnement souligne la bonne répétabilité de leur fabrication. La géométrie du croissant après détensionnement sert ainsi de géométrie de référence afin d'analyser les défauts de formes et de dimensions produits par les différents trempes.

Les déformations survenant en trempes huile et gaz affectent principalement la zone des pinces. En effet, le volume en présence est faible, ce qui le rend très sensible aux contraintes générées par les phénomènes thermiques, métallurgiques et mécaniques. Lors des trempes gaz et huile, l'ouverture des pinces et, en conséquence, leur écartement, ont été observés, ce qui corrobore les articles de la littérature traitant du croissant, où ces deux phénomènes sont souvent les seuls pris en compte [LI05] [TEO06] [BRO07]. L'analyse plus riche du croissant menée dans ces travaux de thèse a permis d'identifier deux phénomènes de déformations locaux [NIC07]. Il s'agit à la fois de l'effet lèvres des génératrices situées à l'extrémité des pinces et de leur forte dilatation ou contraction, qui se traduit visuellement par le phénomène d'ouverture ou de fermeture des plans. La détermination précise de leur origine physique fait l'objet du chapitre VI de ce mémoire.

La quantification des phénomènes de déformations a permis de constater que les phénomènes dont l'amplitude est la plus significative ne sont pas les mêmes pour les deux nuances 1 et 2, soumises à la même trempe huile. Il n'est donc pas évident d'affirmer laquelle des deux nuances est la plus favorable face aux déformations en trempe huile. Pour cela, il faut connaître les limites de forme et de dimensions tolérées sur les surfaces fonctionnelles du produit mécanique et qui sont nécessaires à son bon fonctionnement au sein d'un mécanisme. Pour la pièce test qu'est le croissant, il n'y a pas de surfaces définies en tant que fonctionnelle. L'objectif est autre : il s'agit de trouver la nuance conférant une bonne trempabilité pour un minimum de déformation. Pour cela, l'influence de la drasticité de trempe sur les amplitudes des phénomènes de déformations est étudiée pour chacune des nuances d'étude. De cette façon, l'utilisation de ces nuances dans des produits mécaniques industriels subissant une trempe est validée pour des gammes de vitesses de refroidissement permettant de minimiser l'impact des déformations. La géométrie des produits mécaniques est prise en compte par l'intermédiaire des vitesses de refroidissement, liées au gradient d'épaisseur présent au sein du produit.

La méthode développée dans ces travaux de thèse est donc opérationnelle pour les croissants « réels » et « virtuels » :

- le niveau de confiance des résultats quantitatifs est satisfaisant comme le prouve les incertitudes associées à chaque phénomène de déformation ;
- les écarts résiduels après dissociation des phénomènes de déformations sont faibles, les phénomènes retenus expliquent donc la majorité de la déformation globale du croissant.

Dans le chapitre suivant, l'influence des différentes drasticités est étudiée sur les croissants provenant des essais expérimentaux. Afin de synthétiser les résultats, la moyenne et l'écart-type des amplitudes des croissants d'une même nuance et d'une même trempe sera donnée. Cette synthèse est possible car la majorité des phénomènes ont une amplitude relativement constante d'un croissant à l'autre.

# **CHAPITRE IV : INFLUENCE DU MILIEU DE TREMPE ET DE LA NUANCE D'ACIER SUR LES DEFORMATIONS DU CROISSANT**

# TABLE DES MATIERES

<b>1. PREAMBULE .....</b>	<b>128</b>
<b>2. ANALYSE A ISO-NUANCE .....</b>	<b>128</b>
2.1. Nuance 1 .....	128
2.2. Nuance 2 .....	131
2.3. Nuance 3 .....	133
2.4. Conclusions de l'analyse à iso-nuance .....	135
<b>3. ANALYSE A « ISO-TREMPE » .....</b>	<b>136</b>
3.1. Trempe gaz 3b .....	136
3.2. Trempe gaz 12b .....	137
3.3. Trempe gaz 18b .....	138
3.4. Trempe huile .....	139
3.5. Conclusions de l'analyse à iso-trempe .....	141
<b>4. ANALYSE A ISO-DURETE .....</b>	<b>141</b>
4.1. Mesures des duretés des croissants .....	141
4.2. Comparaison quantitative des croissants à iso-dureté à cœur .....	143
4.3. Conclusions de l'analyse à iso-dureté .....	144
<b>5. CONCLUSIONS .....</b>	<b>145</b>

# INTRODUCTION DU CHAPITRE IV

L'objectif de ce chapitre est d'étudier l'impact des conditions de trempe et du matériau sur les déformations. La méthode développée est ainsi appliquée à un grand nombre de croissants, provenant de deux campagnes expérimentales de trempe (Figure IV - 1). A ce titre, l'analyse quantitative synthétise le comportement des croissants des différentes nuances d'acier face aux quatre trempes définies dans ces travaux de thèse. Les valeurs d'amplitudes des phénomènes de déformations sont données entre les géométries obtenues après trempe et celles obtenues après le recuit de détensionnement, c'est à dire l'état précédant immédiatement la trempe.

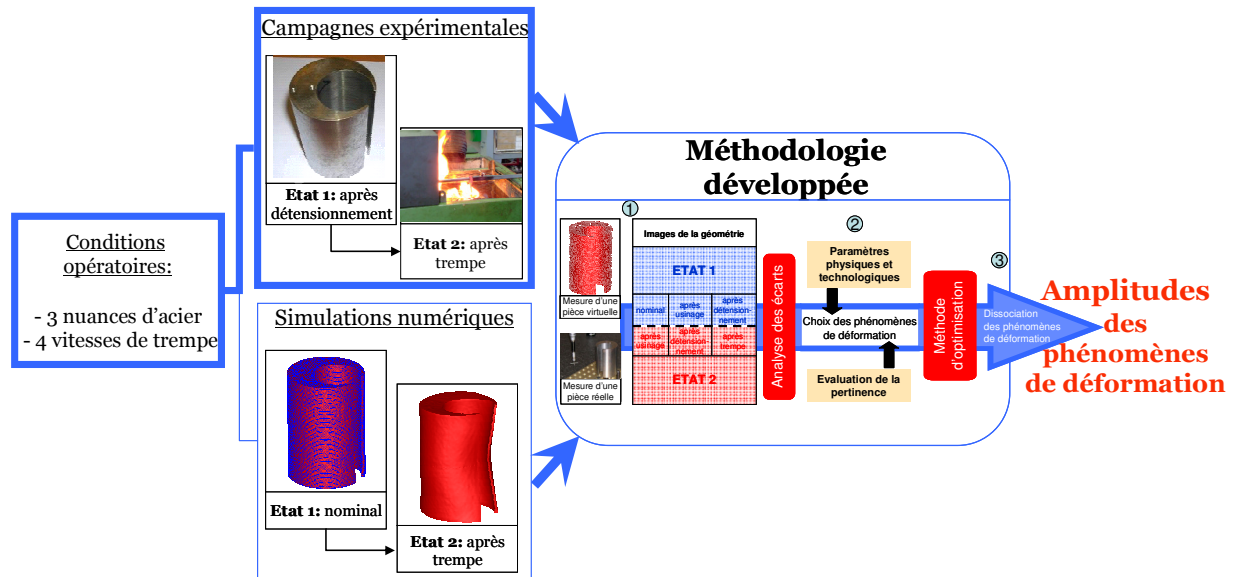


Figure IV - 1 : Etude de l'influence de la drasticité de trempe et du matériau sur les amplitudes des phénomènes de déformations des croissants : essais expérimentaux

La première partie de ce chapitre est tout d'abord la présentation des résultats quantitatifs obtenus à iso-nuance. Le comportement de chaque nuance d'acier face à la drasticité de trempe est ainsi observé.

La deuxième partie est la présentation des résultats à iso-trempe. Cela permet de déterminer la nuance d'acier permettant de minimiser les amplitudes des phénomènes de déformations, pour chacune des quatre trempes effectuées.

Enfin, la troisième partie est l'analyse quantitative réalisée à iso-dureté finale, c'est-à-dire pour les mêmes caractéristiques mécaniques finales. Cela permet de se placer du point de vue du client, qui est demandeur d'une nuance la plus stable possible dimensionnellement face à une trempe donnée, tout en respectant les caractéristiques mécaniques exigées pour la fonctionnalité du produit.

## 1. PREAMBULE

Les résultats quantitatifs des différentes campagnes de trempe huile et gaz menées sur la géométrie du croissant sont présentés dans ce quatrième chapitre. Les amplitudes des phénomènes de déformations sont calculées entre l'état après trempe et l'état précédent immédiatement la trempe, c'est-à-dire le recuit de détensionnement du croissant.

La présentation des résultats reprend la charte graphique exposée dans la partie 5 du chapitre III. Les amplitudes des phénomènes de déformations sont toutes en micromètres. Elles sont associées à un écart-type correspondant à la dispersion des valeurs entre les croissants issus des mêmes campagnes expérimentales.

Il est rappelé que les phénomènes sont exprimés suivant les normales orientées « extérieures matière ». Or, d'un point de vue physique, le sens de la déformation est le même pour les génératrices des deux cylindres. Ainsi, l'effet bombé des génératrices extérieures, observé dans le sens des normales extérieures à la matière, s'accompagne de l'effet bombé des génératrices intérieures, dans le sens des normales intérieures à la matière. Comme les écarts de mesure sont obtenus dans le sens des normales extérieures à la matière, la mise en bombé des génératrices du cylindre intérieur est identifiée par son effet inverse, « l'effet diabolo ». Cet effet inverse est reconnaissable dans les résultats quantitatifs par la présence d'un signe négatif. Cette remarque est également valable pour « l'effet lèvres » des génératrices à l'avant des pinces.

En terme de déformations, le comportement des nuances 1, 2 et 3 est ici comparé selon trois regroupements des résultats :

- le premier regroupement permet une analyse à iso-nuance, pour laquelle la sensibilité de chacune des trois nuances face à la drastivité de trempe est obtenue ;
- le second est une comparaison à iso-trempe, où cette fois-ci, c'est le choix de la nuance d'acier la mieux adaptée à une drastivité de trempe qui est donnée ;
- pour finir, le troisième est réalisé à iso-dureté finale, c'est-à-dire pour les mêmes caractéristiques mécaniques finales, à savoir la même répartition des structures métallurgiques et des duretés au sein du croissant.

La nuance 4 n'apparaît pas dans ces différents regroupements car seule une trempe huile a été réalisée. Cette nuance sera néanmoins utilisée pour l'évaluation des résultats prédictifs

## 2. ANALYSE A ISO-NUANCE

Cette partie correspond au premier regroupement des résultats et permet de caractériser la sensibilité de chacune des trois nuances face au pouvoir refroidissant de la trempe ; la drastivité.

### 2.1. Nuance 1

#### 2.1.1. Remarques générales

Les différences d'amplitudes d'une pièce à l'autre sont faibles, pour la plupart des phénomènes de déformations (Figure IV - 2). La variabilité des amplitudes en trempe huile est plus grande qu'en trempe gaz du fait d'une répétabilité moindre due au transfert manuel des croissants du four vers le bac de trempe.

Quelle que soit la trempe, l'amplitude du phénomène de déformation des génératrices est la même, en valeur absolue, non seulement entre le cylindre extérieur et le cylindre

intérieur, mais aussi entre les deux génératrices de part et d'autre de la rainure. Ceci est valable pour le phénomène de mise en bombé/diablo des génératrices de la partie massive et de la rainure et l'effet lèvres des génératrices à l'avant des pinces.

Globalement, l'augmentation de la drasticité de trempe a pour effet l'augmentation des amplitudes de tous les phénomènes. Cependant, pour certains phénomènes, la trempe huile provoque la diminution de l'amplitude par rapport à la trempe gaz 18 bars, de drasticité immédiatement inférieure. C'est le cas des phénomènes d'inclinaison symétrique des plans et de leur ouverture, et de la variation du diamètre des cylindres et de mise en bombé/diablo des génératrices des cylindres et de la rainure.

La diminution d'amplitude des phénomènes globaux que sont l'effet bombé/diablo des génératrices et la variation des diamètres, est accompagnée de l'augmentation des amplitudes des phénomènes locaux, localisés sur les pinces. Il s'agit de l'ouverture des pinces et de leur écartement, de l'effet lèvres et l'ouverture des plans, qui, rappelons-le, est en fait une augmentation de la longueur des génératrices localisées à l'extrémité des pinces. Les phénomènes locaux sont ainsi plus sensibles que les phénomènes globaux à cette forte vitesse de refroidissement, car celle-ci induit des contraintes beaucoup plus grandes dans le faible volume à l'extrémité des pinces.

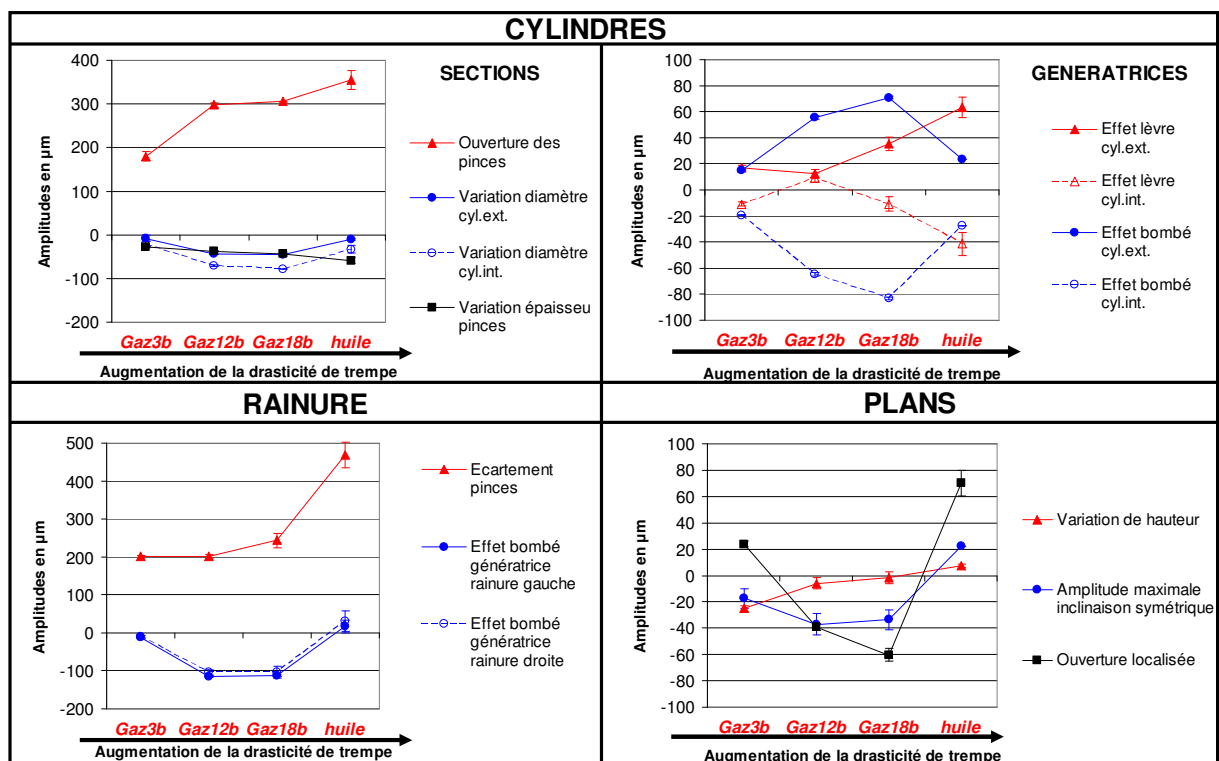


Figure IV - 2 : Influence de la drasticité de trempe sur les amplitudes des phénomènes de déformations des croissants - nuance 1

### 2.1.2. Phénomènes de déformations remarquables

Les phénomènes dont l'amplitude est la plus importante, quelle que soit la drasticité de la trempe, sont l'ouverture des pinces et leur écartement. Leurs amplitudes sont multipliées par un facteur 2 entre la trempe gaz 3 bars et la trempe huile. Les amplitudes maximales, en trempe huile, sont de 355  $\mu\text{m}$  pour le phénomène d'ouverture des pinces et de 468  $\mu\text{m}$  pour l'écartement de la rainure, à l'extrémité des pinces. Les phénomènes d'amplitudes immédiatement inférieures sont ceux de variation des diamètres, d'effet bombé et lèvres des génératrices. Cependant, ils sont loin derrière avec des amplitudes quatre fois plus faibles que celle de l'ouverture des pinces.

La diminution du diamètre du cylindre extérieur est deux fois plus faible que celle du

diamètre intérieur.

La variation d'épaisseur des pinces est négative, ce qui correspond à une diminution de la largeur des sections droites, perpendiculaires à la ligne moyenne d'ouverture des pinces. La diminution maximale est observée en trempe huile, avec  $-59 \mu\text{m}$ .

La variation de la hauteur moyenne du croissant par rapport à l'état détensionné, est négative pour les trempes gaz, avec une diminution maximale de hauteur égale à  $-25 \mu\text{m}$  pour la pression de gaz de 3b, c'est-à-dire la drasticité la plus faible. Après trempe huile, le croissant est légèrement plus grand qu'après détensionnement, avec un gain de hauteur de  $7 \mu\text{m}$ . Concernant les deux autres phénomènes des plans, leur tendance est brusquement changée en trempe huile par rapport aux trempes gaz. Le phénomène d'inclinaison symétrique des plans voit son sens de rotation inversé en trempe huile. Les plans, plutôt fermés en trempes gaz, ce qui correspond à la contraction des génératrices en bout des pinces, s'ouvrent fortement en trempe huile ( $70 \mu\text{m}$ ).

### 2.1.3. Synthèse

Le résumé de la sensibilité des croissants de la nuance 1 face à la drasticité de trempe est le suivant :

- l'ouverture des pinces et l'écartement de la rainure sont les phénomènes dont l'amplitude est la plus **significative**, quelle que soit la drasticité ;
- les phénomènes liés à la **variation volumique** montre globalement une contraction volumique en trempes gaz et l'inverse en trempe huile. En effet, la diminution des diamètres des cylindres et de la hauteur ont un impact plus important que la variation d'écartement de la rainure ;
- les génératrices des cylindres sont toujours déformées en **bombé**, de **même amplitude** (comprise dans la marge d'erreur) ;
- les deux génératrices de la rainure sont en **diabolo**, de même amplitude, d'où une **symétrie** de l'effet ;
- les amplitudes des **phénomènes globaux** augmentent avec la drasticité, sauf en trempe huile : il s'agit de la variation des diamètres, de l'effet bombé des génératrices, de l'ouverture des pinces et de la variation de hauteur ;
- les amplitudes des **phénomènes locaux** augmentent toujours avec la drasticité de trempe : effet lèvres, variation d'épaisseur des pinces, écartement de la rainure, ouverture des plans et leur inclinaison symétrique ;
- les trempes gaz sont un effet plus homogène sur les phénomènes de déformations par rapport à la trempe huile : la **trempe 3 bars** est la plus favorable pour minimiser l'amplitude de l'ensemble des phénomènes de déformations pour cette nuance, la **trempe huile** est la plus défavorable ;
- pour finir, l'analyse des écarts résiduels confirme l'efficacité de l'optimisation, comme c'est le cas pour les deux croissants utilisés pour la trempe 3 bars (Figure IV - 3). Environ **90%** des écarts de mesure ont été expliqués avec les phénomènes de déformations utilisés. Les 10% restants correspondent à la non-prise en compte de la variabilité de l'amplitude des phénomènes locaux, aux points aberrants et aux bruits de mesure.

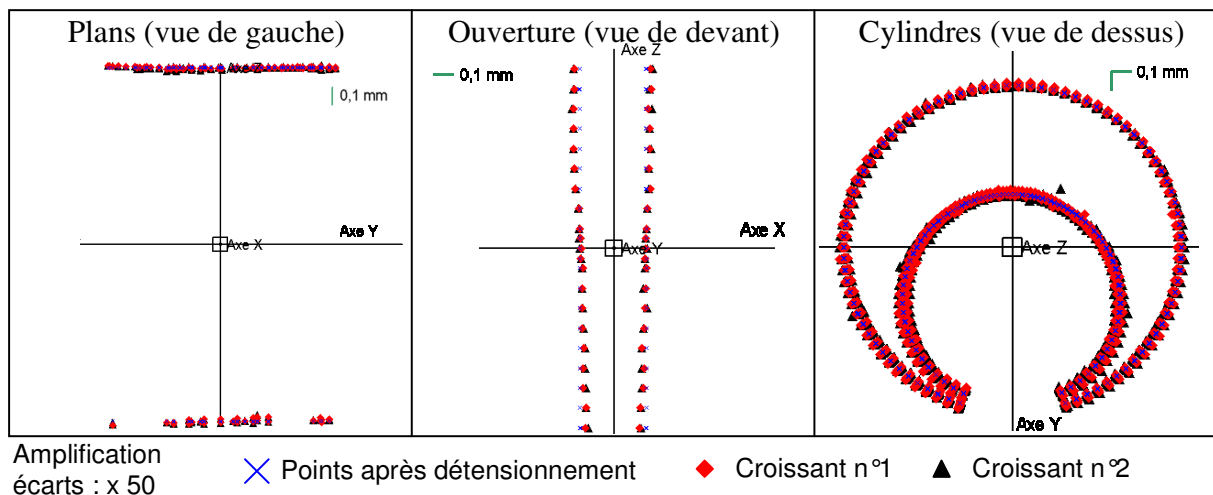


Figure IV - 3 : Ecartés résiduels après optimisation, nuance 1, trempe 3b

## 2.2. Nuance 2

### 2.2.1. Remarques générales

Les remarques générales sont ici les mêmes que celles données pour la nuance 1. Ainsi, l'analyse de la Figure IV - 4 révèle que :

- la variabilité des amplitudes des phénomènes de déformations est faible ;
- les phénomènes de déformations présents sur les cylindres extérieur et intérieur ainsi que sur la rainure sont de mêmes amplitudes ;
- l'augmentation de la drasticité de trempe a principalement pour effet la hausse des amplitudes des phénomènes de déformations à l'exception de certains phénomènes en trempe huile. Ces phénomènes, qui ne sont pas les mêmes que pour la nuance 1, sont la variation d'épaisseur des pinces et l'effet lèvres ;
- les amplitudes des phénomènes sont plus faibles que celles de la nuance 1.

### 2.2.2. Phénomènes de déformations remarquables

L'ouverture des pinces et leur écartement sont, à eux deux, les phénomènes dont l'amplitude est la plus grande, quelle que soit la drasticité de trempe. Les amplitudes maximales, obtenues en trempe huile, sont de 51  $\mu\text{m}$  pour l'ouverture des pinces et 172  $\mu\text{m}$  pour l'écartement de la rainure. Ces amplitudes sont largement inférieures à celles obtenues pour la nuance 1 en trempe huile, de respectivement 86% et 63%. Par ailleurs, le phénomène d'ouverture des pinces est d'évolution quasi constante en fonction de la drasticité, alors que l'écartement de la rainure augmente peu entre la trempe 3 bars et la trempe huile (+67%).

Les phénomènes d'amplitudes immédiatement inférieures sont l'effet lèvres, l'effet bombé et diabolo des génératrices des cylindres et de la rainure, et la variation de hauteur, pour finir. Les amplitudes de ces phénomènes sont proches de celles de l'ouverture et de l'écartement des pinces.

L'amplitude de l'effet lèvres des génératrices à l'extrémité des pinces diminue fortement en trempe huile. Dans le même temps, les génératrices de la partie massive, initialement bombées en trempes gaz, se déforment en diabolo en trempe huile, dont l'amplitude est supérieure à celle de l'effet lèvres. Ce comportement est l'inverse de celui observé avec la nuance 1.

Les diamètres sont quasiment inchangés en trempes gaz, tandis qu'ils augmentent en trempe huile, de 61  $\mu\text{m}$  pour l'extérieur et 24  $\mu\text{m}$  pour l'intérieur.

Une faible diminution d'épaisseur des pinces est observée en trempe gaz, la diminution maximale étant égale à -85  $\mu\text{m}$  en trempe huile.



Les trois phénomènes de déformations des plans sont de faibles amplitudes en trempes gaz, la géométrie des plans est donc proche de l'état détensionné. En trempes huile, ces trois phénomènes voient leur amplitude croître fortement. L'ouverture des plans est conséquente, avec un déplacement vertical maximal des points des plans de 117  $\mu\text{m}$ . L'inclinaison des plans suit celle de l'ouverture : cela aboutit à une augmentation de la hauteur de 25  $\mu\text{m}$ .

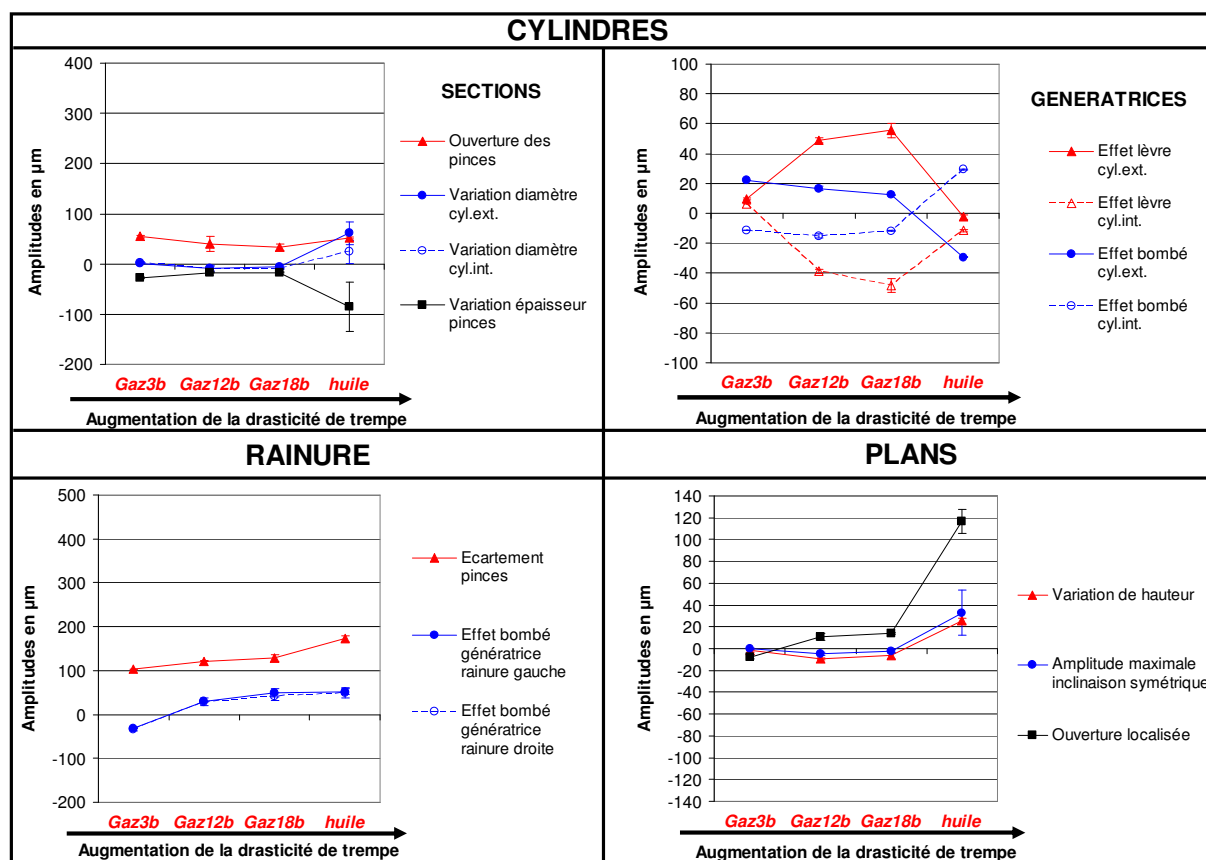


Figure IV - 4 : Influence de la drasticité de trempes sur les amplitudes des phénomènes de déformations des croissants - nuance 2

### 2.2.3. Synthèse

Le résumé de la sensibilité des croissants de la nuance 2 face à la drasticité de trempes est le suivant :

- l'ouverture des pinces et l'écartement de la rainure sont les phénomènes dont l'amplitude est la plus **significative**, quelle que soit la drasticité ;
- le **volume** est globalement inchangé en trempes gaz, tandis qu'il augmente en trempes huile ;
- en trempes gaz, les génératrices des cylindres sont déformées en **bombé** de **même amplitude**. Cet effet s'inverse en trempes huile avec leur mise en diabolo ;
- les deux génératrices de la rainure sont en **bombé** de même amplitude, sauf en trempes gaz 3 bars où elles sont en diabolo ;
- en trempes gaz, les amplitudes des **phénomènes globaux** sont très faibles et d'amplitude constante : pas de variation des diamètres et de la hauteur et faible amplitude (inférieure à 30  $\mu\text{m}$ ) pour la mise en bombé des génératrices. En trempes huile, les amplitudes de ces phénomènes globaux augmentent quelque peu, mais restent inférieures à 60  $\mu\text{m}$  ;
- les amplitudes des **phénomènes locaux** augmentent avec la drasticité de trempes, à l'exception de l'effet lèvres ;

- les trempes gaz ont moins d'impact sur les phénomènes de déformations par rapport à la trempe huile. Par ailleurs, l'augmentation de la pression de gaz n'entraîne pas forcément une augmentation des amplitudes des phénomènes. En effet, l'ouverture des pinces, leur variation d'épaisseur et l'effet bombé des génératrices sont minimales pour la pression de 18 bars ;
- la **trempe gaz 3 bars** est la plus adaptée pour minimiser les déformations de cette nuance, la **trempe huile** est la plus défavorable ;
- pour finir, l'analyse des écarts résiduels confirme l'efficacité de l'optimisation. Environ **92%** des écarts de mesure ont été expliqués avec les phénomènes de déformations utilisés.

En comparaison avec la nuance 1, quelques différences de comportements face à la drasticité sont relevées :

- les amplitudes des phénomènes de déformations sont **moins grandes**, notamment pour les phénomènes d'ouverture des pinces et d'écartement de la rainure ;
- le phénomène de déformation des génératrices de la partie massive est inversé en trempe huile, où elles sont en diabolos pour la nuance 2 ;
- les deux génératrices de la nuance 2 sont principalement en bombé tandis qu'elles sont en diabolos pour la nuance 1 ;
- le volume en trempes gaz est quasiment le même que celui obtenu après détensionnement, alors qu'il diminue pour la nuance 1.

## 2.3. Nuance 3

### 2.3.1. Remarques générales

Les remarques générales rejoignent celles données pour les deux nuances précédentes. Ainsi, l'analyse de la Figure IV - 5 révèle que :

- la variabilité des amplitudes est faible ;
- les phénomènes de déformations présents sur les cylindres extérieur et intérieur ainsi que sur la rainure sont de mêmes amplitudes ;
- même si la tendance est parfois moins nette que pour les deux nuances précédentes, l'augmentation de la drasticité de trempe a globalement pour effet la hausse des amplitudes des phénomènes de déformations. Les exceptions sont les phénomènes d'effet lèvre et de bombé des génératrices de la partie massive, en trempe huile ;
- les amplitudes des phénomènes de déformations de cette nuance se situe à mi-chemin entre celles de la nuance 1 (les plus élevées) et celles de la nuance 2 (les plus faibles).

### 2.3.2. Phénomènes de déformations remarquables

L'évolution des phénomènes de déformations de cette nuance face à la drasticité est majoritairement la même que pour la nuance 1.

Les phénomènes d'ouverture des pinces et leur écartement sont toujours ceux d'amplitude la plus grande, quelle que soit la drasticité de trempe. Les amplitudes maximales, obtenues en trempe huile, sont de 255  $\mu\text{m}$  pour l'ouverture des pinces et 254  $\mu\text{m}$  pour l'écartement de la rainure. Elles sont inférieures à celles obtenues pour la nuance 1 en trempe huile, de respectivement 28% et 46%.

Les phénomènes d'amplitudes immédiatement inférieures sont l'effet lèvre, l'effet bombé et diabolos des génératrices des cylindres et de la rainure, et la variation de hauteur, pour finir. Cependant, comme pour la nuance 1, les amplitudes de ces phénomènes sont en moyenne inférieures à 40  $\mu\text{m}$ , ce qui est près de quatre fois moins que les amplitudes d'ouverture des pinces et leur écartement.

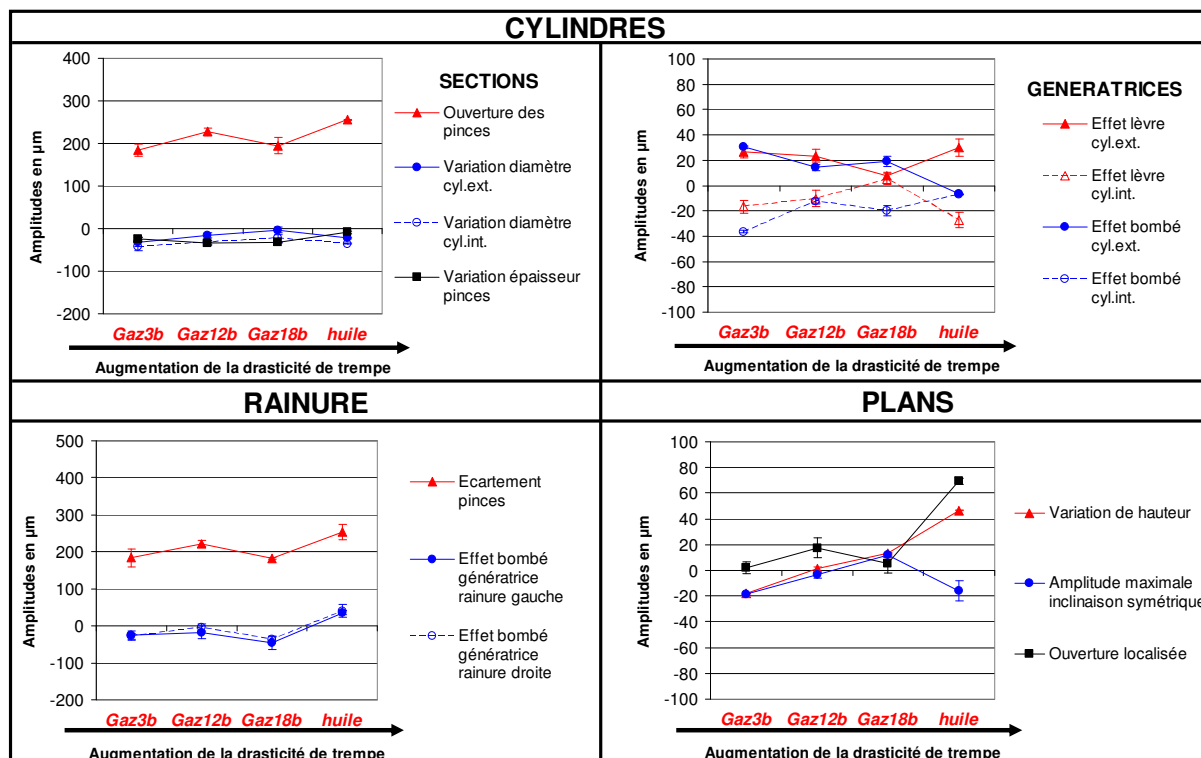


Figure IV - 5 : Influence de la drasticité de trempage sur les amplitudes des phénomènes de déformations des croissants - nuance 3

En trempes gaz, certains phénomènes ont une amplitude qui fluctue avec l'augmentation de la drasticité. La trempage gaz 12 bars est à l'origine d'une amplitude maximale des phénomènes d'ouverture des pinces, d'écartement et de mise en diabolos des deux génératrices de la rainure et de l'ouverture des plans. Cette même trempage provoque une amplitude minimale pour la mise en bombé des génératrices de la partie massive.

Comme pour la nuance 1, l'amplitude de l'effet lèvres des génératrices à l'extrémité des pinces augmente fortement en trempage huile tandis que l'amplitude de l'effet bombé des génératrices de la partie massive diminue dans le même temps. La diminution est ici telle que les génératrices sont quasiment rectilignes en trempage huile.

Les autres points communs avec la nuance 1 sont les suivants. Premièrement, la diminution du diamètre du cylindre extérieur est deux fois plus faible que celle du diamètre intérieur, quelle que soit la drasticité. Deuxièmement, l'épaisseur des pinces diminue avec une baisse maximale de  $-35 \mu\text{m}$  en trempage gaz 12 bars. Troisièmement, les phénomènes d'inclinaison symétrique des plans et l'ouverture localisée changent brusquement de tendance en trempage huile. En effet, l'inclinaison symétrique change de sens de rotation tandis que l'ouverture des plans augmente franchement et vaut  $69 \mu\text{m}$ .

Cependant, une différence de tendance est la variation de la hauteur moyenne du croissant par rapport à l'état détensionné. Dans le cas de la nuance 3, dès la pression de 12 bars, le croissant a une hauteur plus grande par rapport à celle après détensionnement. L'augmentation maximale est obtenue en trempage huile et vaut  $47 \mu\text{m}$ .

### 2.3.3. Synthèse

Le résumé de la sensibilité des croissants de la nuance 3 face à la drasticité de trempage est pratiquement le même que pour la nuance 1 :

- l'ouverture des pinces et l'écartement de la rainure sont les phénomènes dont l'amplitude est la plus **significative**, quelle que soit la drasticité ;
- le **volume** diminue globalement en trempages gaz, tandis qu'il augmente en trempage huile ;

- en trempes gaz, les génératrices des cylindres sont déformées en **bombé**, de **même amplitude**. Cet effet est quasiment nul en trempe huile ;
- les deux génératrices de la rainure sont en **diabolo**, de même amplitude, sauf en trempe huile où elles se déforment en bombé ;
- les amplitudes des **phénomènes globaux** augmentent avec la drasticté, sauf en trempe huile : il s'agit de la variation des diamètres, de l'effet bombé des génératrices, de l'ouverture des pinces et de la variation de hauteur ;
- les amplitudes des **phénomènes locaux**, à l'exception de l'effet lèvre, augmentent avec la drasticté de trempe : variation d'épaisseur des pinces, écartement de la rainure, ouverture des plans et leur inclinaison symétrique ;
- les trempes gaz ont moins d'impact sur les phénomènes de déformations par rapport à la trempe huile. Cependant, la pression de 12 bars entraîne plus de déformations que les pressions de 3 bars et 18 bars ;
- la **trempe gaz 3 bars** est la plus favorable pour minimiser les déformations de cette nuance, la **trempe huile** est la plus défavorable ;
- pour finir, l'analyse des écarts résiduels confirme l'efficacité de l'optimisation. Environ **91%** des écarts de mesure ont été expliqués avec les phénomènes de déformations utilisés.

#### 2.4. Conclusions de l'analyse à iso-nuance

Les remarques suivantes ressortent de cette analyse et sont valables pour les trois nuances étudiées :

- l'ouverture des pinces et l'écartement de la rainure sont les phénomènes les plus **significatifs**, quelle que soit la drasticté ;
- les amplitudes des phénomènes de déformations **augmentent** globalement avec la drasticté de trempe. Cependant, la valeur de drasticté de la trempe huile semble être une limite au-delà de laquelle les tendances peuvent s'inverser. C'est notamment le cas des phénomènes locaux, situés en bout des pinces, là où l'épaisseur du croissant est la plus faible, et qui sont fortement sensibles à l'augmentation de la vitesse de refroidissement ;
- la variation homogène des dimensions des croissants est la plus grande en trempe huile et elle correspond à une augmentation de volume. Une quantification précise est fournie au chapitre V de ce mémoire de thèse ;
- les déformations sont de **mêmes amplitudes** pour les cylindres extérieur et intérieur ;
- les déformations des deux génératrices de l'ouverture sont **symétriques** ;
- la **trempe gaz 3 bars** est la plus favorable pour minimiser les déformations, la **trempe huile** est la plus défavorable ;
- les déformations en trempe gaz sont plus homogènes et d'amplitudes moindres qu'en trempe huile, ce qui confirme les études présentes dans la littérature **[KES06] [ROS06]**.

Pour conclure, les nuances 1 et 3 comportent donc beaucoup de similitudes quant à l'évolution des amplitudes des phénomènes de déformations, face à la drasticté de trempe. Les valeurs sont toutefois quelque peu différentes, surtout pour les deux phénomènes les plus significatifs que sont l'ouverture des pinces et leur écartement. A en juger par les valeurs d'amplitudes de l'ensemble des phénomènes de déformations, les croissants de la nuance 1 sont les plus sensibles aux différentes trempes étudiées. A l'opposé, les croissants de la nuance 2 sont les moins sensibles. Il reste à confirmer ces conclusions avec l'analyse suivante, effectuée à iso-trempe.

### 3. ANALYSE A « ISO-TREMPE »

Ce deuxième regroupement des résultats permet de déterminer la nuance d'acier la moins sensible pour chacune des quatre gammes de refroidissement du croissant. Il s'agit en fait d'un autre point de vue, obtenu à partir de l'analyse à iso-nuance. L'ensemble des remarques émises dans la partie précédente sont donc toujours valables, notamment l'augmentation de l'amplitude des phénomènes de déformations avec l'augmentation de la drasticité.

#### 3.1. Trempe gaz 3b

En observant globalement les amplitudes des phénomènes de déformations (Figure IV - 6), il ressort que la **nuance 2** est la moins sensible à la trempe gaz 3 bars. Les nuances 1 et 3 ont quasiment la même sensibilité, car les amplitudes des phénomènes de déformations sont très proches.

Concernant les phénomènes de déformations des cylindres, il est intéressant de noter les points suivants :

- l'ouverture des pinces est la plus faible pour la nuance 2 avec une amplitude de 55  $\mu\text{m}$ , soit 4 fois moins que pour les deux autres nuances. L'ouverture est plus grande pour la nuance 3 par rapport à la nuance 1 ;
- la variation des diamètres est nulle pour la nuance 2 alors que ceux-ci diminuent en moyenne de 15  $\mu\text{m}$  pour la nuance 1 et 35  $\mu\text{m}$  pour la nuance 3 ;
- la diminution d'épaisseur des pinces est la même pour les trois nuances (-28  $\mu\text{m}$ ) ;
- les déformations des génératrices, que ce soit l'effet lèvre ou l'effet bombé, sont faibles, les amplitudes de ces phénomènes étant inférieures à 40  $\mu\text{m}$ . L'effet lèvre est le plus faible pour la nuance 2 (8  $\mu\text{m}$ ), tandis que l'effet bombé est le plus petit pour la nuance 1 (17  $\mu\text{m}$ ).

Pour les phénomènes de déformations de la rainure et des plans, les remarques sont les suivantes :

- l'écartement des pinces au niveau de la rainure est le plus faible pour la nuance 2 avec une amplitude de 103  $\mu\text{m}$ , soit 2 fois moins que pour les deux autres nuances. L'écartement est plus grand pour la nuance 1 par rapport à la nuance 3 ;
- l'amplitude de la mise en bombé des deux génératrices de la rainure est la plus faible pour la nuance 1 (10  $\mu\text{m}$ ). L'amplitude est trois fois plus grande pour la nuance 3, ce qui la place en dernière position ;
- la variation de hauteur, l'inclinaison symétrique et l'ouverture des plans n'existent quasiment pas pour la nuance 2. A l'opposé, ces trois phénomènes sont d'amplitudes maximales pour la nuance 1 avec respectivement, -25  $\mu\text{m}$ , -17  $\mu\text{m}$  et 24  $\mu\text{m}$ .

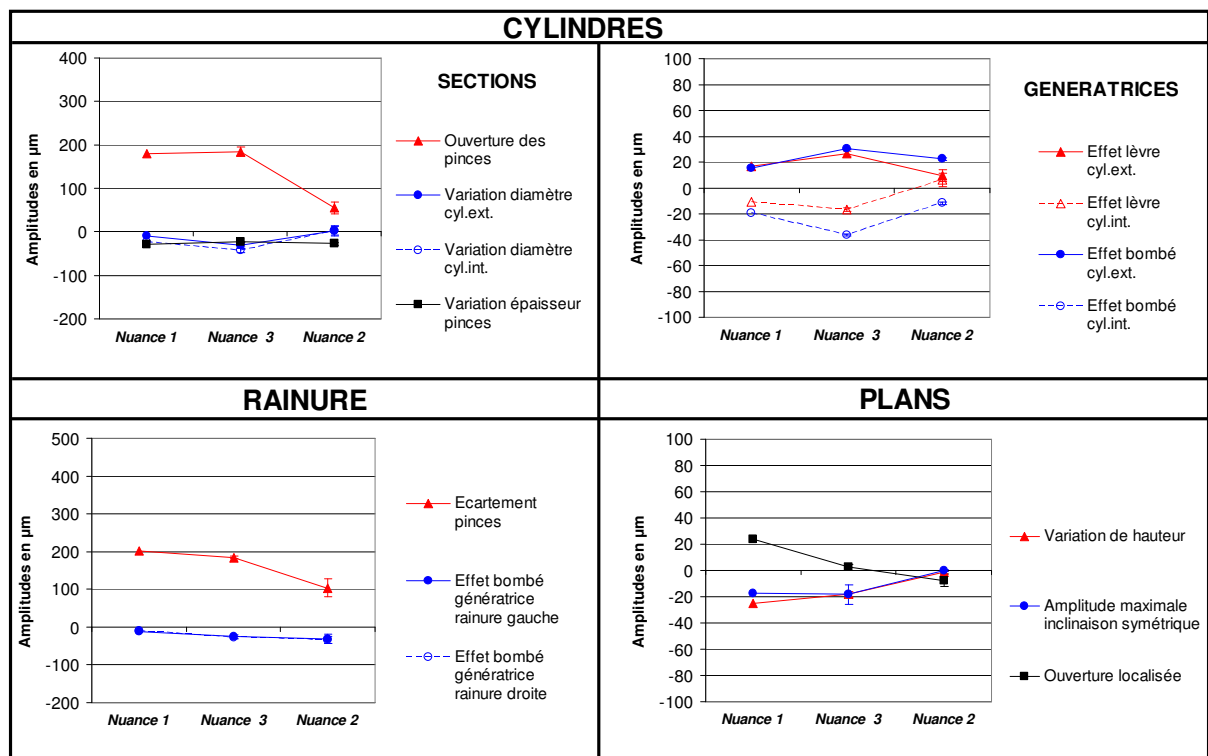


Figure IV - 6 : Influence de la nuance d'acier sur les amplitudes des phénomènes de déformations des croissants en trempé gaz 3 bars

### 3.2. Trempe gaz 12b

L'observation de la nuance la moins sensible est moins directe que pour la trempé gaz à 3 bars. En effet, si les phénomènes d'ouverture et d'écartement des pinces sont de faibles amplitudes pour la nuance 2, ce n'est pas le cas des phénomènes de déformations des génératrices des cylindres. Une comparaison entre nuance est donc effectuée phénomène par phénomène.

Concernant les phénomènes de déformations des cylindres, les observations sont les suivantes :

- l'ouverture des pinces est la plus faible pour la nuance 2 avec une amplitude de 39  $\mu\text{m}$ , qui est plus faible que celle obtenue avec la pression de 3 bars. L'amplitude de l'ouverture est 6 fois plus élevée pour la nuance 3 avec 227  $\mu\text{m}$  et 8 fois plus pour la nuance 1, avec 298  $\mu\text{m}$ .
- avec -9  $\mu\text{m}$ , la variation des diamètres est quasiment nulle pour la nuance 2. Ceux-ci diminuent en moyenne de 24  $\mu\text{m}$  pour la nuance 3 et 58  $\mu\text{m}$  pour la nuance 1 ;
- la diminution d'épaisseur des pinces est la plus faible pour la nuance 2 (-17  $\mu\text{m}$ ), et vaut -37  $\mu\text{m}$  pour les deux autres nuances ;
- avec une amplitude de 14  $\mu\text{m}$ , la mise en bombé des génératrices est minimale pour la nuance 3 et avec 60  $\mu\text{m}$ , elle est maximale pour la nuance 1 ;
- l'amplitude de l'effet lèvres est la plus petite pour la nuance 1 (10  $\mu\text{m}$ ) et la plus élevée pour la nuance 2 (45  $\mu\text{m}$ ).

Pour les phénomènes de déformations de la rainure et des plans, les remarques sont les suivantes :

- l'écartement des pinces est minimal pour la nuance 2 avec une amplitude de 121  $\mu\text{m}$ , soit à peine plus qu'en trempé gaz 3 bars. L'écartement est environ 2 fois plus élevé pour les deux autres nuances : 202  $\mu\text{m}$  pour nuance 1 et 222  $\mu\text{m}$  pour la 3 ;

- l'amplitude du phénomène de déformation des génératrices de la rainure est la plus faible pour la nuance 3, avec une mise en diabolo de 10  $\mu\text{m}$ . Les génératrices sont en diabolo de forte amplitude (-110  $\mu\text{m}$ ) pour la nuance 1, tandis qu'elles sont faiblement bombées (29  $\mu\text{m}$ ) pour la nuance 2 ;
- la variation de hauteur et l'inclinaison symétrique sont nulles pour la nuance 3. Une faible diminution de hauteur, moins de 10  $\mu\text{m}$ , est observée pour les deux autres nuances. L'inclinaison symétrique des plans est maximale pour la nuance 1, avec un déplacement vertical maximal des points en bout de bras de levier de -37  $\mu\text{m}$  ;
- les plans s'ouvrent pour les nuances 3 et 2, d'une amplitude similaire égale à 12  $\mu\text{m}$  et qui est comprise dans la plage d'erreur. Pour la troisième nuance, les plans se ferment, d'une amplitude de -39  $\mu\text{m}$ .

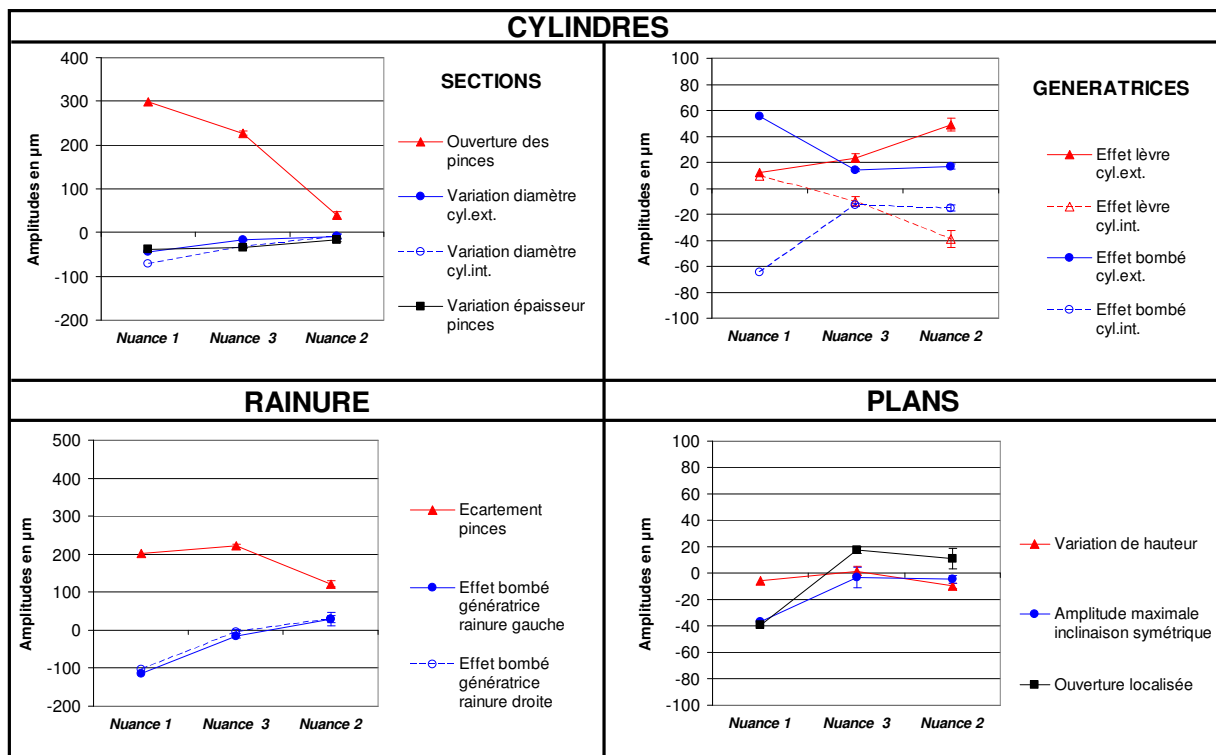


Figure IV - 7 : Influence de la nuance d'acier sur les amplitudes des phénomènes de déformations des croissants en trempé gaz 12 bars

Compte tenu de ces remarques, il apparaît que la nuance 2 permet de minimiser fortement les phénomènes que sont l'ouverture des pinces et leur écartement, la variation des diamètres des cylindres et la mise en bombé de leurs génératrices. Néanmoins, elle se révèle plus sensible à d'autres phénomènes que sont l'effet lèvres, la déformation des deux génératrices de la rainure et la variation de hauteur.

### 3.3. Trempe gaz 18b

Par rapport à la pression de 12 bars, l'utilisation de cette pression supérieure n'entraîne qu'une faible augmentation des amplitudes des phénomènes de déformations (Figure IV - 8). Les remarques et les conclusions données dans le paragraphe précédent s'appliquent également dans ce cas.

La nuance 2 est encore une fois la moins sensible à l'ensemble des phénomènes de déformations, même si certains d'entre eux sont mieux minimisés par la nuance 3. Il s'agit de l'effet lèvres, de l'effet bombé des génératrices de la rainure, de la variation de hauteur des

plans et leur inclinaison symétrique.

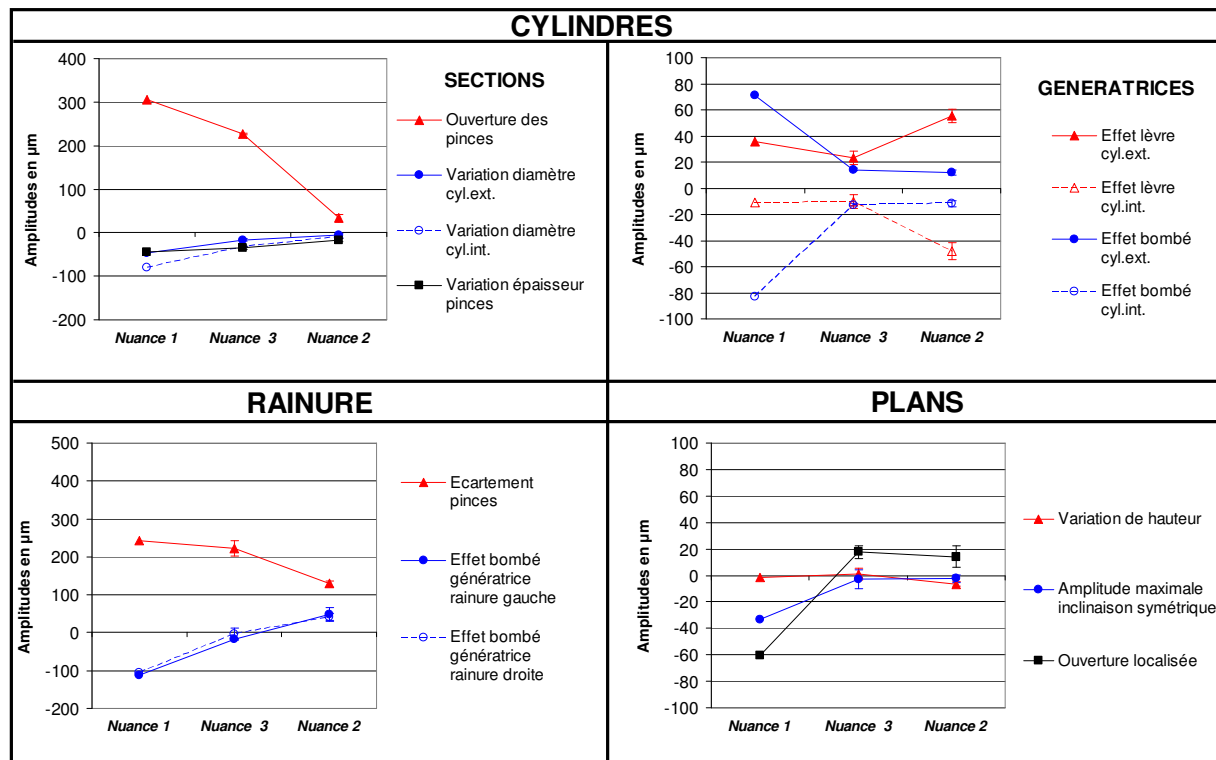


Figure IV - 8 : Influence de la nuance d'acier sur les amplitudes des phénomènes de déformations des croissants en trempé gaz 18 bars

### 3.4. Trempe huile

Tout comme pour les trempes gaz, les amplitudes des phénomènes d'ouverture des pinces et de leur écartement sont, de loin, les plus faibles avec la nuance 2 (Figure IV - 9).

Concernant les autres phénomènes de déformations des croissants, la supériorité de la nuance 2 est sujette à discussion. En effet, une rapide comparaison des amplitudes de ces autres phénomènes, obtenues en trempé huile avec celles de la trempé gaz 18 bars, révèle une inversion de leurs tendances. C'est le cas de la variation d'épaisseur des pinces, de la variation des diamètres, de l'effet lèvres et bombé des génératrices des cylindres et des trois phénomènes des plans. Comme pour les trempes gaz, la comparaison des amplitudes est réalisée phénomène par phénomène.

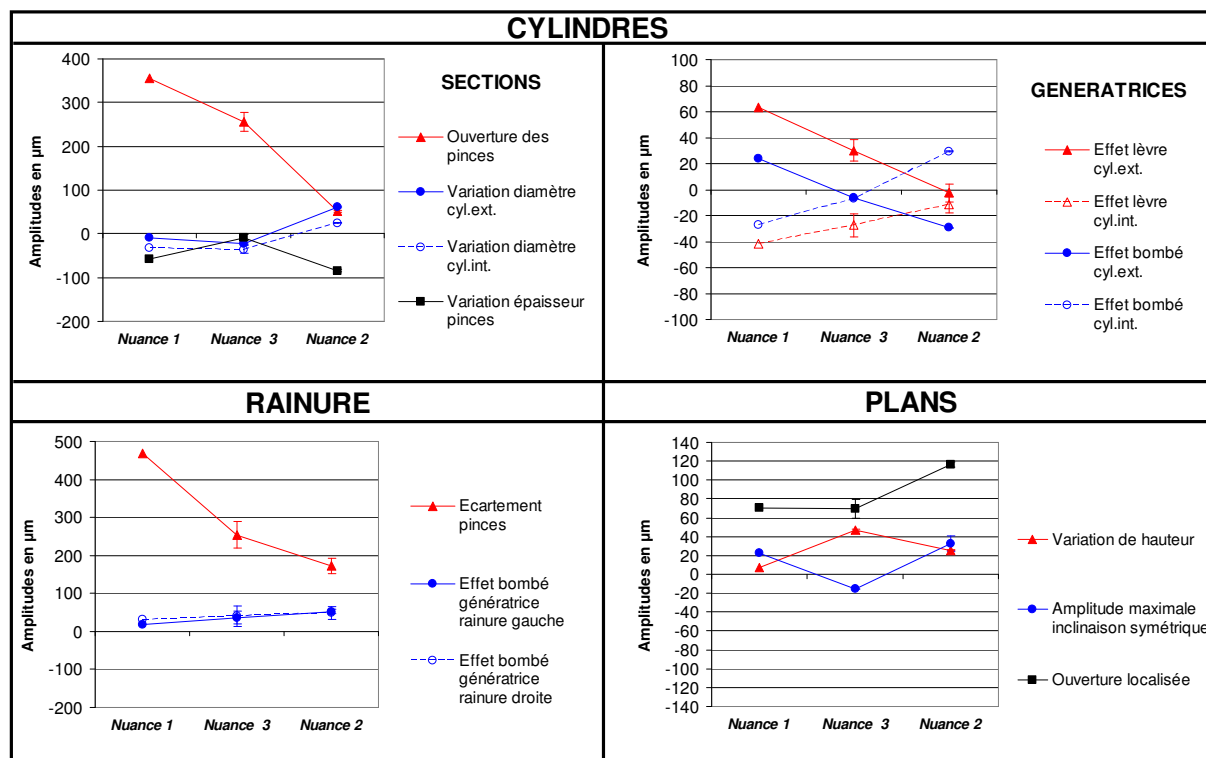
Concernant les phénomènes de déformations des cylindres, les observations sont les suivantes :

- l'ouverture des pinces est la plus faible pour la nuance 2 avec une amplitude de 51  $\mu\text{m}$ , cette valeur étant constante quelle que soit la drasticité. Ce qui n'est pas le cas des deux autres nuances, dont l'amplitude a augmenté par rapport à la trempé gaz 18 bars. L'amplitude de l'ouverture est 5 fois plus élevée pour la nuance 3 avec 255  $\mu\text{m}$  et 7 fois plus pour la nuance 1, avec 355  $\mu\text{m}$  ;
- par rapport aux trempes gaz, la variation des diamètres n'est plus nulle pour la nuance 2 et ceux-ci augmentent en moyenne de 43  $\mu\text{m}$ . Avec respectivement une amplitude de -21  $\mu\text{m}$  et -29  $\mu\text{m}$  pour les nuances 1 et 3, les diamètres diminuent et les amplitudes, en valeurs absolues, sont plus faibles que pour la nuance 2 ;
- la diminution d'épaisseur des pinces est la plus grande pour la nuance 2 (-85  $\mu\text{m}$ ) et la plus faible pour la nuance 3 (-9  $\mu\text{m}$ ) ;
- les phénomènes de déformations des génératrices extérieures en intérieures de



la partie massive des croissants des trois nuances sont totalement différents. Celles des nuances 1 et 2 se déforment physiquement toutes dans le même sens ; en bombé. Pour la nuance 3, les génératrices extérieures et intérieures se déforment dans un sens physiquement opposé<sup>10</sup>, les premières sont en diabolo et les secondes en bombé. Les valeurs absolues des amplitudes sont les plus faibles pour la nuance 3 (7  $\mu\text{m}$ ), suivie des nuances 1 (25  $\mu\text{m}$ ) et 2 (29  $\mu\text{m}$ ).

- la valeur absolue de l'amplitude de l'effet lèvres est la plus petite pour la nuance 2 (7  $\mu\text{m}$ ) et la plus élevée pour la nuance 1 (52  $\mu\text{m}$ ).



**Figure IV - 9 : Influence de la nuance d'acier sur les amplitudes des phénomènes de déformations des croissants en trempé huile**

Pour les phénomènes de déformations de la rainure et des plans, les remarques sont les suivantes :

- l'écartement des pinces est minimal pour la nuance 2 avec une amplitude de 172  $\mu\text{m}$ . L'écartement est 1,5 fois plus élevé pour la nuance 3 et 3 fois plus grand pour la nuance 1 ;
- l'amplitude du phénomène de déformation des génératrices de la rainure est la plus faible pour la nuance 1, avec une mise en bombé de 23  $\mu\text{m}$ . L'amplitude maximale est obtenue avec la nuance 2 (50  $\mu\text{m}$ ) ;
- la hauteur des croissants des trois nuances augmente par rapport à leur valeur après détensionnement, l'amplitude maximale étant atteinte par la nuance 3 avec 47  $\mu\text{m}$ , la minimale avec la nuance 1 avec 7  $\mu\text{m}$  ;
- la valeur absolue de l'inclinaison symétrique des plans est quasiment la même pour les trois nuances, avec une valeur d'une vingtaine de micromètres ;
- les plans s'ouvrent pour les trois nuances, l'amplitude étant la plus faible pour les nuances 1 et 3 (70  $\mu\text{m}$ ) et la plus élevée pour la dernière (117  $\mu\text{m}$ ).

La nuance 2 est à nouveau la moins sensible à la majorité des phénomènes de

<sup>10</sup> Ce sens n'est pas celui de l'identification. Le lecteur peut se référer au troisième paragraphe de l'introduction de ce chapitre pour de plus amples explications.

déformations. Néanmoins, la nuance 3 est plus adéquate pour minimiser les phénomènes de mise en bombé des génératrices des cylindres et la variation d'épaisseur des pinces. La nuance 1 convient mieux, quant à elle, pour minimiser la variation des diamètres des cylindres, la mise en bombé des deux génératrices de la rainure et les trois phénomènes de déformations des plans.

### 3.5. Conclusions de l'analyse à iso-trempe

Les croissants des nuances 1 et 3 se déforment globalement plus que ceux de la nuance 2, et ce quelle que soit la drasticité de trempe. C'est clairement le cas pour les phénomènes d'ouverture des pinces et de l'écartement de la rainure. Néanmoins, selon les trempes considérées, ces deux nuances s'avèrent plus adaptées :

- en trempe huile, pour minimiser le changement volumique homogène, avec les phénomènes de variation des diamètres des cylindres et la variation de hauteur du croissant ;
- en trempes gaz 12 bars, 18 bars et huile, pour minimiser les déformations bombé ou diabolé des génératrices des cylindres et de la rainure, et les phénomènes locaux aux extrémités des pinces, comme l'effet lèvre et l'ouverture des plans.

La littérature industrielle souligne que l'acier de cémentation de nuance 2 est de moyenne trempabilité et de constance dimensionnelle face au traitement thermique [STR\*\*] [THY\*\*]. C'est ce qui est vérifié, dans cette étude, sur la géométrie du croissant. La nuance 2 est la plus apte à minimiser la déformation globale de la géométrie du croissant, quelle que soit la drasticité de la trempe. Par ailleurs, les amplitudes de la majorité des phénomènes de déformations de la nuance 2 n'augmentent que peu, malgré l'augmentation des vitesses de refroidissement en trempes gaz. Les phénomènes liés à la variation de volume, à savoir principalement la variation des diamètres et de la hauteur, sont quasiment nuls. L'augmentation des amplitudes est beaucoup plus sensible en trempe huile et s'accompagne d'une augmentation du volume.

Cependant, ce classement favorable à la nuance 2 est biaisé par le fait que cette nuance n'est pas au même état structural final que les deux autres nuances. C'est ce que prouve l'analyse à iso-dureté, présentée dans la partie suivante, et dans laquelle il est observé que la trempabilité<sup>11</sup> de la nuance 2 est beaucoup moins bonne que celles des autres nuances étudiées.

## 4. ANALYSE A ISO-DURETE

Dans cette partie, il s'agit de comparer les amplitudes des phénomènes de déformations entre les croissants à mêmes propriétés mécaniques finales. Le critère retenu est celui de la dureté, reflétant la répartition des structures métallurgiques au sein du croissant. Ce critère est couramment utilisé pour les produits mécaniques fonctionnant au sein d'un mécanisme et pour lesquels des valeurs de dureté sont exigées à la fois en surface et à cœur. A partir de cela, les croissants des trois nuances correspondant aux mêmes valeurs de dureté seront comparés afin de comparer les amplitudes des phénomènes de déformations.

### 4.1. Mesures des duretés des croissants

Des mesures de microduretés ont été réalisées sur les croissants. Les pièces ont été tronçonnées à la hauteur  $h=0$  mm, donc à mi-hauteur de croissant. Cela permet d'inclure la zone à cœur, qui est refroidie la moins vite, et où s'effectue, en dernier, les transformations de

---

<sup>11</sup> La trempabilité d'un acier correspond à sa capacité à former de la martensite.

phases. Les essais sont de type Vickers, la charge appliquée sur l'embout pyramidal étant de 4,90 newtons.

L'incertitude de mesure du microduromètre digital utilisé, modèle VMHT30M, du fabricant Leica est faible. En effet, selon les constructeurs de ce type d'appareils, ils permettent une grande répétabilité lors des mesures de dureté Vickers, grâce au contrôle par micro-indentation [ESC\*\*]. Par contre, il existe une erreur sur la valeur de dureté car celle-ci dépend de la structure locale du matériau où est effectuée l'empreinte, notamment la fraction d'atomes de carbone. Aussi, un test de micro dureté donne une empreinte plus petite sous faible charge et la dureté est fortement affectée par l'hétérogénéité de la structure locale. A l'inverse, un test de macro dureté, effectué avec une charge importante, génère une empreinte de plus grande taille, ce qui permet d'obtenir une dureté moyenne sur une zone où la structure semble plus homogène.

La norme ISO EN 6507 [ISO05] indique la méthode d'essai de dureté Vickers pour les matériaux métalliques. Elle spécifie également l'erreur sur la valeur de dureté, suivant la masse appliquée et la valeur de dureté mesurée (Tableau IV - 1). Ainsi, pour une dureté de 600 Hv0,5, la plage d'erreur est de 7%, soit 42 Hv d'erreur maximale. Cette erreur diminue avec l'augmentation de la charge (moyenne des duretés locales).

Charges	Duretés obtenues						
	200	300	400	500	600	700	800
HV 0.05	10						
HV 0.1	8	9	10				
HV 0.5	5	5	6	6	7	7	8
HV 1	4	4	4	5	5	5	6
HV 5	3	3	3	3	3	3	3
HV 10	3	3	3	3	3	3	3
HV 30	3	2	2	2	2	2	2
HV 100	2	2	2	2	2	2	2

Tableau IV - 1 : Erreur maximale en dureté Vickers (en %)

Les empreintes sont effectuées sur 7 zones différentes d'une demi-section de croissant. Les valeurs de dureté de ces zones, ainsi que la dureté moyenne, avec l'erreur associée, sont données dans le Tableau IV - 2.

zones	Nuance 1			Nuance 2				Nuance 3				Nuance 4	
	huile	3 b	12 b	18 b	huile	3 b	12 b	18 b	huile	3 b	12 b	18 b	huile
35/36	550	434	453	456	416	229	279	321					586
31/32	532	453	453	458	338	235	292	273					615
22/27	500	396	459	473	288	251	279	262					643
16/12	475	368	448	511	290	254	280	300					648
1/6	472	398	445	470	264	234	252	250	504	303	351	366	614
5/10	490	336	410	428	285	246	244	252	504	304	360	375	630
3/8	509	374	457	466	283	247	270	269	500	299	359	374	603
Moyenne	504	394	446	466	309	242	271	275	503	302	357	372	620
Erreur max.	30	24	27	28	15	12	14	14	30	15	21	22	43

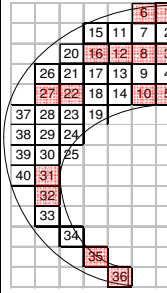


Tableau IV - 2 : Duretés HV0.5 des croissants des trois nuances principales, à h=0mm

La dureté augmente en fonction de la drastivité de la trempe, et ce pour chaque nuance. Les valeurs de duretés sont les plus grandes en trempe huile, puis, en ordre décroissant, en trempe gaz 18, 12 et 3 bars. Les nuances 1 et 3 sont les plus dures, avec une valeur de dureté moyenne 30% plus grande que celle de la nuance 2. Les structures finales ne sont pas les mêmes suivant les nuances, ce qui signifie que les aciers n'ont pas subi les mêmes transformations de phases, à partir de la structure entièrement austénitique obtenue à 930°C. Or, d'après l'étude bibliographique du chapitre I, suivant la phase transformée durant la trempe, les déformations ne sont pas de la même importance. Les nuances 1 et 3 ont plutôt

une structure finale bainitique et martensitique, avec d'autant plus de martensite que la dureté est élevée. Par contre, la nuance 2 correspond à une structure ferrito-bainitique, avec une structure martensitique moins développée.

La nuance 2 n'a donc pas la même sensibilité que les autres aux vitesses de refroidissement, et, n'ayant que peu de martensite, les déformations y sont plus faiblement prononcées. Cette remarque est cohérente avec les analyses quantitatives des phénomènes de déformations, menées à iso-nuance et iso-trempe.

#### **4.2. Comparaison quantitative des croissants à iso-dureté à cœur**

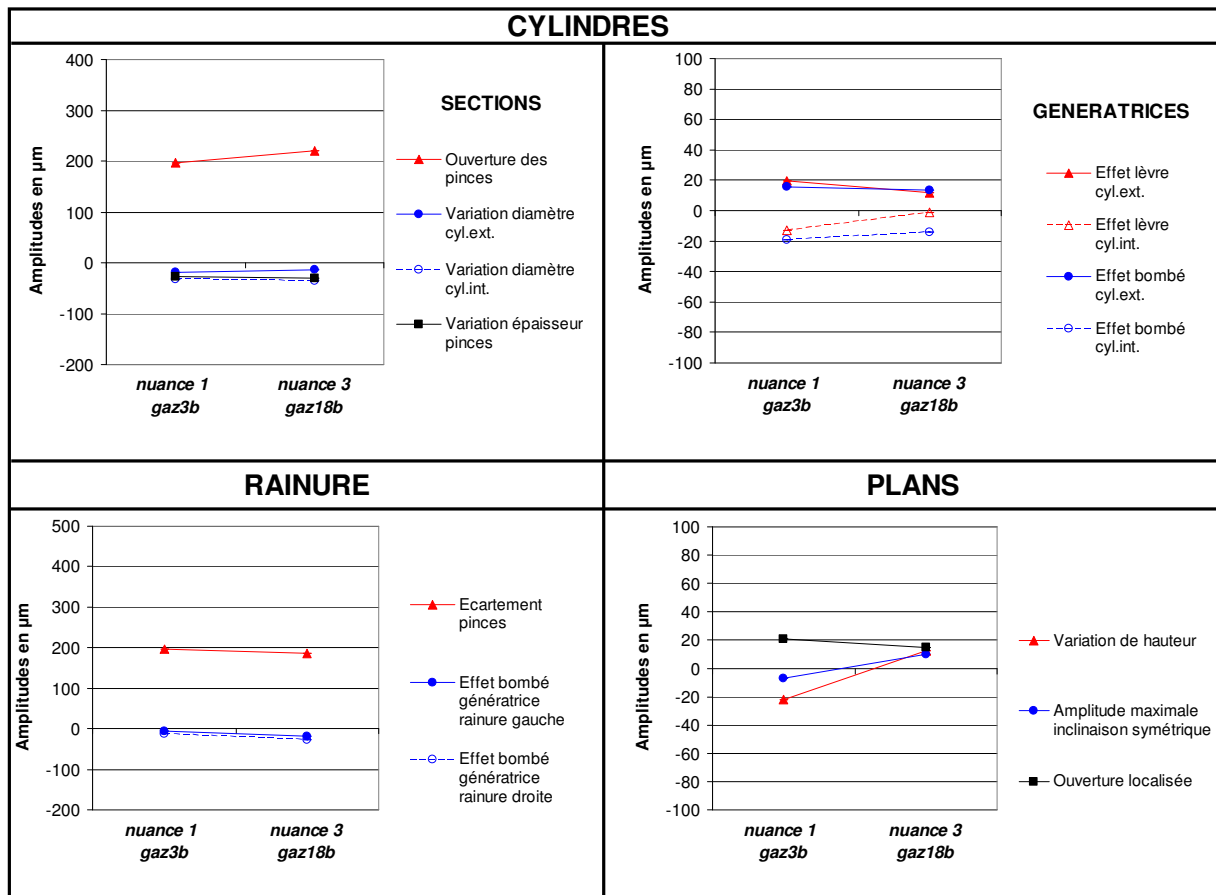
La dureté à cœur (zone 3/8) est ici le critère retenu pour déterminer les croissants comparables en termes de propriétés mécaniques. Cette zone massive étant la plus lentement refroidie, elle est le siège des dernières transformations de phases, et la dureté y est la plus faible. A l'opposé, dans les zones en surface et dans les faibles épaisseurs, comme les pinces (zones 35/36 et 31/32), la martensite peut rapidement se former car le refroidissement y est important.

Partant des remarques précédentes, peu de croissants des trois nuances et des quatre trempes ont des valeurs de dureté à cœur proches. Seules les nuances 1 et 3 présentent deux séries de croissants de même dureté, à 500 Hv<sub>0,5</sub> et 374 Hv<sub>0,5</sub>. Les croissants de la nuance 2 présentent une dureté à cœur bien moindre, avec un maximum de 283 Hv<sub>0,5</sub> en trempe huile. Quant à ceux de la nuance 4, trempés à l'huile, la dureté à cœur est très élevée, avec une valeur de 603 Hv<sub>0,5</sub>.

La comparaison quantitative des phénomènes de déformations porte donc sur le croissant de nuance 1, trempé au gaz à 3 bars, et le croissant de nuance 3, trempé au gaz à 18 bars. Les résultats quantitatifs de ces deux croissants sont présentés dans la Figure IV - 10. La conclusion est assez nette, puisque les amplitudes des phénomènes de déformations sont très semblables entre les deux croissants à iso-dureté.

Concernant les cylindres, les observations sont les suivantes :

- le phénomène d'ouverture des pinces est le plus significatif en termes d'amplitude. Les amplitudes sont proches, à 13% près, avec une moyenne de 209  $\mu\text{m}$  pour les deux croissants ;
- les diamètres des cylindres extérieur et intérieur diminuent d'une même valeur moyenne, égale à 24  $\mu\text{m}$  ;
- les pinces diminuent d'épaisseur, d'une même valeur égale à -30  $\mu\text{m}$  ;
- les génératrices de la partie massive se déforment en bombé, d'une amplitude moyenne de 15  $\mu\text{m}$  pour les deux croissants ;
- les génératrices en bout des pinces se déforment suivant l'effet lèvre, mais l'amplitude entre les deux croissants diffère de 60%. L'amplitude la plus élevée (16  $\mu\text{m}$ ) est celle du croissant de la nuance 1, trempé au gaz à la pression de 3 bars.



**Figure IV - 10 : Comparaison des amplitudes des phénomènes de déformations des croissants de même dureté finale**

Concernant les plans et la rainure, les observations sont les suivantes :

- le phénomène dont l'amplitude est la plus grande est celui d'écartement des pinces, avec une amplitude moyenne de 191  $\mu\text{m}$  et une différence relative de 6% entre les deux croissants ;
- les deux génératrices de la rainure sont déformées en diabolo. L'amplitude est plus importante (-23  $\mu\text{m}$ ) pour le croissant de la nuance 3, trempé au gaz à 18 bars, ce qui représente 2,5 fois plus que pour l'autre croissant ;
- l'ouverture localisée des plans vaut 18  $\mu\text{m}$  en moyenne, avec une différence relative de 29% entre les deux croissants ;
- l'inclinaison symétrique est minimale pour le croissant de la nuance 1 avec une amplitude de -7  $\mu\text{m}$ . Cette inclinaison est inversée pour l'autre croissant et l'amplitude vaut 10  $\mu\text{m}$  ;
- la variation de hauteur est plus faible pour le croissant de la nuance 3, avec une augmentation de 13  $\mu\text{m}$ . Pour l'autre croissant, il s'agit d'une diminution de hauteur, valant -22  $\mu\text{m}$ .

### 4.3. Conclusions de l'analyse à iso-dureté

Les amplitudes des phénomènes de déformations sont pratiquement les mêmes pour les deux croissants, de nuance différente, mais de même état microstructural final. En conséquence, afin de déterminer la nuance d'acier la moins sensible aux déformations pour une trempe donnée, il est important de connaître l'histoire métallurgique de l'acier avant de réaliser la trempe. L'utilisation de vitesses de refroidissement, permettant d'obtenir alors la même réparation des structures finales au sein du croissant, est une condition capitale pour

comparer les déformations entre croissants de nuances différentes, mais de trempabilité différentes.

Les conclusions formulées lors des analyses à iso-nuance et à iso-trempe sont donc changées avec l'analyse à iso-dureté des croissants.

Lors des analyses à iso-trempe, il est apparu que la nuance 1 présentait les amplitudes les plus grandes pour la plupart des phénomènes de déformations. Mais, à iso-dureté, les amplitudes sont comparables à celles de la nuance 3. La nuance 1 fait donc aussi bien en termes de duretés et de déformations, et nécessite de surcroît moins d'énergie car la pression de gaz est plus faible, ce qui diminue le coût de trempe.

Par ailleurs, si la 2 est la nuance la moins sensible aux déformations, ses caractéristiques finales ne sont pas forcément adaptées aux exigences fonctionnelles du produit mécanique. En effet, les duretés sont faibles, même dans le cas de la trempe huile où la drasticité de trempe est maximale : elles plafonnent à une valeur de 300 Hv<sub>0,5</sub> en surface et 270 Hv<sub>0,5</sub> à cœur. De plus, à isodureté, les amplitudes des phénomènes de déformations, obtenues avec la nuance 2, ne sont plus si avantageuses par rapport à celles des deux autres nuances. Avec des duretés moyennes supérieures de 38%, les croissants de la nuance 1, trempés au gaz à 3 bars et ceux de la nuance 3, trempés au gaz à 18 bars présentent des déformations qui sont acceptables par rapport à la nuance 2.

## 5. CONCLUSIONS

La quantification des phénomènes de déformations des éléments simples des croissants, réalisable grâce à la méthode présentée au chapitre II, a permis de réaliser une comparaison immédiate et rapide entre les nuances d'acier, d'une part et les trempes huile et gaz, d'autre part.

Le comportement des trois nuances étudiées dans ce chapitre n'est généralement pas le même d'une nuance à l'autre et d'une trempe à l'autre. Cependant, les points communs suivants émergent :

- l'ouverture des pinces et l'écartement de la rainure sont les phénomènes dont l'amplitude est la plus significative, quelle que soit la drasticité ;
- les phénomènes de déformations locaux (effet lèvres et ouverture des plans en bout des pinces) ne suivent pas la même tendance que les phénomènes globaux, dont l'évolution est cohérente avec l'augmentation de la drasticité de trempe ;
- les amplitudes des phénomènes de déformations augmentent globalement avec la drasticité de trempe ;
- la variation homogène des dimensions des croissants est la plus grande en trempe huile ;
- la variation hétérogène des dimensions est la plus faible pour la trempe 3 bars et est la plus élevée pour la trempe huile.

La différence principale entre les trois nuances est que la nuance 2 est la plus apte pour minimiser les amplitudes des phénomènes de déformations ainsi que les changements de volume, et cela, quelle que soit la trempe utilisée. Cependant, même si les amplitudes demeurent toujours inférieures à celles des deux autres nuances, la nuance 2 est moins dure d'environ 38%. L'analyse des deux croissants de dureté comparable, un de la nuance 1 trempé au gaz à 3 bars, l'autre de la nuance 3, trempé au gaz à 18 bars, montre que les amplitudes sont similaires. La nuance 1 est alors la plus intéressante pour à la fois minimiser l'ensemble des déformations, obtenir une répartition des duretés au sein du produit qui soit satisfaisante en termes de sollicitation mécaniques et minimiser le coût de la trempe.

L'utilisation de la géométrie « croissant » a pour intérêt premier, la validation de

nuances permettant de minimiser les déformations, pour une gamme de vitesses refroidissement adéquate et un état structural final désiré. La présence des trois gradients d'épaisseur au sein du croissant génère la gamme des différentes vitesses de refroidissement, qui, par la suite, sont à l'origine d'une combinaison complexe, dépendante du temps de trempe, entre les gradients thermique, métallurgique et mécanique présents au sein du croissant. De cette façon, le gradient d'épaisseur de la géométrie des produits mécaniques industriels est pris en compte par l'intermédiaire des vitesses de refroidissement.

Le deuxième intérêt de la géométrie du croissant est qu'il permet de valider les outils de simulation numérique, par le test de la sensibilité de la nuance d'acier face à diverses gammes de vitesses de refroidissement. Aussi, le chapitre suivant consiste à confronter les résultats expérimentaux avec ceux obtenus avec l'outil numérique à base d'éléments finis.

# **CHAPITRE V : EXPLOITATION DE LA METHODOLOGIE POUR LA CONFRONTATION DES RESULTATS EXPERIMENTAUX AUX SIMULATIONS NUMERIQUES**



# TABLE DES MATIERES

<b>1. SIMULATION NUMERIQUE DES TRAITEMENTS THERMIQUES.....</b>	<b>150</b>
1.1. Présentation du logiciel Forge® 2008 et de son module de trempe _____	150
1.2. Détermination du pas de température optimal _____	151
1.3. Détermination du maillage optimal utilisé lors des simulations numériques _____	154
1.4. Simulation de la chauffe avec prise en compte de la formation de l'austénite _____	157
<b>2. ANALYSE DES SIMULATIONS DE CHAUFFE DES CROISSANTS .....</b>	<b>157</b>
2.1. Analyse qualitative des phénomènes de déformations _____	157
2.2. Analyse quantitative des phénomènes de déformations _____	158
2.3. Volume en fin de chauffe _____	161
<b>3. ANALYSE DES SIMULATIONS DE TREMPES DES CROISSANTS .....</b>	<b>162</b>
3.1. Influence de la drasticté de trempe pour la nuance 1 _____	162
3.2. Influence de la drasticté de trempe pour la nuance 2 _____	163
<b>4. CONFRONTATION DES RESULTATS EXPERIMENTAUX ET PREDICTIFS DES TREMPES DE LA NUANCE 1 .....</b>	<b>164</b>
4.1. Trempe gaz 3b _____	164
4.2. Trempe gaz 12b _____	166
4.3. Trempe gaz 18b _____	167
4.4. Trempe huile _____	168
4.5. Bilan des comparaisons à iso-trempe _____	170
<b>5. CONFRONTATION DES RESULTATS EXPERIMENTAUX ET PREDICTIFS DES TREMPES DE LA NUANCE 2 .....</b>	<b>171</b>
5.1. Trempe gaz 3b _____	171
5.2. Trempe gaz 12b _____	172
5.3. Trempe huile _____	173
5.4. Bilan des comparaisons à iso-trempe _____	174
<b>6. CONFRONTATION DES RESULTATS EXPERIMENTAUX ET PREDICTIFS DES TREMPES DE LA NUANCE 4 .....</b>	<b>175</b>
6.1. Analyse quantitative des phénomènes de déformations _____	175
6.2. Volume en fin de trempe _____	176
6.3. Bilan de la comparaison en trempe huile _____	176
<b>7. CONCLUSIONS SUR LA PREDICTION DES DEFORMATIONS.....</b>	<b>176</b>

# INTRODUCTION DU CHAPITRE V

L'objectif de ce chapitre est de vérifier si l'outil de simulation numérique permet de prédire finement les amplitudes des phénomènes de déformations quantifiées expérimentalement au chapitre IV. Une confrontation des résultats prédictifs avec ceux expérimentaux est ainsi effectuée avec les mêmes conditions opératoires (Figure V - 1). L'utilisation de la simulation numérique nécessite en premier lieu la caractérisation des paramètres du processus de chauffe et de trempe du croissant, ainsi que l'identification des lois de comportement des matériaux utilisés. Puis, le palpé virtuel du maillage des croissants simulés permet de comparer les mêmes champs de déformations que ceux des croissants mesurés et de qualifier les phénomènes de déformations.

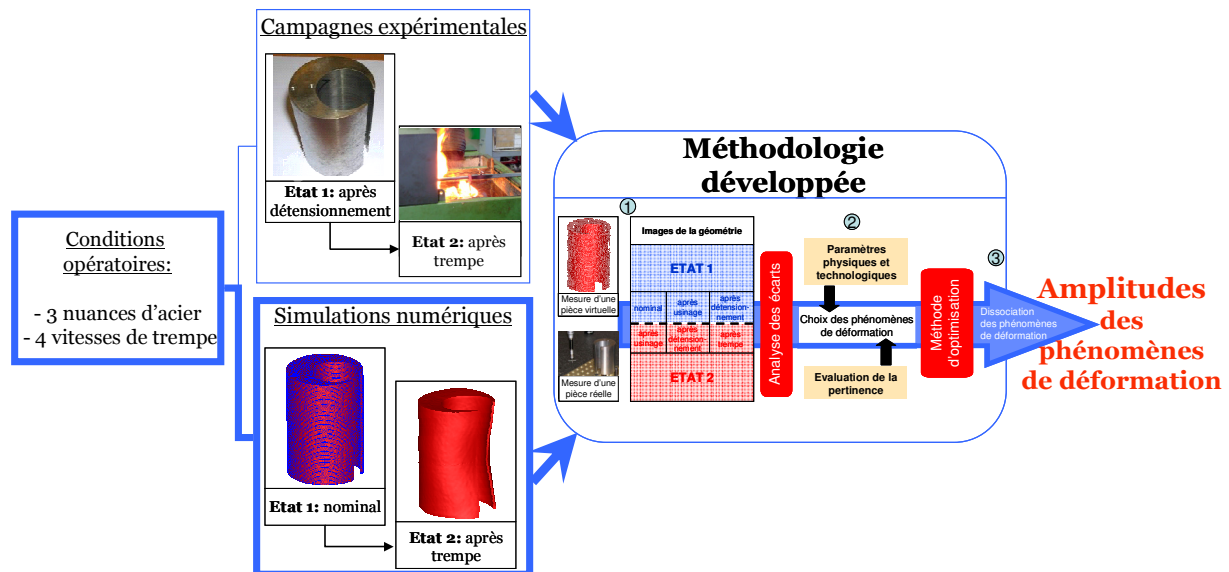


Figure V - 1: Etude de l'influence de la drasticité de trempe et du matériau sur les amplitudes des phénomènes de déformations des croissants : simulations numériques

Tout d'abord, la première partie de ce chapitre présente succinctement le logiciel de simulation utilisé pour ces travaux de thèse. Le nombre optimal d'éléments du maillage et le pas de température de chauffe et de refroidissement sont déterminés afin de trouver un compromis entre la justesse des résultats prédictifs et le temps de calcul. Puis, la prise en compte de la formation de l'austénite lors de la chauffe du croissant est expliquée.

Puis, la deuxième partie présente les résultats des simulations de chauffe des croissants. L'augmentation volumique ainsi que les changements de forme sont observés sur les croissants des nuances 1, 2 et 4. La nuance 3 n'est pas présentée car, comme cela a été vu au chapitre IV, son comportement est proche de celui de la nuance 1.

La troisième partie présente une analyse globale des amplitudes des phénomènes de déformations, à iso-nuance, et suivant la drasticité de trempe.

Les trois parties suivantes présentent la confrontation des amplitudes des phénomènes de déformations entre les essais expérimentaux et les simulations numériques. La précision de la prédiction en trempes huile et gaz est ainsi évaluée, nuance par nuance.

# 1. SIMULATION NUMERIQUE DES TRAITEMENTS THERMIQUES

L'étude bibliographique menée au chapitre I a souligné l'utilité de la simulation numérique pour prédire les déformations en traitement thermique. Dans ce chapitre, la simulation numérique est utilisée comme un outil afin de confronter les résultats prédictifs avec ceux obtenus lors des campagnes expérimentales de trempes des croissants. Puis, la simulation numérique sera utilisée au chapitre VI pour comprendre les phénomènes physiques intervenant lors de la chauffe et des trempes huile et gaz.

Dans le premier paragraphe de cette partie, le logiciel de simulation utilisé dans ces travaux de thèse, à savoir Forge® 2008, est brièvement présenté.

Ce logiciel a permis la simulation du procédé de chauffe des croissants, en prenant en compte, en plus des phénomènes thermo-mécaniques, la formation de l'austénite, c'est-à-dire les phénomènes métallurgico-mécaniques. Cela fait l'objet du deuxième paragraphe de cette partie.

La bonne prédiction des déformations nécessite de caractériser finement à la fois le procédé de trempe et les matériaux utilisés. Les lois de comportement thermique-métallurgique-mécanique des différentes nuances d'acier et la modélisation des procédés de chauffe et de trempe du croissant ont été introduites au chapitre III de ce mémoire. Le troisième paragraphe présente le maillage volumique, utilisé lors des simulations du croissant pour la résolution du problème thermique, mécanique et métallurgique par le solveur. Le nombre optimal de nœuds et donc d'éléments tétraédriques a été obtenu en étudiant son impact sur les amplitudes des phénomènes de déformations.

## 1.1. Présentation du logiciel Forge® 2008 et de son module de trempe

Il s'agit d'un logiciel métier utilisé à la base pour simuler des procédés de mise en forme. Historiquement, les modèles ont été développés en partenariat avec le CEMEF (Centre de Mise en Forme de l'Ecole des Mines de Paris) et le LSG2M (Laboratoire de Science et Génie des Matériaux Métalliques).

Les premiers travaux de recherche ont porté sur la modélisation des déformations et des contraintes résiduelles lors du traitement thermique d'un rail [COL92a]. Le couplage thermique-métallurgie en 2D a alors été intégré au logiciel en 1995 puis, plus tard, le couplage complet mécanique-thermique-métallurgie par [ALI00]. Le module TTT actuellement présent permet de simuler les procédés de trempe, en tenant compte des phénomènes thermique, mécanique et métallurgique, suivant les trois dimensions de l'espace.

Comme la plupart des logiciels de simulation, Forge® 2008 est composé de trois modules (Figure V - 2) :

Le premier module est le pré-processeur. C'est un logiciel permettant la mise en données du procédé qui sera simulé. Appliqué aux procédés de chauffe et de trempe, il s'agit, premièrement, de définir les conditions à l'interface entre la pièce et son environnement : température du milieu de chauffe ou de trempe, durée du contact, etc. A ce titre, un artifice numérique a été mis en œuvre afin de réaliser cette interface : la matrice virtuelle, qui est une empreinte négative de la pièce. Par ailleurs, cette matrice sert au blocage cinématique de la pièce. Puis, les lois de comportement thermique-métallurgique-mécanique du matériau sont renseignées dans deux fichiers différents. Le premier fichier, d'extension « .loi », définit la loi de comportement thermo-élasto-visco-plastique par la prise en compte de données mécaniques, thermiques et métallurgiques valables pour chaque phase métallurgique. Quant au deuxième fichier, d'extension « .ttt », il est composé du diagramme TTT et d'une table de duretés, en essais Vickers, dont les valeurs sont données en fonction de la température et de chaque phase ;

Le deuxième module est le solveur effectuant la résolution thermique, métallurgique et

mécanique des équations d'états définies dans le maillage. Le solveur détermine automatiquement le pas de temps de trempe adéquat suivant les variations des grandeurs physiques (en régime transitoire ou stationnaire). Si les grandeurs physiques (température, fraction de phase transformée, etc.) évoluent fortement, comme au début de la trempe ou aux transformations de phases, le pas de temps est diminué à sa plus faible valeur. C'est l'inverse si les grandeurs sont stables, ce qui indique qu'elles ont atteint le régime stationnaire. Enfin, si le maillage est trop déformé, il est automatiquement remaillé, ce cas étant rare en traitement thermique au vu des faibles valeurs de déformations ;

Le troisième module est le post-processeur, logiciel permettant la visualisation des champs de résultats associés aux maillages stockés, aux différents pas de temps de stockage définis dans le pré-processeur. Il est également possible d'effectuer des opérations de mesure de distance sommaires, pour évaluer les déformations.

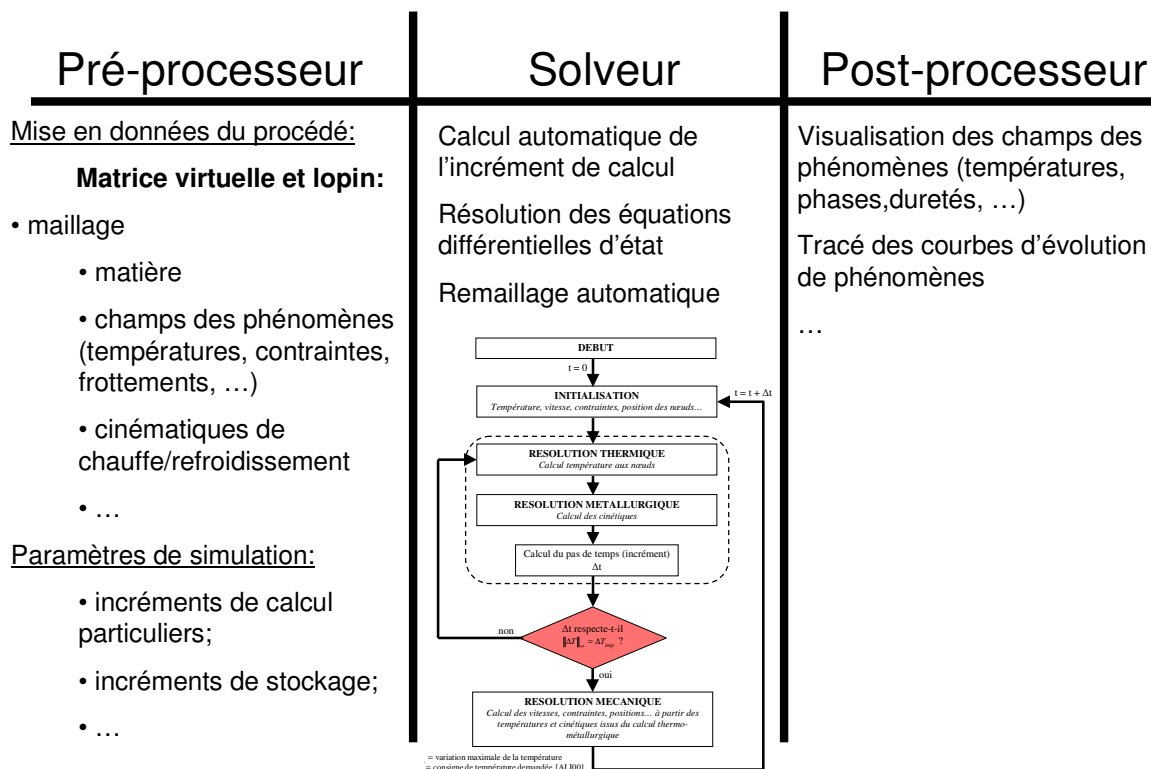


Figure V - 2 : Les trois modules nécessaires au fonctionnement du logiciel Forge® 2008

## 1.2. Détermination du pas de température optimal

### 1.2.1. Définition appliquée au refroidissement

La définition du pas de température lors de la chauffe est similaire à celui lors d'un refroidissement.

La courbe de refroidissement  $T(t)$  d'un acier est partitionnée en une série de paliers isothermes (Figure V - 3). Dans le logiciel Forge® 2008, l'utilisateur indique un pas de température moyen maximal, noté  $\Delta T_{\max}$ , à ne pas dépasser lors d'un incrément de calcul. Ce pas représente alors le refroidissement moyen de la pièce pour un pas de temps  $\Delta t_n$ , dont le calcul est réalisé via l'équation V - 1.

Un algorithme contrôle automatiquement si ce pas de temps est satisfaisant par rapport à l'évolution non-isotherme du champ des températures. Si nécessaire, sa valeur est ajustée pour minimiser l'erreur sur le champ des températures<sup>12</sup>. L'erreur sera d'autant plus faible qu'on prendra  $\Delta T_{\max}$  faible [ALI00]. Ainsi, lorsque la vitesse de refroidissement est

<sup>12</sup> Pour plus de détails, le lecteur peut se référer aux travaux de C. Aliaga [ALI00].

importante ou lorsque la dissipation thermique due aux changements de phase augmente, le pas de temps diminue. A l'opposé, sa valeur augmente lorsque les effets thermiques sont faibles, ce qui est le cas en fin de simulation de refroidissement où l'on a atteint un régime stationnaire pour le champ des températures.

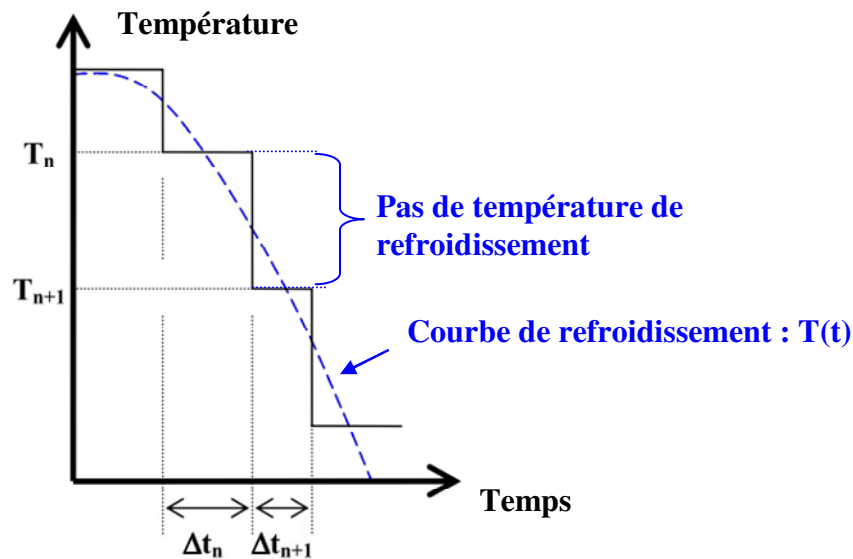


Figure V - 3 : Représentation schématique du pas de température en un pas de temps  $\Delta t_n$

$$\Delta t_n = F \Delta t_{n-1} \quad \text{avec} \quad F = \frac{\Delta T_{\max}}{\|T_n - T_{n-1}\|} \quad [V - 1]$$

### 1.2.2. Effet du pas de température $\Delta T_{\max}$ sur le pas de temps

Le pas de temps a été suivi lors de la simulation de trempe gaz 18b du croissant de la nuance 1. Trois valeurs de  $\Delta T_{\max}$  ont été retenues afin de tester la sensibilité du pas de temps. Les résultats de la Figure V - 4 montrent la présence distinctes de deux phases.

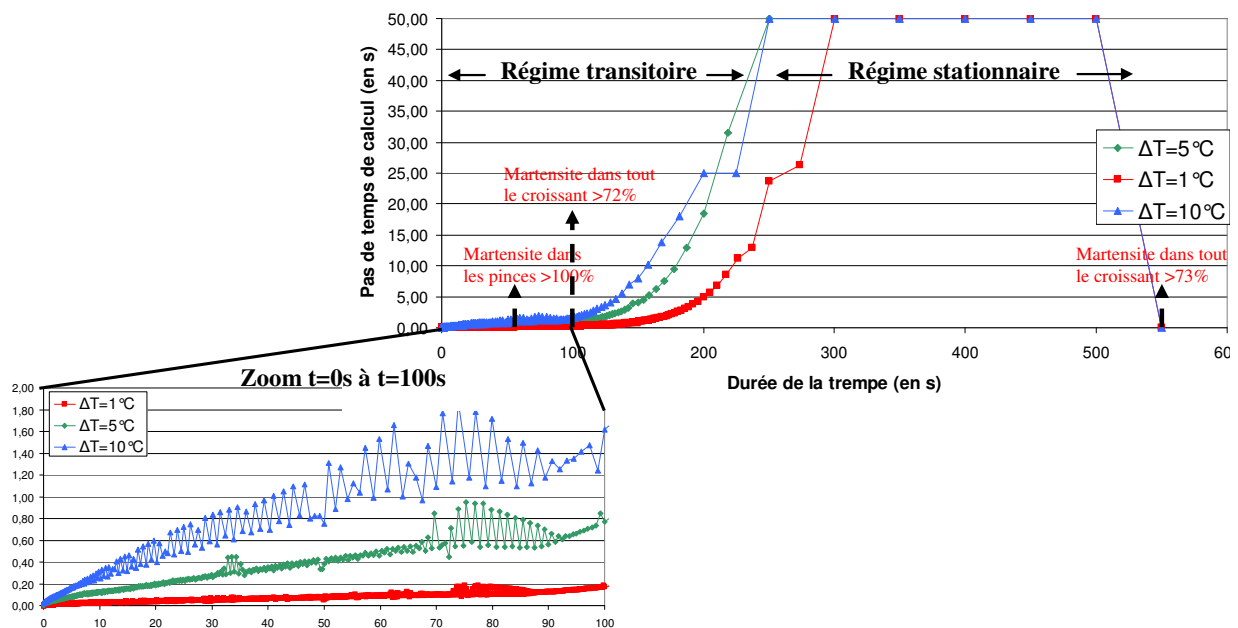


Figure V - 4 : Influence du pas de température de refroidissement sur l'évolution du pas de temps, nuance 1-trempe gaz 18b

La première phase correspond au régime transitoire ( $t=0s$  à  $t=100s$ ), pendant lequel le refroidissement est rapide et les transformations de phases s'effectuent en premier lieu dans les pinces du croissant. Durant cet intervalle, le pas de temps  $\Delta t_n$  est alors de faible valeur et faiblement croissant en fonction du temps de trempé. Sa valeur est d'autant plus petite que ne l'est celle de  $\Delta T_{max}$  :  $\Delta t_n < 0,2s$  pour  $\Delta T_{max}=1^\circ C$ ,  $\Delta t_n < 1s$  pour  $\Delta T_{max}=5^\circ C$  et  $\Delta t_n < 2s$  pour  $\Delta T_{max}=10^\circ C$ . Par ailleurs,  $\Delta t_n$  oscille dans les trois cas, et de manière importante quand  $\Delta T_{max}=10^\circ C$  (jusqu'à 0,4s). Cette grande amplitude d'oscillation n'est pas souhaitable pour garantir la stabilité de la prédiction des phénomènes, à savoir les champs des températures, des déformations, des phases, des contraintes. Puis, dès 100s, le pas de temps augmente progressivement jusqu'à atteindre une valeur constante, annonçant la phase suivante.

La deuxième phase est le régime stationnaire, pendant laquelle le gradient de température au sein du croissant est faible et n'évolue plus brutalement. Les pas de temps sont alors grands, d'une valeur de 50s pour les trois pas de température de refroidissement.

### 1.2.3. Influence de ce pas de température en chauffe et en refroidissement

Le pas de température maximal par incrément de calcul, lors de la chauffe et de la trempé gaz 18 bars du croissant de la nuance 1 fait l'objet de ce paragraphe. Son effet sur la précision de la prédiction des déformations est quantifié en prenant en compte les trois valeurs de  $\Delta T_{max}$  utilisées précédemment :  $1^\circ C$ ,  $5^\circ C$  et  $10^\circ C$  (Figure V - 5). Les comparaisons des résultats se font en prenant comme référence les amplitudes des phénomènes de déformations correspondant au cas  $\Delta T_{max}=1^\circ C$ .

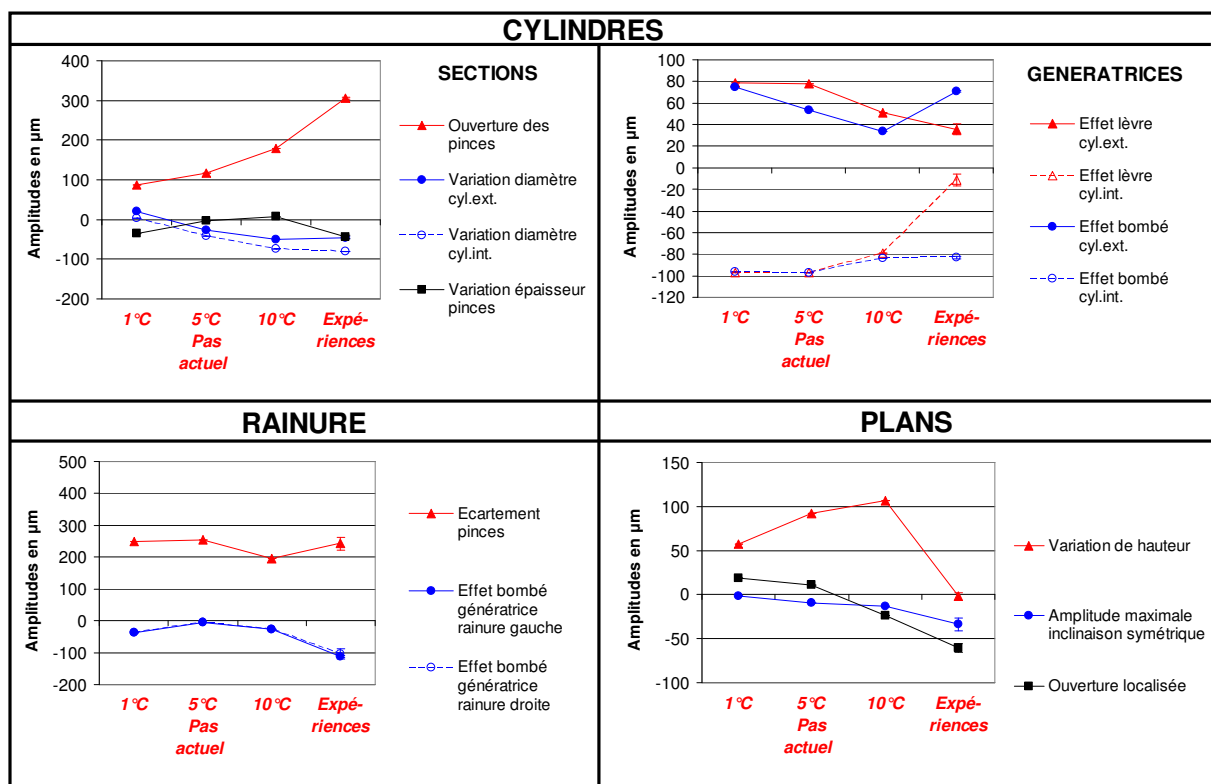


Figure V - 5 : Influence du pas de température maximal ( $\Delta T_{max}$ ) sur les amplitudes des phénomènes de déformations du croissant de la nuance 1, en trempé gaz 18b

Pour le passage de  $\Delta T_{max}=1^\circ C$  à  $\Delta T_{max}=5^\circ C$ , les points suivants sont observés :

- l'effet sur les amplitudes des phénomènes suivants est limité. Il s'agit de l'effet lèvres (-1%), de l'écartement des pinces (+2%), de l'effet bombé des génératrices des cylindres (-19%), de l'ouverture des pinces (+26%) et de la variation de hauteur (38%) ;

- les autres phénomènes sont plus sensibles : -73% pour l'ouverture localisée des plans, -81% pour leur inclinaison symétrique, -146% pour la variation des diamètres, +546% pour la mise en diabolo des deux génératrices de la rainure et +1384% pour la variation d'épaisseur des pinces.

Les variations en pourcentage sont très élevées pour certains des phénomènes car leurs amplitudes sont faibles et/ou leurs signes s'inversent. Néanmoins, la tendance globale des amplitudes des phénomènes est cohérente pour ces deux pas de température.

Le passage de  $\Delta T_{\max}=5^{\circ}\text{C}$  à  $\Delta T_{\max}=10^{\circ}\text{C}$  a pour conséquences :

- une relative stagnation des amplitudes des phénomènes de variation d'épaisseur des pinces, la variation de hauteur et de l'inclinaison symétrique des plans ;
- une variation plus importante des amplitudes des autres phénomènes. Les effets lèvre et bombé des génératrices diminuent de 26%, la variation des diamètres augmente de 85%, l'ouverture des pinces augmente de 54%, l'écartement des pinces diminue de 23% et l'ouverture localisée des plans de 322%.

En résumé, les deux augmentations du pas de température n'ont pas les mêmes effets sur les amplitudes des phénomènes de déformations. L'utilisation du pas de température de  $10^{\circ}\text{C}$  affecte le plus la précision des amplitudes.

#### 1.2.4. Conclusions

Au vu des résultats précédents, le pas de température de  $1^{\circ}\text{C}$  est le meilleur des trois car :

- il permet d'obtenir un pas de temps de faible valeur et stable (sans grandes oscillations), pendant la durée où surviennent les transformations de phases. Celles-ci étant à l'origine des modifications de forme, un faible incrément de calcul contribue à la bonne prédiction des déformations, surtout dans la zone des pinces où la réponse mécanique aux effets métallurgiques et mécaniques est rapide ;
- ce pas de température permet de retarder de 50 secondes le début du régime stationnaire par rapport au deux autres pas. Un pas de temps petit est ainsi maintenu plus longtemps, ce qui contribue là aussi, à l'amélioration de la prédiction des amplitudes de déformations dans la partie massive du croissant.

Cependant, même avec ce petit pas de température, les amplitudes de certains phénomènes ne correspondent pas aux résultats expérimentaux. Contre toute attente, le pas de  $10^{\circ}\text{C}$  permet la meilleure concordance avec les amplitudes expérimentales pour les phénomènes d'ouverture des pinces, de variation des diamètres, de l'effet lèvre et de l'ouverture des plans. Cependant, et cela sera abordé au chapitre VI, l'évolution de certains phénomènes est corrélée à d'autres. En conséquence, la bonne prédiction de ces phénomènes est le fruit d'une heureuse combinaison avec la mauvaise prédiction d'autre. En effet, le pas de  $10^{\circ}\text{C}$  est le moins bon pour la variation d'épaisseur des pinces, l'écartement de la rainure et la mise en diabolo de ses deux génératrices, l'effet bombé des cylindres et la variation de hauteur.

Dans ces travaux de thèse, nous avons choisi un pas de refroidissement maximal de  $5^{\circ}\text{C}$  car il permet un bon compromis entre prédiction des résultats et temps de calcul. En effet, le temps de calcul de la simulation de chauffe et de trempage est de 516h, soit près de 21 jours avec le pas de  $1^{\circ}\text{C}$ . Avec la même station de travail, il faut six fois moins de temps avec le pas de  $5^{\circ}\text{C}$ .

### 1.3. Détermination du maillage optimal utilisé lors des simulations numériques

Le maillage conditionne fortement la justesse de prédiction des grandeurs physiques thermique, mécanique et métallurgique. Cette prédiction porte à la fois sur les valeurs de ces

grandeurs et sur leur répartition au sein de la pièce. Au final, comme ces grandeurs affectent la prédiction des amplitudes des phénomènes de déformations, un maillage optimal est calculé. Celui-ci est un compromis entre, la justesse des amplitudes d'une part, un temps de calcul raisonnable d'autre part. Le palpé virtuel du maillage est utilisé pour obtenir les amplitudes des phénomènes de déformations. La taille de maille surfacique, égale à 0,5 mm, est celle validée au chapitre III pour minimiser les erreurs d'approximations des courbures.

### 1.3.1. Diminutions préalables du nombre de nœuds du maillage

La première diminution passe par l'utilisation d'un quart de croissant. En effet, en simulation numérique, le comportement du croissant est le même selon ses plans de symétrie. Cette diminution est donc sans conséquence sur la justesse des résultats, mais permet de diminuer fortement le temps de calcul.

La deuxième diminution consiste à distinguer trois zones dans le croissant, dans lesquelles la taille de maille sera différenciée (Figure V - 6). La première est la zone délimitant le cœur du croissant, pour laquelle une taille de maille assez grande est choisie. En effet, dans cette zone où le volume est grand, les vitesses de refroidissement sont les plus faibles, ce qui signifie que les phénomènes thermiques, métallurgiques et mécaniques ont un impact plus limité en termes de déformations par rapport aux endroits de faible épaisseur. Justement, les deux autres zones circonscrivent une fine épaisseur de peau des cylindres (2 mm) et le bout des pinces. La taille de maille sera plus petite dans ces deux endroits afin de prendre en compte les déformations locales générées dans ces endroits de faibles volumes.

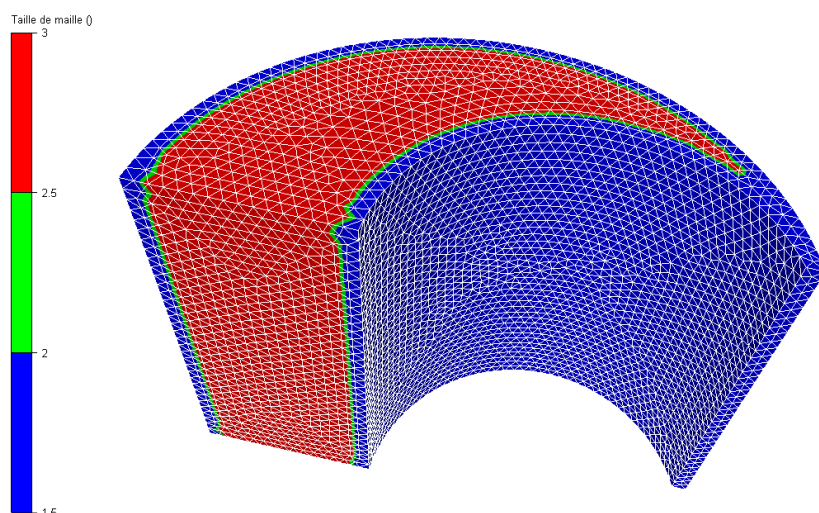


Figure V - 6 : Maillage actuel du croissant (22 560 nœuds, 113 000 tétraèdres)

### 1.3.2. Détermination du nombre optimal de nœuds

La Figure V - 7 présente l'évolution, en fonction de la taille de maille moyenne, des amplitudes de phénomènes de déformations. Les simulations sont celles d'un croissant de la nuance 1, chauffé et trempé au gaz à 18 bars. Quatre tailles de maille moyenne, de la plus grande à la plus petite, ont été retenues.

Les amplitudes de tous les phénomènes convergent et sont stables pour les deux tailles de maille les plus petites. Pour la plupart des phénomènes et surtout les phénomènes locaux (effet lèvres, ouverture des plans et des pinces) une taille de maille moyenne d'au moins 1,7 mm est nécessaire pour avoir une amplitude similaire à celle obtenue avec le maillage le plus fin. Cela s'explique par le fait que le bout des pinces est de faible épaisseur (3,6 mm) et doit donc être finement maillé pour prédire correctement ces phénomènes locaux. Ainsi le passage d'une taille de maille de 2,6 mm à 1,7 mm entraîne une nette amélioration de la prédiction des phénomènes d'ouverture et d'écartement des pinces. A contrario, la taille de maille moyenne de 2,6 mm est suffisante pour prédire correctement les amplitudes de la variation d'épaisseur



des pinces et les phénomènes de déformations des plans. Enfin, l'amplitude de la variation de hauteur est la même pour les quatre tailles de maille.

Compte tenu de ces résultats, une taille de maille moyenne de 1,7 mm est retenue. La taille varie entre 0,6 et 2 mm dans les endroits de faible épaisseur, la valeur minimale se trouvant dans la zone en bout des pinces. Quant à la zone à cœur du croissant, la taille de maille fluctue entre 2 et 3 mm en fonction l'épaisseur radiale. Au final, le quart de croissant utilisé pour la simulation comporte 22 560 nœuds, soit 113 043 éléments tétraédriques.

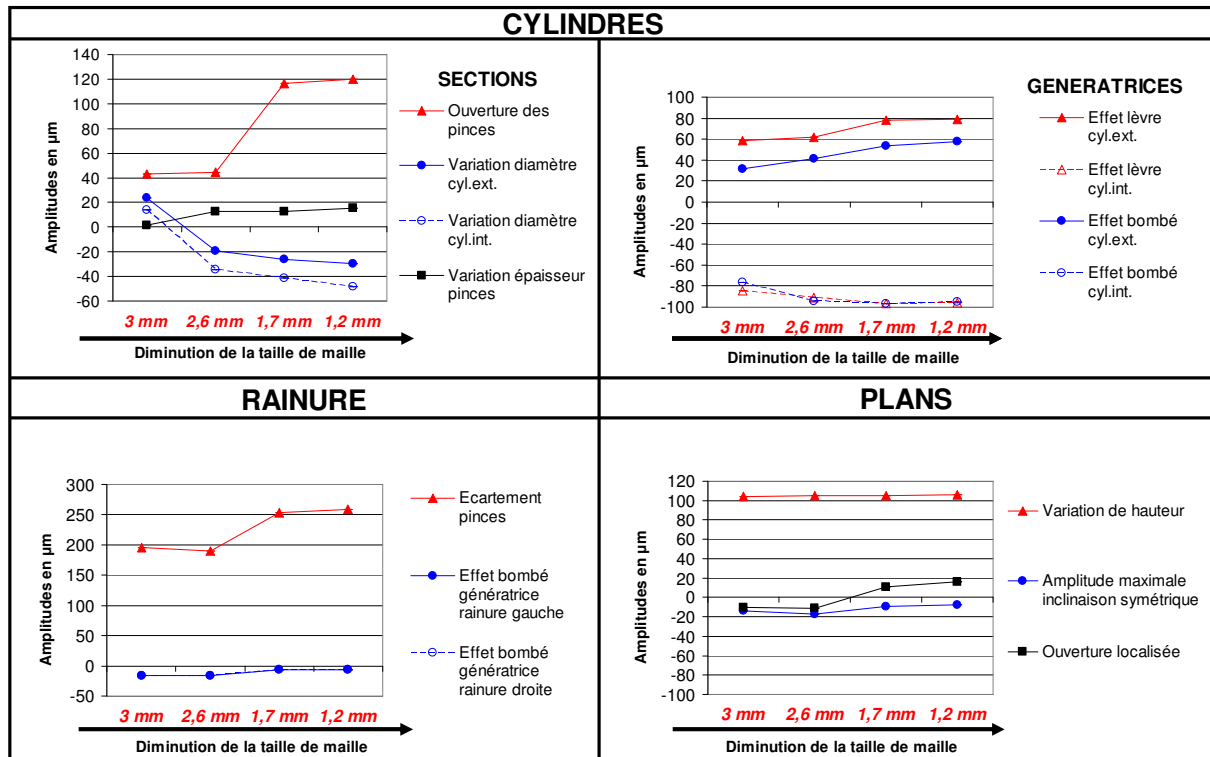


Figure V - 7 : Influence de la taille de maille moyenne sur les amplitudes des phénomènes de déformations du croissant de la nuance 1, en trempe gaz 18b

Enfin, cette taille de maille de 1,7 mm est un bon compromis entre la justesse des résultats prédictifs et le temps de calcul. En effet, par rapport au maillage fin, la moyenne des écarts, en valeurs absolues, entre les amplitudes des phénomènes est seulement de 3  $\mu\text{m}$ . La durée d'exécution de la simulation sur la même station de travail, est quant à elle, divisée par deux (Figure V - 8).

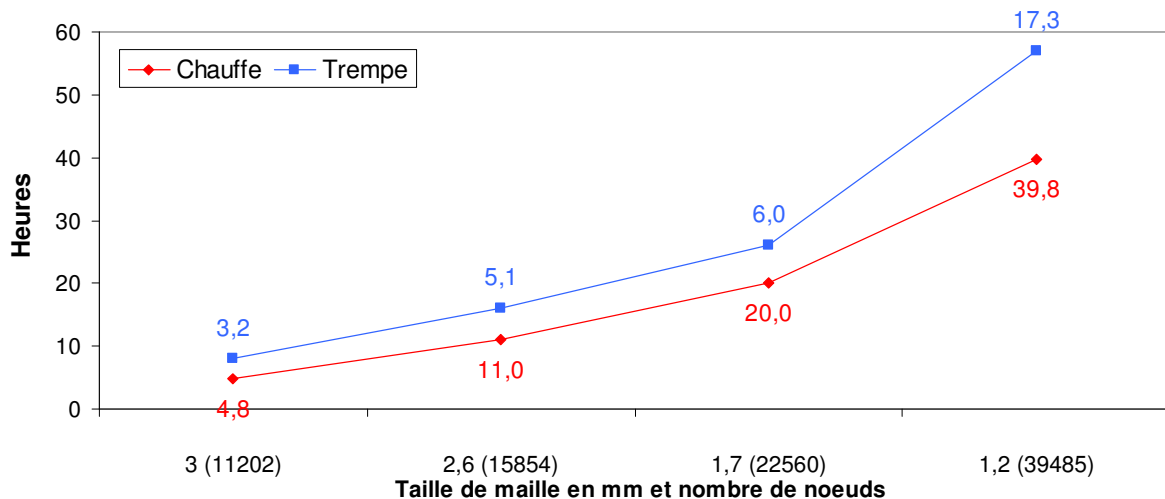


Figure V - 8 : Temps de calcul en fonction de la taille de maille (processeur 2 cœurs, 2Ghz, 2Go de ram)

## 1.4. Simulation de la chauffe avec prise en compte de la formation de l'austénite

La température de chauffe des croissants étant de 930°C, la structure métallurgique est entièrement austénitisée. Selon [LEV93] [MUR00], cette transformation de phase provoque à la fois un changement volumique et des changements de forme, autrement dit des déformations. Cependant, tous les articles de la littérature donnant une confrontation des déformations du croissant entre les essais expérimentaux de trempe et la simulation, ne prennent pas compte les contraintes mécaniques générées par la formation de l'austénite lors de la chauffe [HAR05] [LI05] [TEO06] [BRO07]. Dans leurs cas, les déformations après chauffe sont quasiment inexistantes car, sans prise en compte des effets métallurgico-mécaniques, la géométrie du croissant subit uniquement une augmentation volumique homogène. Cette simplification du procédé de simulation de chauffe n'est pas satisfaisante car elle ne correspond à la réalité, ce qui aboutit à une prédiction des déformations limitée en termes de précision, en fin de trempe.

Afin de pouvoir confronter avec la meilleure justesse possible les résultats quantitatifs obtenus lors des expériences et des simulations, il est nécessaire de prendre en compte les phénomènes métallurgiques survenant lors de la chauffe. Ainsi, les simulations de chauffe effectuées avec le logiciel Forge® 2008 sont mises en données comme suit :

- la matrice virtuelle chauffe la pièce par convection dans le milieu ambiant, qu'est l'air à 930°. La température autour du croissant est considérée comme homogène. En réalité, le flux thermique autour du croissant est perturbé, si plusieurs croissants sont chauffés en même temps sur le même montage, ce qui a été le cas lors des chauffes précédant les trempes gaz. Par ailleurs, le transfert de chaleur dû aux phénomènes de rayonnement et de conduction est négligé. Celui-ci a lieu au niveau des surfaces de contact entre le croissant et le montage ;
- la germination et la propagation de l'austénite sont basées sur un modèle utilisant le formalisme de Johnson-Mehl-Avrami. Il a été mis au point lors des travaux de thèse de Cardinaux [CARD08] et a été implémenté dans le logiciel Forge® 2008. Il utilise les diagrammes TTA (Temps, Température, Austénitisation) décrivant les cinétiques d'austénitisation.

## 2. ANALYSE DES SIMULATIONS DE CHAUFFE DES CROISSANTS

Cette partie donne les amplitudes des phénomènes de déformations après la chauffe des croissants des nuances 1, 2 et 4. En conséquence, il est établi que les changements de forme de la géométrie, après chauffe, ne sont pas négligeables face à l'augmentation volumique.

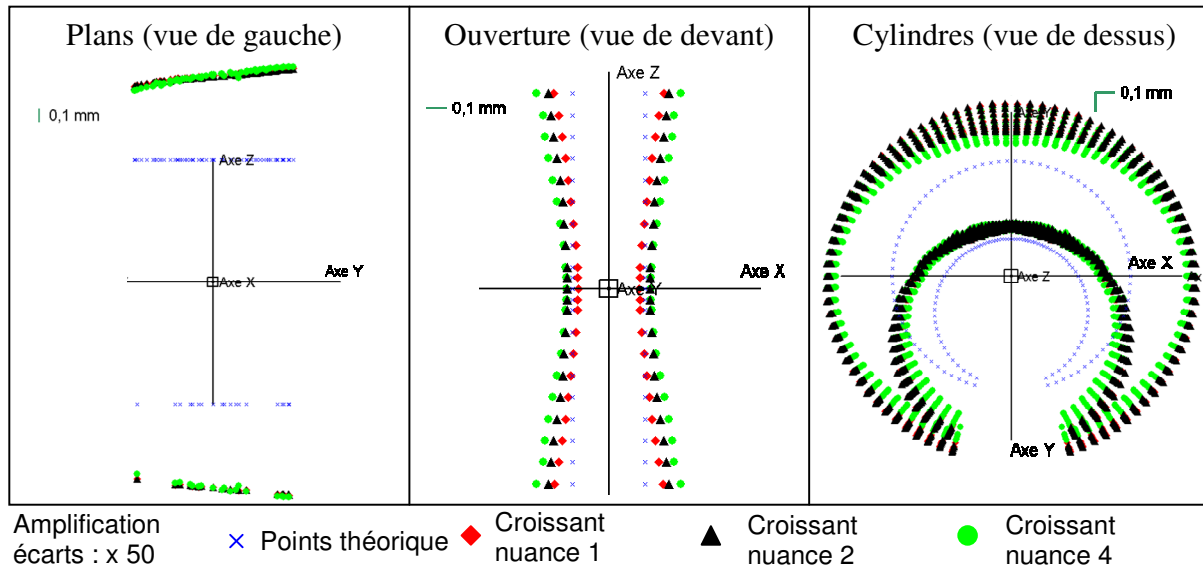
Dans le premier paragraphe, une visualisation des écarts entre les géométries après chauffe et la géométrie nominale permet de constater que les phénomènes de déformations en présence sont les mêmes que ceux observés lors des trempes. La base d'analyse des phénomènes,  $M_{ph}$ , peut ainsi être utilisée en l'état, sans aucun ajout d'une signature supplémentaire. Puis, le deuxième paragraphe est consacré à la présentation de la quantification des phénomènes. Enfin, le dernier paragraphe donne la valeur de l'augmentation du volume du croissant chauffé par rapport au croissant nominal.

### 2.1. Analyse qualitative des phénomènes de déformations

La superposition des géométries palpées virtuellement est donnée dans la Figure V - 9. Leur comparaison indique que :

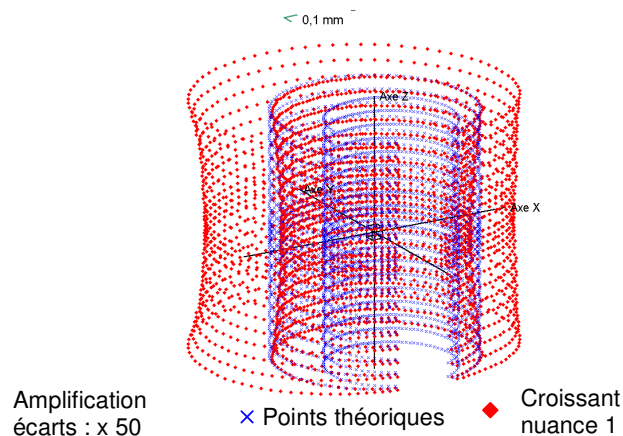
- les modifications dimensionnelles après chauffe des trois nuances sont les mêmes pour les plans ;

- il existe une légère différence quant à l'écartement de la rainure ;
- l'ouverture des pinces semble visuellement moins importante pour la nuance 4 ;
- pour finir, la déformation totale après chauffe des nuances 1 et 2 est similaire. Cela est cohérent car ces deux nuances ont le même état structural initial avant chauffe, qui est de type ferrito-perlitique. Les cinétiques d'austénitisation sont alors proches, ce qui n'est pas le cas de la nuance 4, initialement martensitique.



**Figure V - 9 : Ecartes entre les images des maillages après chauffe et la géométrie théorique, pour les nuances 1, 2 et 4**

Pour toutes les nuances, l'augmentation des diamètres des cylindres est importante par rapport à la géométrie nominale. Les génératrices de la partie massive sont en diabolo sur le cylindre extérieur et en bombé pour le cylindre intérieur (Figure V - 10). Par ailleurs, le phénomène de déformation local qu'est l'effet lèvres est observé pour les trois croissants.



**Figure V - 10 : Déformations des génératrices du croissant de la nuance 1 : mise en diabolo sur le cylindre extérieur et en bombé sur le cylindre intérieur**

## 2.2. Analyse quantitative des phénomènes de déformations

Les amplitudes des phénomènes de déformations sont données dans la Figure V - 11. Les remarques générales suivantes sont alors formulées :

- globalement, les phénomènes de plus grandes amplitudes sont ceux qui sont

liés à l'augmentation volumique. Il s'agit donc de l'augmentation des diamètres des cylindres, de la hauteur du croissant et de l'écartement des pinces au niveau de la rainure. Par ailleurs, l'augmentation du diamètre extérieur est environ 3,5 fois plus importante que celle du diamètre intérieur ;

- l'ouverture des pinces est le phénomène lié au changement de forme dont l'amplitude est la plus grande ;
- l'effet lèvres n'est pas d'effet symétrique sur les génératrices extérieures et intérieures, situées en bout des pinces ;
- l'amplitude de la déformation diabolo est plus grande pour les génératrices extérieures que celles intérieures ;
- la similitude des nuances 1 et 2 en terme de déformations est attestée par des amplitudes proches ;
- les différences d'amplitudes de la nuance 4 par rapport aux deux autres nuances se remarquent pour les phénomènes de variation des diamètres, de déformation des génératrices de la partie massive et les phénomènes localisés en bout des pinces, à savoir l'ouverture des pinces, leur écartement, leur variation d'épaisseur et l'effet lèvres ;
- les phénomènes des plans sont d'amplitudes quasiment constantes, quelle que soit la nuance.

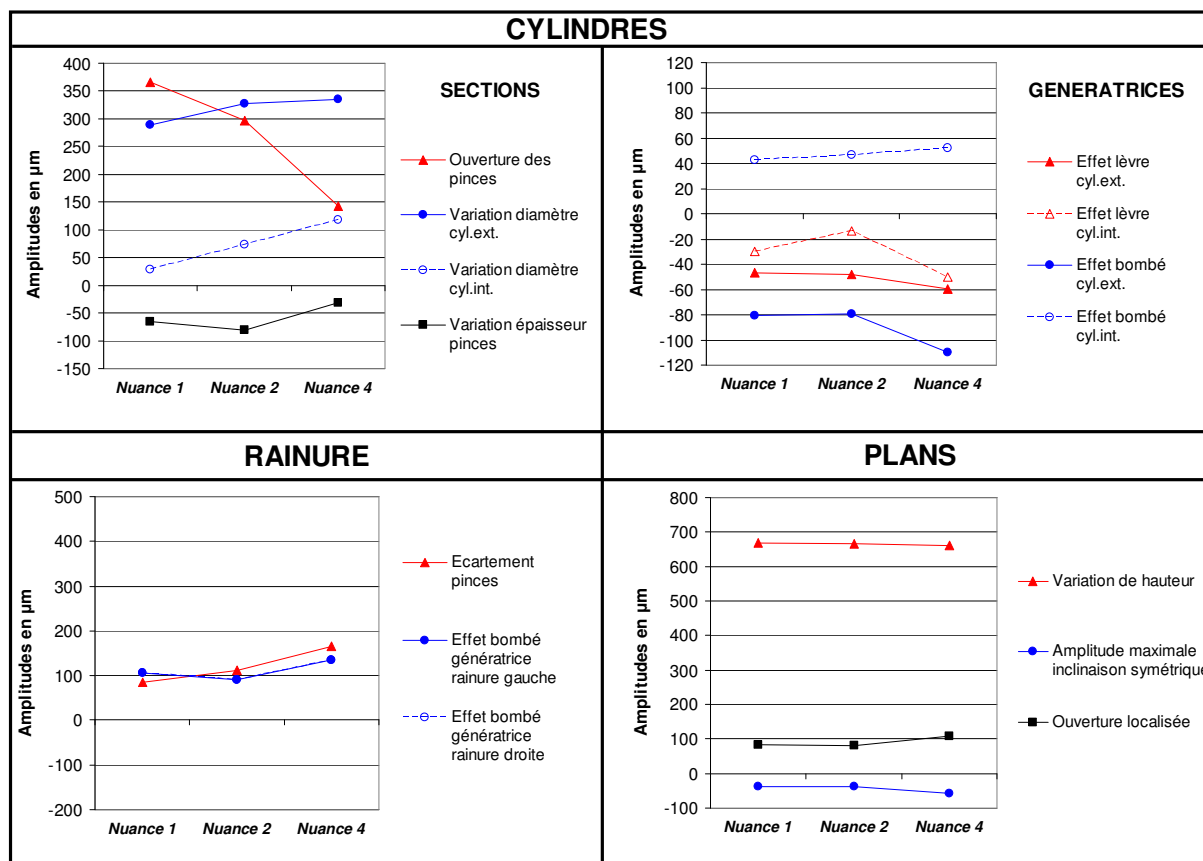


Figure V - 11 : Amplitudes des phénomènes de déformations des croissants des trois nuances, après chauffe

En balayant les phénomènes de déformations un par un, les observations plus détaillées sont les suivantes :

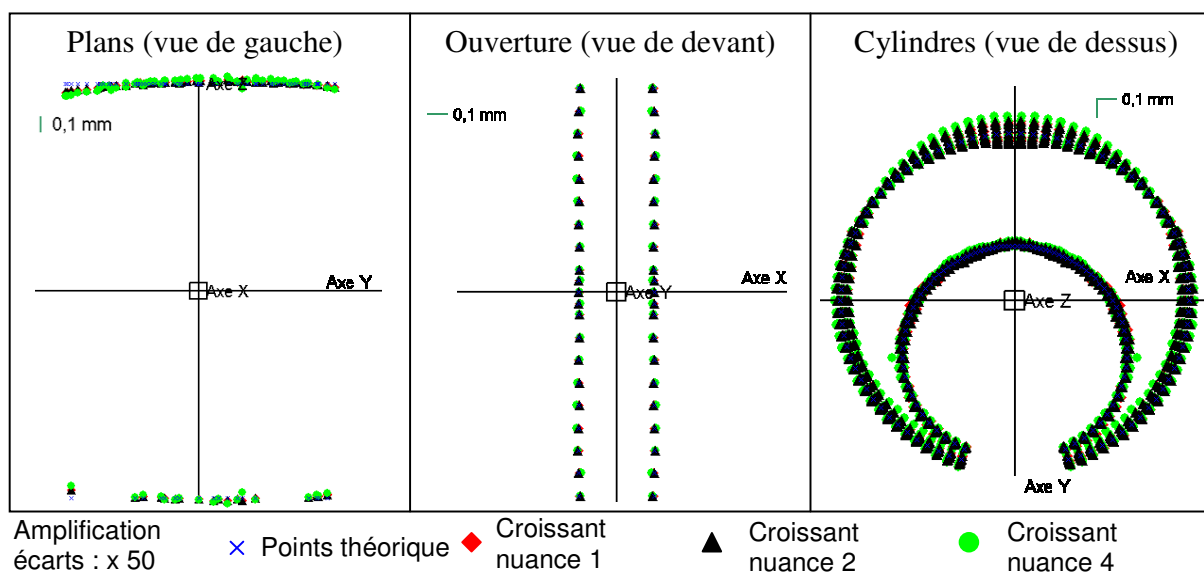
- l'augmentation moyenne des diamètres est maximale pour la nuance 4 (227  $\mu\text{m}$ ), tandis que, dans le même temps, l'ouverture des pinces et leur écartement sont minimales (respectivement 121  $\mu\text{m}$  et 56  $\mu\text{m}$ ) ;

- à l'opposé du point précédent, l'augmentation moyenne des diamètres est la plus faible pour la nuance 1 (187  $\mu\text{m}$ ), tandis que les amplitudes des phénomènes de déformations des pinces sont les plus grandes. L'ouverture des pinces vaut 310  $\mu\text{m}$  et l'écartement vaut 84  $\mu\text{m}$  ;
- l'amplitude de la variation d'épaisseur des pinces est plus importante pour la nuance 4 ;
- pour les trois nuances, les génératrices du cylindre extérieur sont en diabolos et celles du cylindre intérieur sont bombées. Les amplitudes des deux nuances ferrito-perlitique (1 et 2) sont les mêmes (-62  $\mu\text{m}$ ). L'amplitude est de 55% supérieure pour la nuance 4 ;
- l'effet lèvres moyen sur les surfaces intérieures et extérieures est de plus faible amplitude pour les nuances 1 et 2 (-34  $\mu\text{m}$ ), et l'amplitude est la plus grande pour la nuance 4 (-55  $\mu\text{m}$ ).

Concernant la rainure et les plans, les remarques sont les suivantes :

- l'écartement des pinces suit la même tendance que l'ouverture des pinces : avec 84  $\mu\text{m}$ , son amplitude est maximale pour la nuance 1 et elle est minimale pour la nuance 4 (56  $\mu\text{m}$ ) ;
- les deux génératrices sont en bombé, l'amplitude étant la même pour celle de droite et celle de gauche, du fait des conditions de symétrie appliquées au quart de croissant simulé. Les amplitudes sont proches pour les nuances 1 et 2 (98  $\mu\text{m}$  en moyenne) alors que, pour la nuance 4, l'amplitude est de 27% supérieure.
- l'augmentation de hauteur des croissants des trois nuances est égale à 666  $\mu\text{m}$  ;
- l'inclinaison symétrique des plans et leur ouverture localisée sur l'avant des pinces sont de même amplitude pour les trois nuances, avec une moyenne de respectivement, -44  $\mu\text{m}$  et 91  $\mu\text{m}$ .

Pour finir, l'analyse des écarts résiduels montre que les phénomènes de déformations utilisés décrivent bien la déformation totale des croissants chauffés (Figure V - 12). La zone arrière de la partie massive du cylindre extérieur comporte encore quelques écarts car la signature de l'effet diabolos des génératrices ne prend pas en compte l'évolution des amplitudes. Or, l'amplitude de l'effet diabolos est localement plus importante dans cette zone que dans le reste du cylindre.



**Figure V - 12 : Ecartés résiduels entre les images des maillages après chauffe et la géométrie théorique, après dissociation des phénomènes de déformations, pour les trois nuances considérées**

La norme du vecteur résidu est diminuée en moyenne de 97% (Figure V - 13). Cette norme est la même pour les croissants des nuances 1 et 2, ce qui confirme que la déformation globale après chauffe est proche pour ces deux nuances ferrito-perlitique. La nuance 4 présente, quant à elle, moins de déformations après chauffe. Cela peut s'expliquer par le fait que cette nuance est initialement martensitique et que les cinétiques d'austénitisation sont différentes de celles des deux autres nuances.

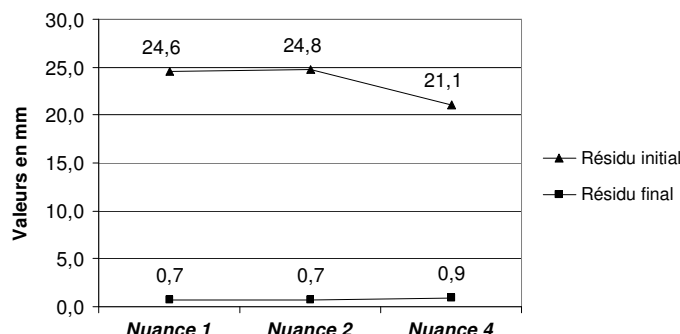


Figure V - 13 : Norme du vecteur résidu, avant et après dissociation des phénomènes de déformations

### 2.3. Volume en fin de chauffe

L'identification de la variation volumique se fait par le vecteur de « variation de volume anisotrope », construit avec les phénomènes d'écartement des pinces, de variation des diamètres et de variation de hauteur.

Le volume des trois croissants après chauffe augmente par rapport au volume théorique. Les nuances 1 et 2 ont toutes deux la plus grande valeur d'augmentation volumique et la nuance 4 la plus faible. En ramenant ces variations en pourcentages, les trois nuances gagnent environ 3,4% chacune (Figure V - 14).

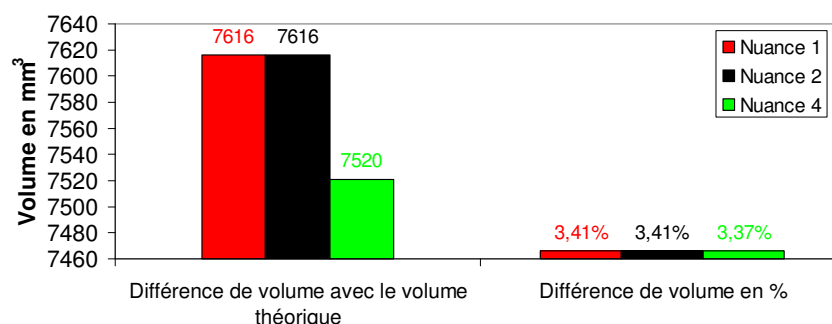


Figure V - 14 : Comparaison des variations volumiques relatives des trois nuances

### Synthèse

En résumé, les effets thermo-mécaniques à l'origine des variations volumiques sont plutôt dominants pour la nuance 4, tandis les effets métallurgico-mécaniques, à l'origine des changements de forme sont prépondérants pour les nuances 1 et 2.

L'augmentation volumique des croissants des trois nuances est de 3,4% par rapport au volume théorique du croissant. Cette augmentation de volume est anisotrope, car l'augmentation de la hauteur du croissant est proportionnellement plus grande que celle des diamètres et de la rainure.

Ainsi, les simulations de chauffe des croissants ont permis de prendre en compte à la fois l'augmentation volumique et les changements de forme. A ce titre, les phénomènes de déformations locaux observés lors des campagnes expérimentales sont également observés lors de ces simulations : il s'agit notamment de l'effet lèvres, de l'ouverture des plans et de la

variation d'épaisseur des pinces.

Les maillages obtenus après la simulation de chauffe sont utilisés comme données d'entrée des simulations de trempes. Les informations présentes aux nœuds, en particulier les températures, la phase métallurgique (l'austénite) et les contraintes mécaniques permettent d'approcher les conditions expérimentales de trempes.

### 3. ANALYSE DES SIMULATIONS DE TREMPES DES CROISSANTS

Cette partie permet d'observer l'évolution des amplitudes des phénomènes de déformations, en fonction de la drasticité de trempes. Seules les nuances 1 et 2 sont prises en compte, la nuance 4 n'ayant uniquement fait l'objet que d'une trempes huile.

#### 3.1. Influence de la drasticité de trempes pour la nuance 1

D'un point de vue général, les amplitudes des phénomènes de déformations sont relativement constantes avec l'augmentation de la drasticité en trempes gaz mais chutent en trempes huile (Figure V - 15). Néanmoins, quelques phénomènes ne suivent pas cette tendance et ont leur amplitude qui augmentent en trempes huile : il s'agit de la variation d'épaisseur des pinces, de l'effet lèvres des génératrices du cylindre intérieur, de l'effet bombé/diabolo des deux génératrices de la rainure et de l'ouverture des plans. Par ailleurs, la mise en bombé des génératrices du cylindre extérieur est deux fois moindre que celles du cylindre intérieur.

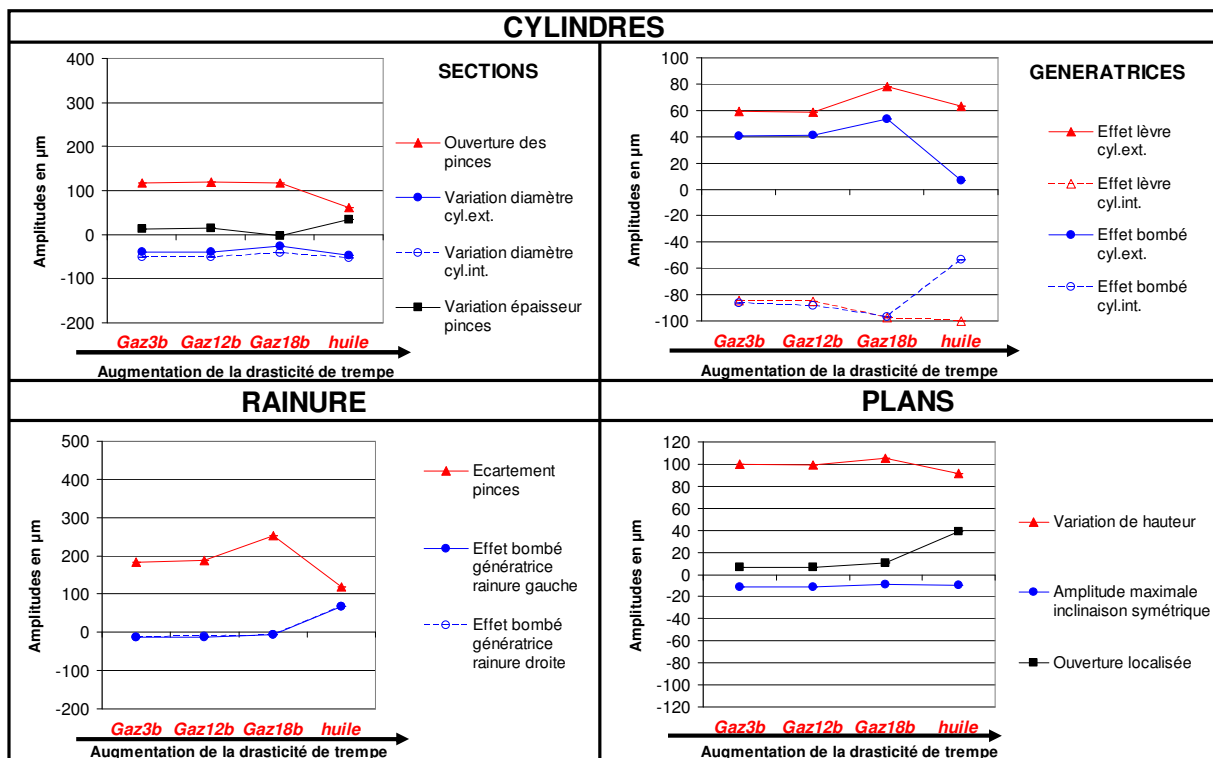


Figure V - 15 : Influence de la drasticité de trempes sur les amplitudes des phénomènes de déformations des croissants simulés - nuance 1

Ensuite, les quelques points suivants sont intéressants à souligner pour la confrontation avec les résultats expérimentaux :

- l'écartement de la rainure, l'ouverture des pinces sont les plus significatifs, quelle que soit la drasticité de trempes ;
- les amplitudes des phénomènes globaux augmentent avec la drasticité, sauf en

trempe huile : il s'agit de la variation des diamètres, de l'effet bombé des génératrices, de l'ouverture des pinces et de la variation de hauteur ;

- les amplitudes des phénomènes locaux augmentent avec la drasticité de trempe, notamment la variation d'épaisseur des pinces, l'effet lèvres des génératrices du cylindre intérieur et l'ouverture des plans ;
- l'amplitude de la variation de hauteur est aussi importante que celle d'ouverture des pinces, alors que son importance était moindre expérimentalement ;
- les amplitudes de l'ouverture des pinces et leur écartement diminuent en trempe huile, alors qu'elles augmentent toujours lors des trempes « réelles » ;
- la norme du vecteur résidu avant optimisation est la plus faible pour la trempe huile, ce qui signifie qu'elle minimise le plus les déformations, ce qui est le résultat inverse des essais expérimentaux.

### 3.2. Influence de la drasticité de trempe pour la nuance 2

Les amplitudes ne sont pas stables en fonction de la drasticité de trempe : celles-ci augmentent fortement en trempes gaz et sont plus faibles en trempe huile (Figure V - 16). Cela ne correspond pas aux résultats expérimentaux, pour lesquels une quasi-constance des amplitudes avec la drasticité de trempe a été observée. Les différences avec la réalité étant déjà suffisamment prononcées avec la trempe gaz 12 bars, l'influence d'une pression supérieure de 18 bars n'a pas été étudiée.

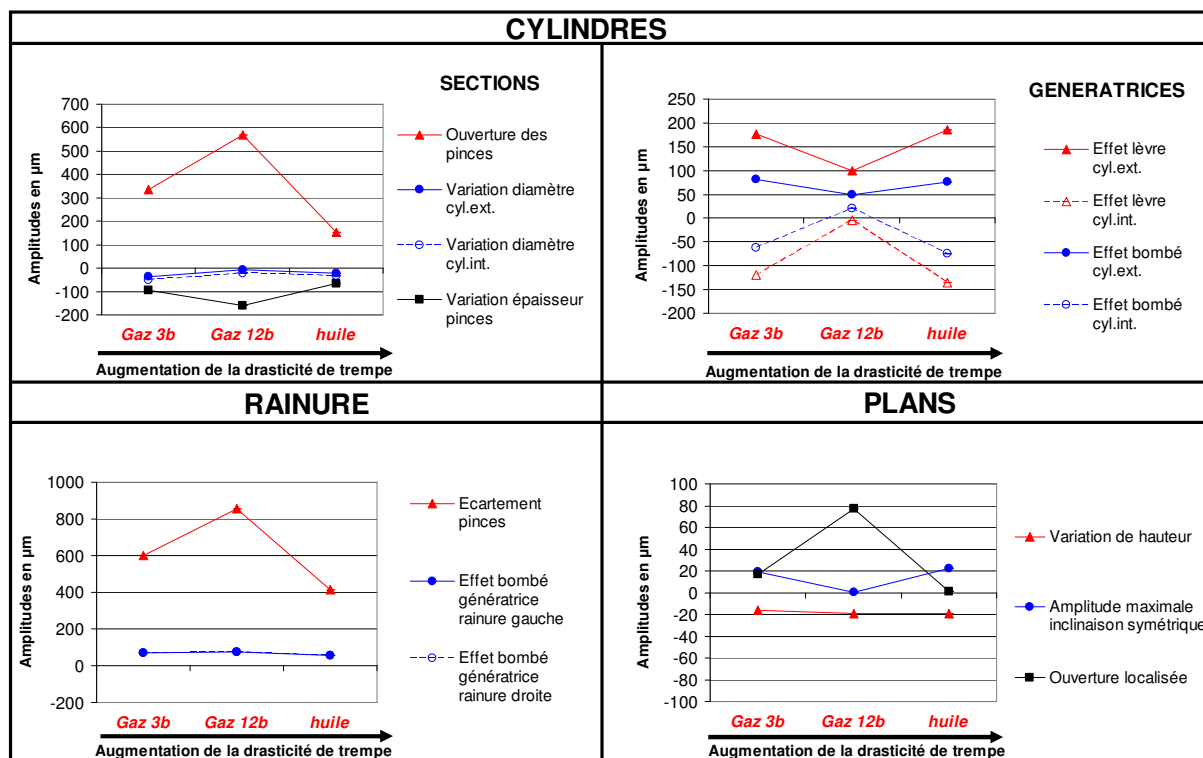


Figure V - 16 : Influence de la drasticité de trempe sur les amplitudes des phénomènes de déformations des croissants simulés - nuance 2

Les quelques points suivants sont soulignés pour la confrontation avec les résultats expérimentaux :

- l'écartement de la rainure, l'ouverture des pinces sont les plus significatifs, quelle que soit la drasticité de trempe ;
- les amplitudes des phénomènes de variation des diamètres et de hauteur sont



- faibles, ce qui signifie que la variation volumique l'est également ;
- les amplitudes des phénomènes d'ouverture des pinces et de leur écartement sont très supérieures à celles expérimentales, d'un facteur 3 à 4 ;
- l'amplitude de l'effet lèvres est beaucoup plus importante en simulation qu'elle ne l'est expérimentalement ;
- les amplitudes de l'ouverture des pinces et leur écartement diminuent en simulation de trempe huile, alors qu'elles augmentent toujours avec la drasticité, lors des expériences ;
- la norme du vecteur résidu avant optimisation est la plus faible pour la trempe gaz 3 bars, ce qui est cohérent avec les essais expérimentaux.

### Synthèse

Cette analyse préliminaire à iso-nuance montre les divergences de prédiction de certains phénomènes de déformations. Globalement, la prédiction semble meilleure pour la nuance 1 que pour la nuance 2. Cela est sûrement lié à l'incomplétude de la caractérisation du comportement de cette deuxième nuance.

Une analyse plus complète des amplitudes, trempe par trempe, est fournie dans les parties suivantes.

## 4. CONFRONTATION DES RESULTATS EXPERIMENTAUX ET PREDICTIFS DES TREMPES DE LA NUANCE 1

### 4.1. Trempe gaz 3b

#### 4.1.1. Analyse quantitative des phénomènes de déformations

La comparaison des amplitudes des phénomènes de déformations identifiées à partir des essais expérimentaux et des simulations numériques est donnée dans la Figure V - 17.

Pour cette trempe, l'outil prédictif permet de prédire correctement les tendances et les amplitudes des phénomènes de déformations. Pour donner un ordre de grandeur, la moyenne des différences, en valeur absolue, entre les amplitudes « réelles » et « simulées » est de 39  $\mu\text{m}$ , pour une amplitude moyenne, en valeur absolue, de 50  $\mu\text{m}$ .

La meilleure concordance d'amplitude entre les expériences et la simulation numérique est obtenue pour les trois phénomènes suivants :

- l'effet bombé des deux génératrices de la rainure, avec seulement 1  $\mu\text{m}$  de différence (3%) ;
- l'écartement des pinces, avec 17  $\mu\text{m}$  (9%) ;
- l'ouverture des pinces, avec 63  $\mu\text{m}$  (54%).

Pour les autres phénomènes, les écarts varient entre 60% pour la variation des diamètres et 319% pour la variation d'épaisseur des pinces. Cependant, ce fort pourcentage vient du fait qu'il y a diminution de l'épaisseur des pinces en expériences et prédiction d'une augmentation en simulation. Cette remarque vaut aussi pour le phénomène de variation de hauteur. Enfin, les effets lèvres et bombé des génératrices sont surestimés en simulation.

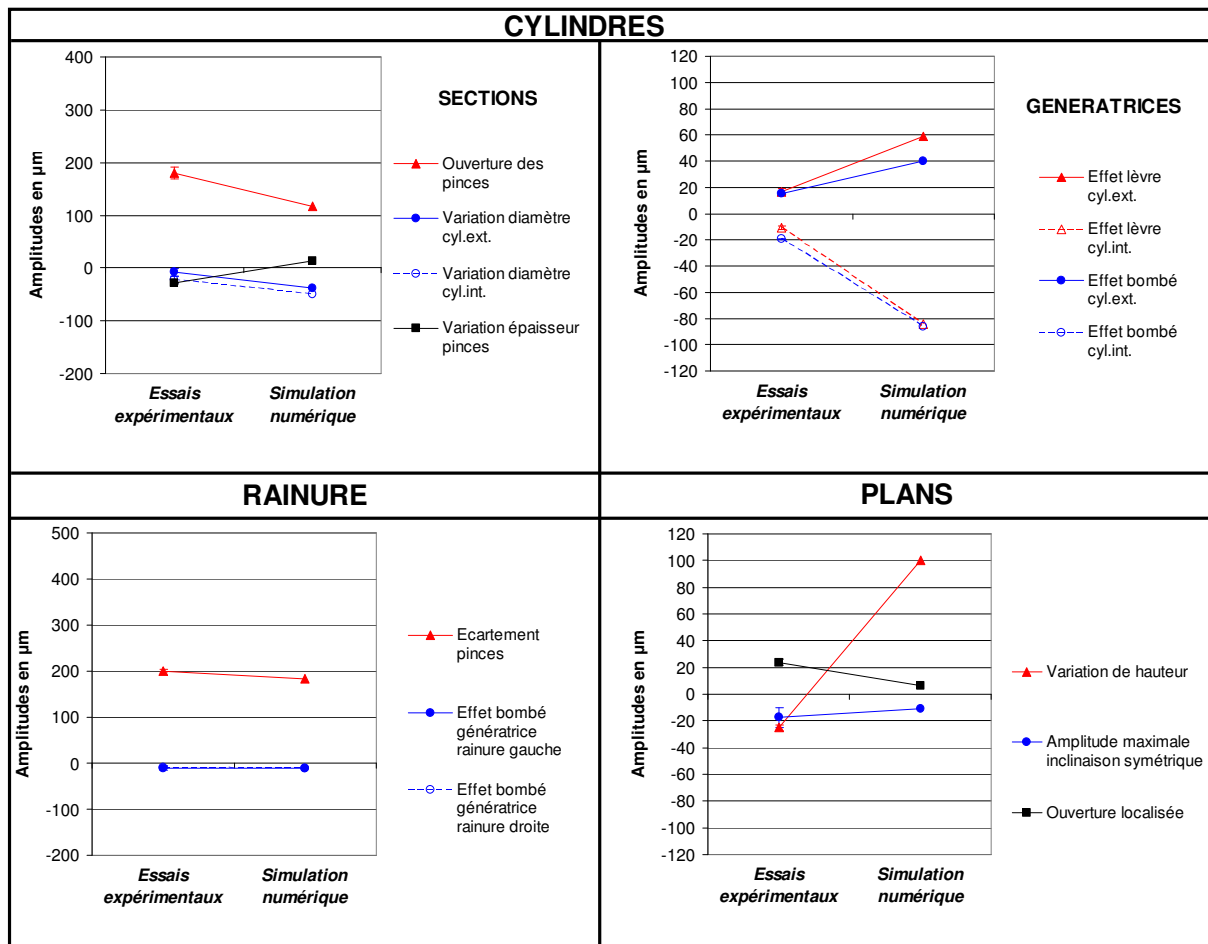


Figure V - 17 : Comparaison des amplitudes de déformations des croissants issus des campagnes expérimentales et de simulation, nuance 1, après trempe gaz 3b

#### 4.1.2. Volume en fin de trempe

Contrairement aux croissants mesurés qui perdent en moyenne 0,03% de leur volume lors de la trempe gaz 3 bars, le croissant simulé en gagne 0,17% (Figure V - 18). Cette perte est due à la diminution de hauteur du croissant, ce qui est surprenant car la chauffe est réalisée sous atmosphère contrôlée, ce qui limite la décarburation de l'acier.

Le volume des croissants réels après détensionnement n'est pas le même que celui théorique : il est plus petit de  $1477 \text{ mm}^3$ . Or, il a été prouvé au paragraphe 4.2.2 du chapitre III, que le recuit de détensionnement actuel ne provoque pas de modifications géométriques. Cela signifie donc que cette différence volumique est liée à l'usinage du croissant.

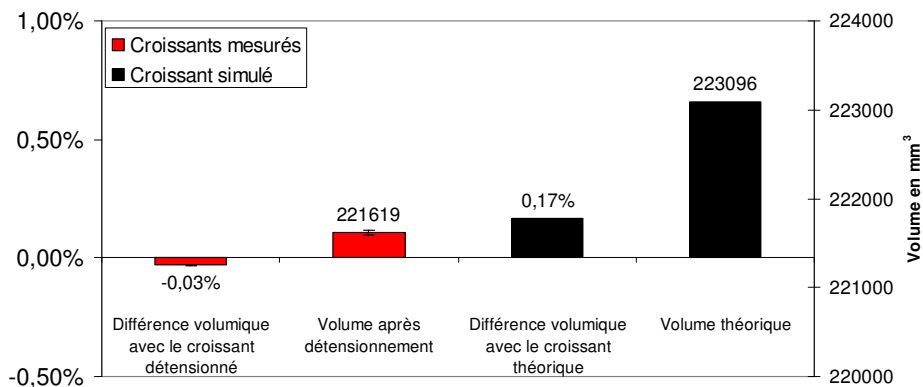


Figure V - 18 : Comparaison des variations volumiques entre les géométries avant et après trempe gaz 3b, nuance 1

## 4.2. Trempe gaz 12b

### 4.2.1. Analyse quantitative des phénomènes de déformations

La prédiction des amplitudes des phénomènes de déformations est moins précise que pour la trempe gaz 3 bars (Figure V - 19). En effet, les amplitudes de l'ouverture des pinces, de l'effet lèvres et de la variation de hauteur sont les plus mal évaluées par la simulation numérique.

La moyenne des différences, en valeur absolue, entre les amplitudes « réelles » et « simulées » est plus élevée que pour la trempe 3 bars, avec une valeur de 59  $\mu\text{m}$ , pour une amplitude moyenne de 69  $\mu\text{m}$ . Les meilleures prédictions des amplitudes sont celles des phénomènes de variation du diamètre extérieur et d'écartement des pinces.

L'analyse des déformations des génératrices du croissant simulé révèle l'importance de l'effet lèvres par rapport à l'ouverture des pinces. C'est l'inverse pour les croissants mesurés où l'ouverture des pinces est beaucoup plus grande que l'effet lèvres.

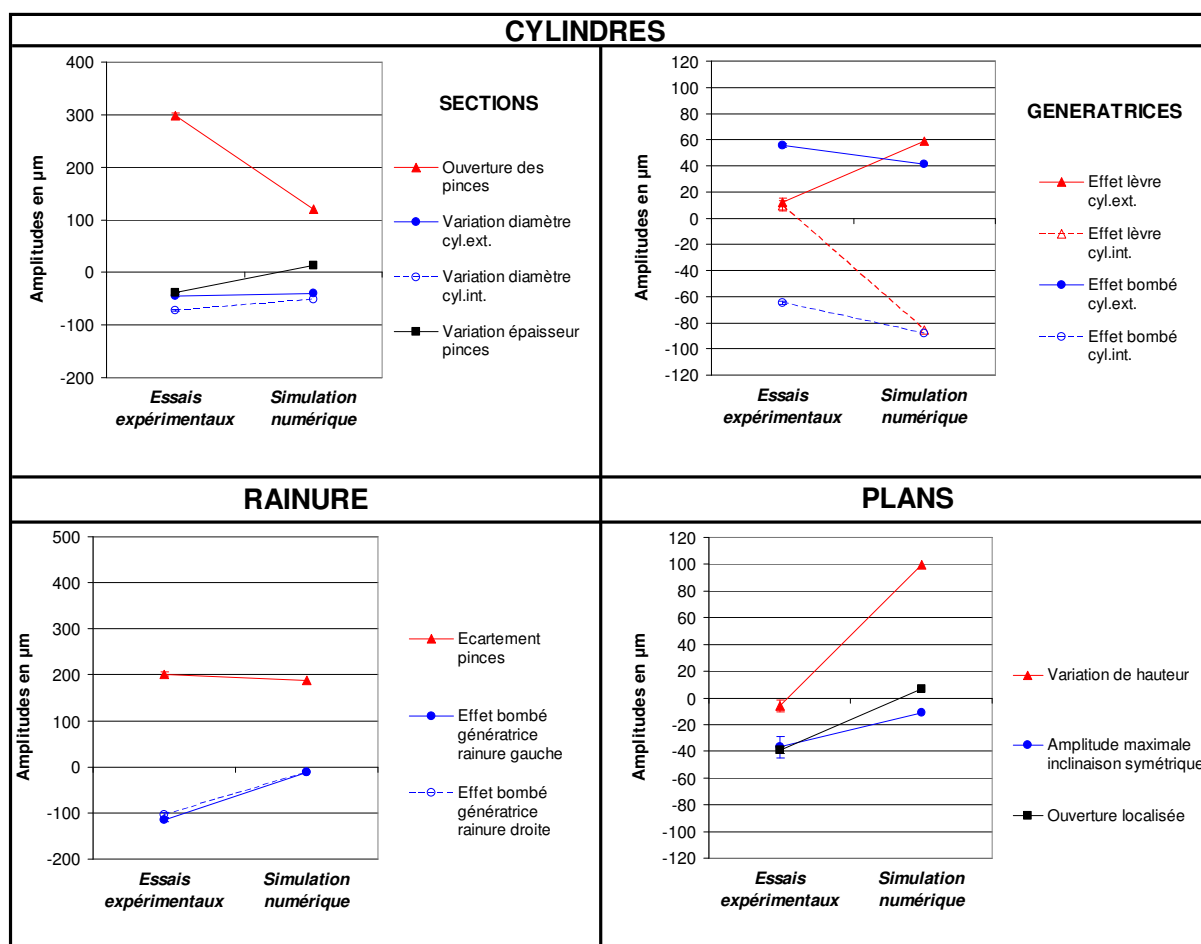


Figure V - 19 : Comparaison des amplitudes de déformations des croissants issus des campagnes expérimentales et de simulation, nuance 1, après trempe gaz 12b

### 4.2.2. Volume en fin de trempe

Le croissant simulé a gagné en moyenne, 0,17% de volume (Figure V - 20), tout comme la trempe à 3 bars. C'est aussi le cas des croissants réels, avec une hausse du volume de 0,06%. Par rapport à la trempe gaz 3 bars, le volume après détensionnement, et donc après usinage, se rapproche de celui théorique (environ 1061  $\text{mm}^3$  de différence).

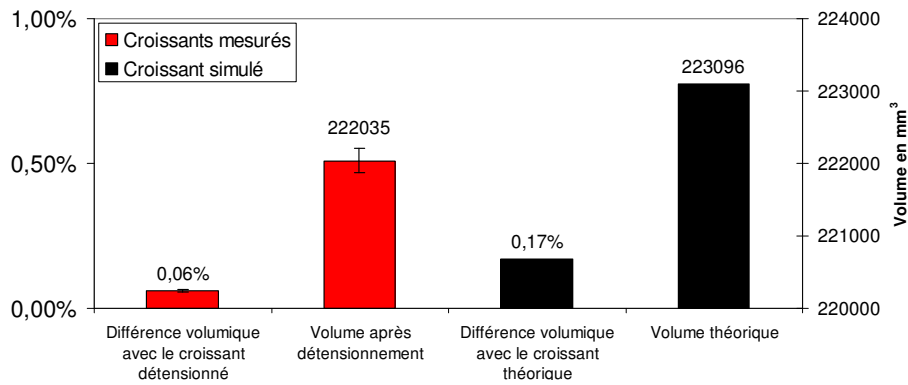


Figure V - 20 : Comparaison des variations volumiques entre les géométries avant et après trempe gaz 12b, nuance 1

### 4.3. Trempe gaz 18b

#### 4.3.1. Analyse quantitative des phénomènes de déformations

La précision de la prédiction des amplitudes des phénomènes de déformations est similaire à celle obtenue avec la simulation de trempe 12b (Figure V - 21). En effet, la moyenne des différences, en valeur absolue, entre les amplitudes « réelles » et « simulées » est de 62  $\mu\text{m}$ , la valeur étant de 59  $\mu\text{m}$  pour la trempe 3 bars. L'amplitude moyenne des phénomènes est ici plus élevée, et vaut 76  $\mu\text{m}$ . L'influence de la pression 18 bars par rapport celle de 12 bars est donc faible, ce constat ayant été effectué lors des résultats expérimentaux.

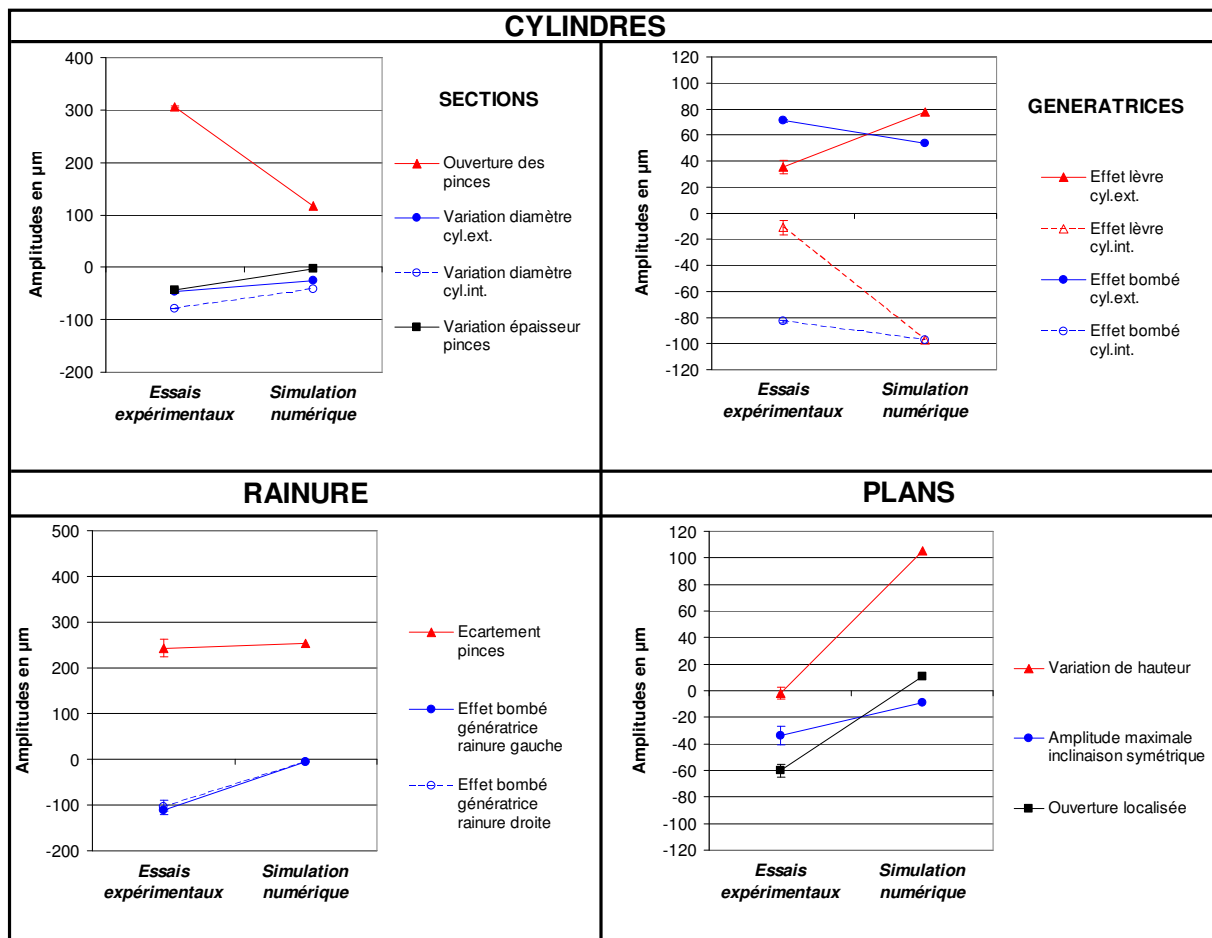
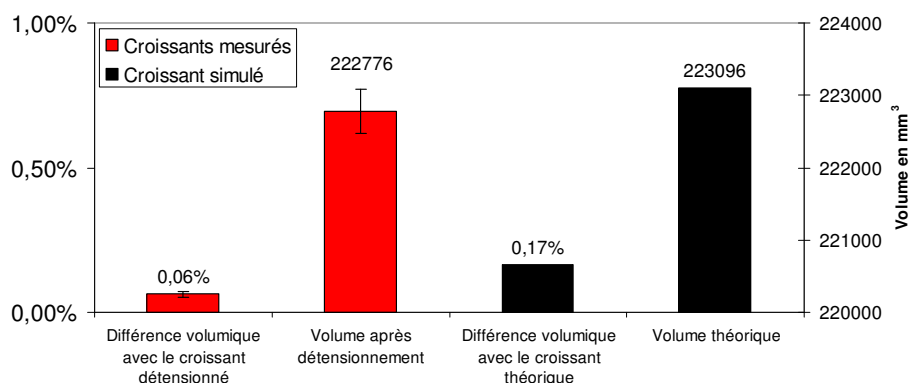


Figure V - 21 : Comparaison des amplitudes de déformations des croissants issus des campagnes expérimentales et de simulation, nuance 1, après trempe gaz 18b

Une fois encore, les meilleures prédictions des amplitudes sont celles des phénomènes de variation du diamètre extérieur et d'écartement des pinces. Les moins bonnes concernent l'ouverture des pinces, l'effet lèvre et de la variation de hauteur.

#### 4.3.2. Volume en fin de trempe

La variation de volume du croissant simulé est la même que pour les trempes 12 bars et 3 bars (Figure V - 22). Pour les croissants mesurés, le volume gagné est le même qu'en trempe 12b. Avec une différence de seulement 320 mm<sup>3</sup>, le volume moyen après détensionnement est quasiment le même que celui théorique, à la marge d'erreur près.



**Figure V - 22 : Comparaison des variations volumiques entre les géométries avant et après trempe gaz 18b, nuance 1**

### 4.4. Trempe huile

#### 4.4.1. Analyse quantitative des phénomènes de déformations

La précision de la prédiction des amplitudes des phénomènes de déformations est la moins bonne des quatre trempes de la nuance 1 (Figure V - 23). En effet, la moyenne des différences, en valeur absolue, entre les amplitudes « réelles » et « simulées » est de 81 μm, pour une amplitude moyenne des phénomènes de 73 μm.

Dans le même temps, le phénomène d'écartement des pinces, dont l'amplitude était la mieux prédite en trempes gaz, est très sous-estimé en trempe huile. La différence entre les résultats expérimentaux et la simulation est de 350%, alors que pour les trempes gaz, la différence était en moyenne de 6%.

Les phénomènes dont l'amplitude est la mieux prédite sont l'effet lèvre des génératrices du cylindre extérieur et la variation du diamètre extérieur. Les moins bonnes prédictions concernent l'ouverture des pinces, leur écartement et la variation de hauteur.

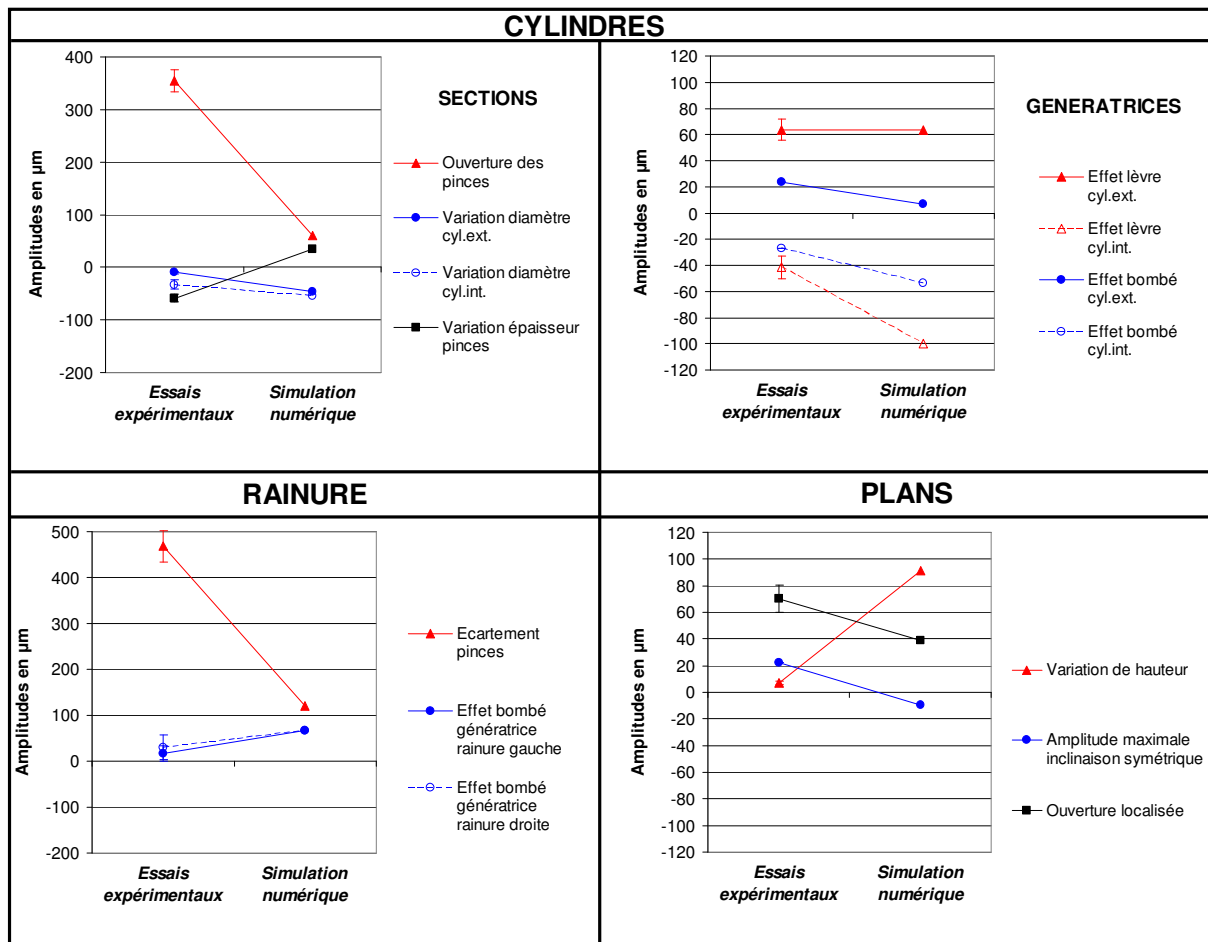


Figure V - 23 : Comparaison des amplitudes de déformations des croissants issus des campagnes expérimentales et de simulation, nuance 1, après trempe huile

#### 4.4.2. Volume en fin de trempe

L'augmentation volumique moyenne des croissants mesurés est près de deux fois plus faible que celle des croissants théorique. Il ne faut cependant pas oublier que les croissants mesurés ont perdu du volume à cause de l'enlèvement de la couche de calamine formée lors de la chauffe. Par ailleurs, le volume après détensionnement des croissants réels n'est pas le même que celui théorique (961 mm<sup>3</sup> de différence), ce qui fausse la comparaison.

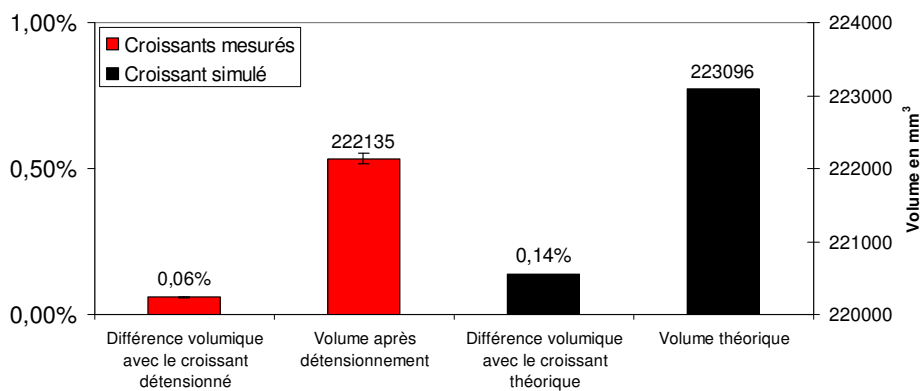


Figure V - 24 : Comparaison des variations volumiques entre les géométries avant et après trempe huile, nuance 1

#### 4.5. Bilan des comparaisons à iso-trempe

Les modes de déformations des croissants simulés sont les mêmes que ceux des croissants réels. L'analyse des écarts résiduels et de la norme du vecteur résidu, après optimisation, montrent que les phénomènes de déformations utilisés décrivent bien la déformation totale des croissants chauffés (Figure V - 25).

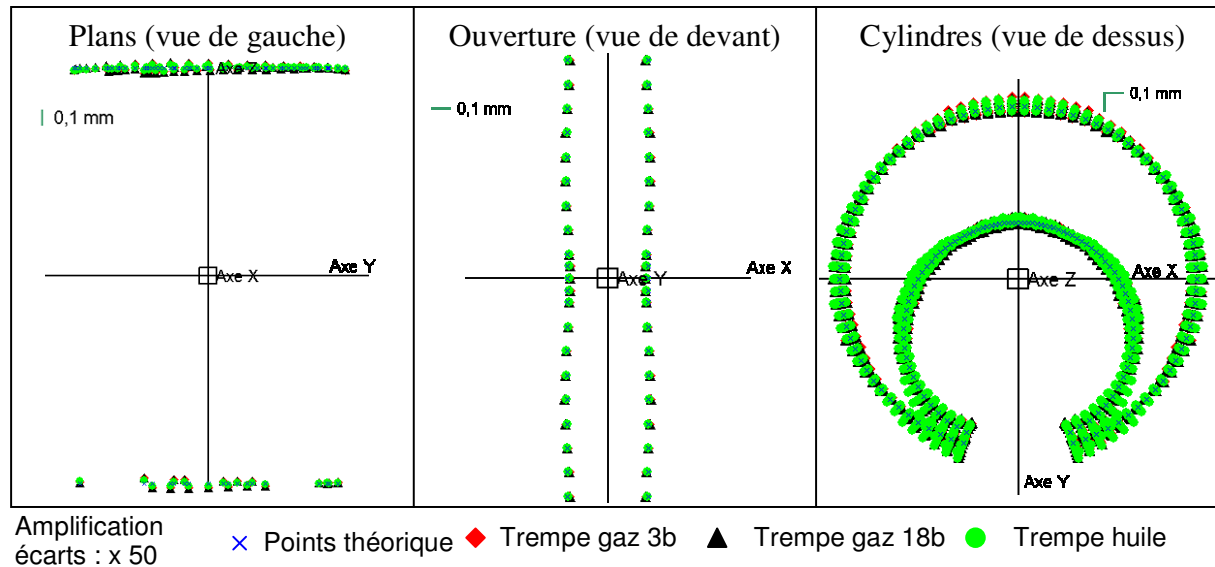


Figure V - 25 : Ecartés résiduels entre les images des maillages après chauffe et la géométrie théorique, après dissociation des phénomènes de déformations, pour trois des simulations de trempe

78% des écarts de mesure ont été expliqués avec les phénomènes de déformations utilisés. Les 22% restants correspondent à la non-prise en compte de la variabilité de l'amplitude des phénomènes de mise en bombé et d'effet lèvre et aux erreurs d'approximation des courbures lors du palpé virtuel.

Les points principaux suivants émergent de cette confrontation entre les résultats expérimentaux et prédictifs :

- la **prédiction des tendances** et du sens des phénomènes de déformations (mise en bombé ou diabolo) est **globalement bonne** ;
- les valeurs d'**écartement des pinces** et de **variation du diamètre extérieur** sont bien prédites en trempes **gaz** ;
- les amplitudes de l'**effet lèvre** des génératrices du cylindre extérieur et de la **variation du diamètre extérieur** sont bien prédites en trempe **huile** ;
- l'ouverture des pinces est toujours **sous-estimée** en simulation numérique ;
- l'augmentation volumique du croissant est **surestimée** en simulation ;
- les amplitudes des phénomènes de déformations locaux, en particulier la variation d'épaisseur des pinces, l'effet lèvre et l'ouverture des plans sont souvent **surestimés**.

## 5. CONFRONTATION DES RESULTATS EXPERIMENTAUX ET PREDICTIFS DES TREMPES DE LA NUANCE 2

### 5.1. Trempe gaz 3b

#### 5.1.1. Analyse quantitative des phénomènes de déformations

La prédiction des amplitudes est globalement insatisfaisante (Figure V - 26) : exceptée la variation de hauteur, toutes les amplitudes des autres phénomènes sont surestimées, en moyenne de 102%, par rapport aux résultats expérimentaux.

Cette mauvaise prédiction se retrouve dans l'indicateur de la différence moyenne, en valeur absolue, entre les amplitudes « réelles » et « simulées ». Cette valeur, égale à 115  $\mu\text{m}$ , est largement supérieure à l'amplitude moyenne des phénomènes, qui est de 74  $\mu\text{m}$ .

Ce résultat confirme les premières impressions données lors de l'analyse préliminaire effectuée dans la partie 3.

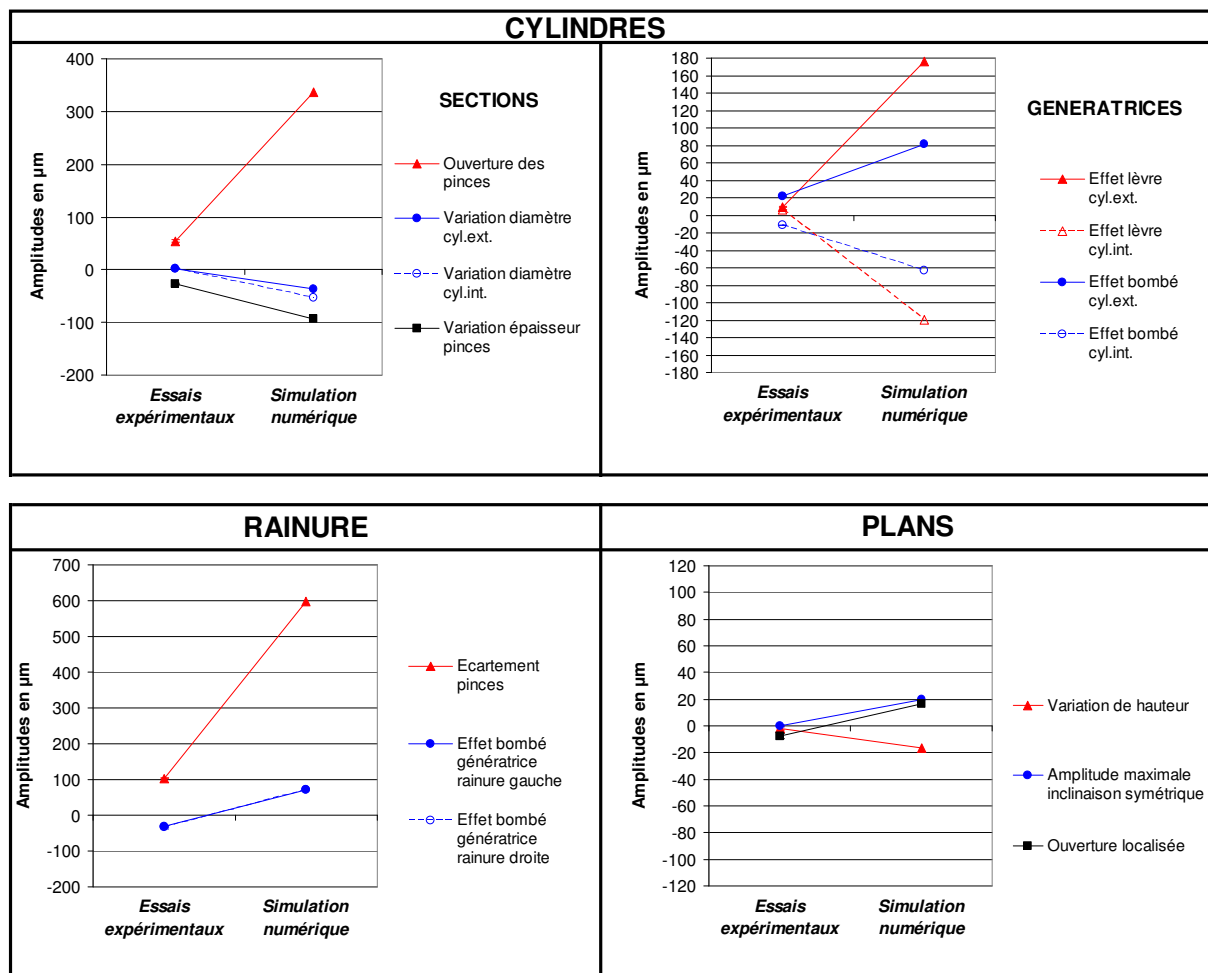


Figure V - 26 : Comparaison des amplitudes de déformations des croissants issus des campagnes expérimentales et de simulation, nuance 2, après trempe gaz 3b

#### 5.1.2. Volume en fin de trempe

Le croissant simulé perd 0,09% de son volume initial et les croissants mesurés 0,03% (Figure V - 27). Le volume moyen après détensionnement est très proche de celui théorique, avec seulement 194  $\text{mm}^3$  supplémentaires. La géométrie des croissants après usinage est donc



très proche de celle nominale.

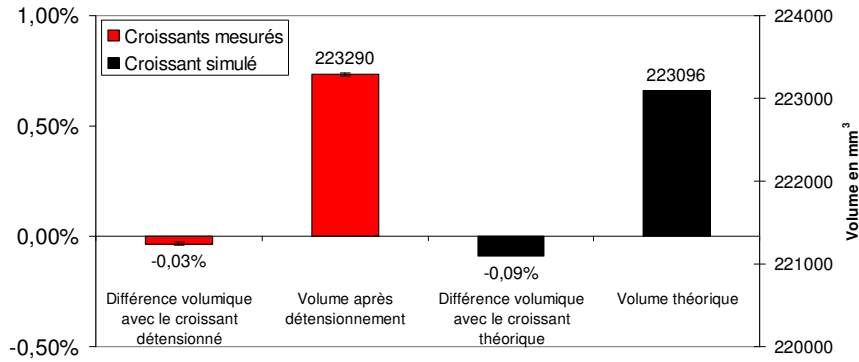


Figure V - 27 : Comparaison des variations volumiques entre les géométries avant et après trempé gaz 3b, nuance 2

## 5.2. Trempé gaz 12b

### 5.2.1. Analyse quantitative des phénomènes de déformations

La prédiction de l'amplitude de certains phénomènes est meilleure (Figure V - 28). C'est le cas de la variation du diamètre du cylindre extérieur, de la variation de hauteur et de l'inclinaison symétrique des plans.

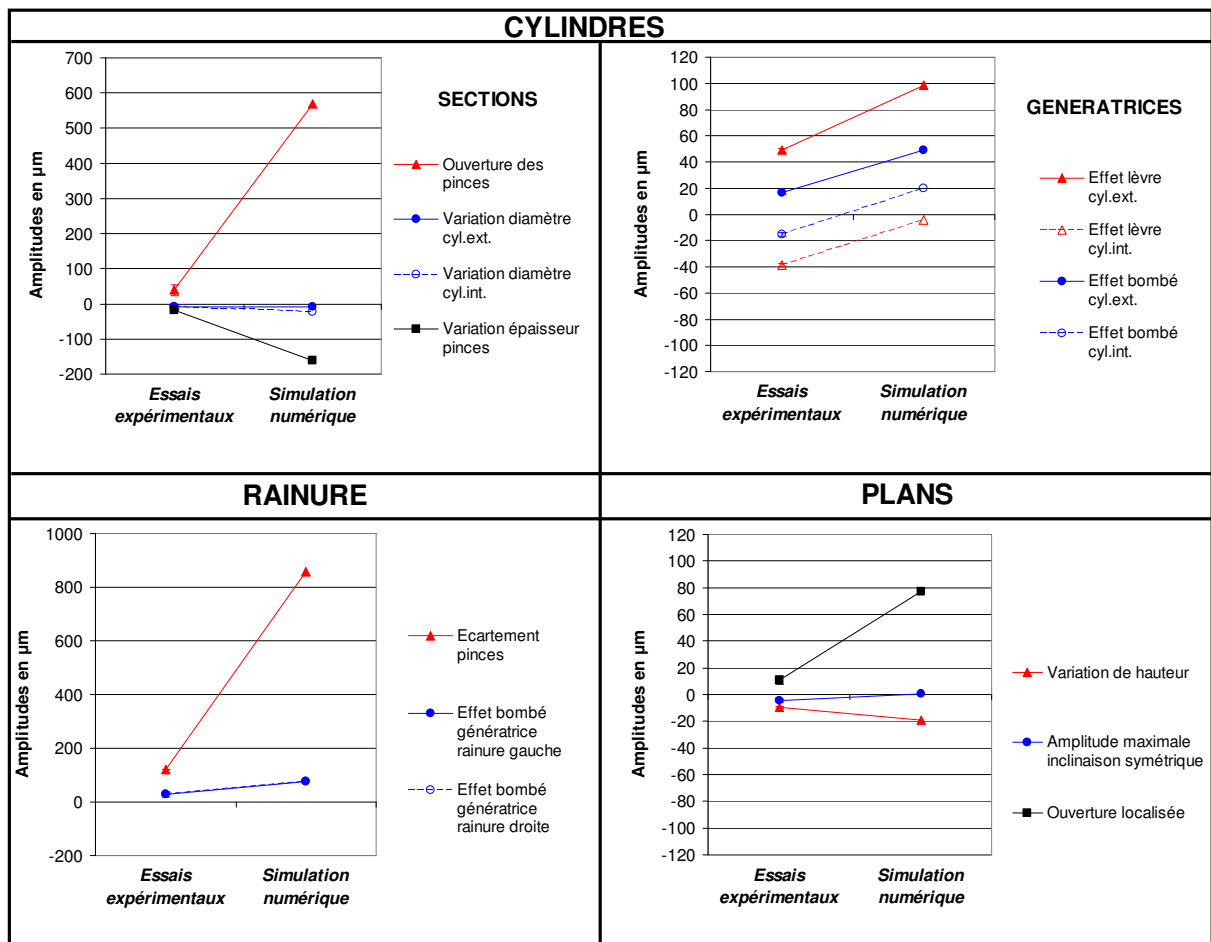


Figure V - 28 : Comparaison des amplitudes de déformations des croissants issus des campagnes expérimentales et de simulation, nuance 2, après trempé gaz 12b

Néanmoins, les résultats prédictions surestiment globalement ceux expérimentaux. Par ailleurs, la moyenne des différences, en valeur absolue, entre les amplitudes « réelles » et « simulées » est toujours importante, puisqu'elle est de 125  $\mu\text{m}$ , pour une amplitude moyenne de 87  $\mu\text{m}$ .

Il est intéressant de noter que le signe de l'amplitude des effets lèvre et bombé est le même entre le cylindre extérieur et intérieur du croissant simulé. Comme l'effet de ces phénomènes est mesuré dans le sens des normales extérieures à la matière, ils sont donc de sens physiquement opposé. Cette singularité avait déjà été observée les croissants de la nuance 3 issus des campagnes expérimentales de trempe huile.

### 5.2.2. Volume en fin de trempe

Le croissant simulé perd 0,11% de son volume initial et les croissants mesurés perdent 0,06% (Figure V - 29). La perte volumique est donc relativement bien prédite par la simulation numérique. Le volume moyen après détensionnement est très proche de celui théorique avec seulement 52  $\text{mm}^3$  de différence.

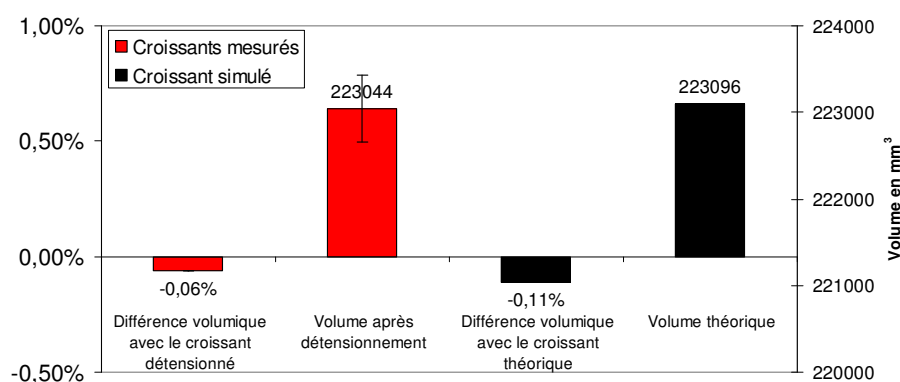


Figure V - 29 : Comparaison des variations volumiques entre les géométries avant et après trempe gaz 12b, nuance 2

## 5.3. Trempe huile

### 5.3.1. Analyse quantitative des phénomènes de déformations

La simulation de trempe huile est celle qui prédit le mieux les amplitudes des phénomènes de déformations (Figure V - 30). En effet, la moyenne des différences, en valeur absolue, entre les amplitudes « réelles » et « simulées » n'est « que » de 86  $\mu\text{m}$ , pour une amplitude moyenne de 73  $\mu\text{m}$ . La prédiction de la mise en bombé des deux génératrices de la rainure, de la variation d'épaisseur et de l'inclinaison symétrique des plans est bonne. L'effet lèvre, l'ouverture des pinces et leur écartement sont quant à eux très surestimés.

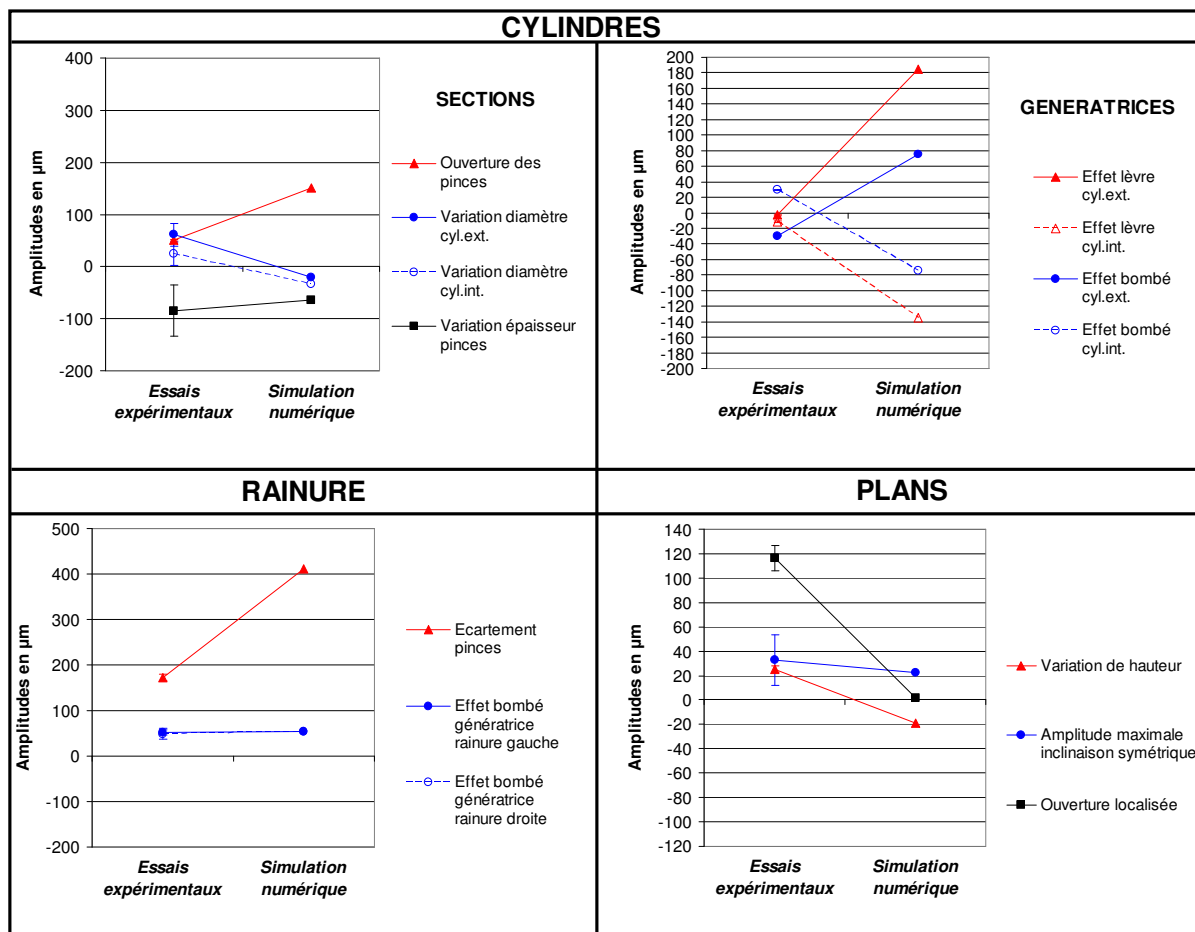


Figure V - 30 : Comparaison des amplitudes de déformations des croissants issus des campagnes expérimentales et de simulation, nuance 2, après trempe huile

### 5.3.2. Volume en fin de trempe

Le croissant simulé perd 0,08% de son volume initial (Figure V - 31), alors qu'au contraire, les croissants mesurés gagnent 0,04%. Le volume moyen après détensionnement est le meilleur obtenu de tous les croissants des campagnes expérimentales, puisqu'il diffère de seulement 33 mm<sup>3</sup> avec celui théorique.

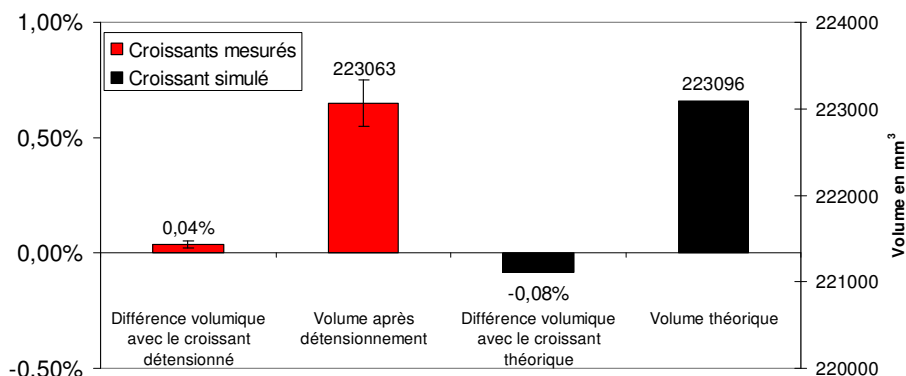


Figure V - 31 : Comparaison des variations volumiques entre les géométries avant et après trempe huile, nuance 2

## 5.4. Bilan des comparaisons à iso-trempes

Les phénomènes de déformations des croissants simulés sont les mêmes que ceux des

croissants réels et expliquent **88%** des écarts de mesure.

Cependant, les amplitudes des phénomènes de déformations prédites par la simulation sont largement surestimées par rapport aux amplitudes obtenues lors des essais expérimentaux. Deux phénomènes font quand même exception : il s'agit de la variation des diamètres des cylindres et de l'effet bombé des deux génératrices de la rainure.

## 6. CONFRONTATION DES RESULTATS EXPERIMENTAUX ET PREDICTIFS DES TREMPES DE LA NUANCE 4

### 6.1. Analyse quantitative des phénomènes de déformations

Les amplitudes des phénomènes de déformations de cette nuance sont globalement bien prédites (Figure V - 32). La moyenne des différences, en valeur absolue, entre les amplitudes « réelles » et « simulées » est de 52  $\mu\text{m}$ , pour une amplitude moyenne de 78  $\mu\text{m}$ , en valeur absolue.

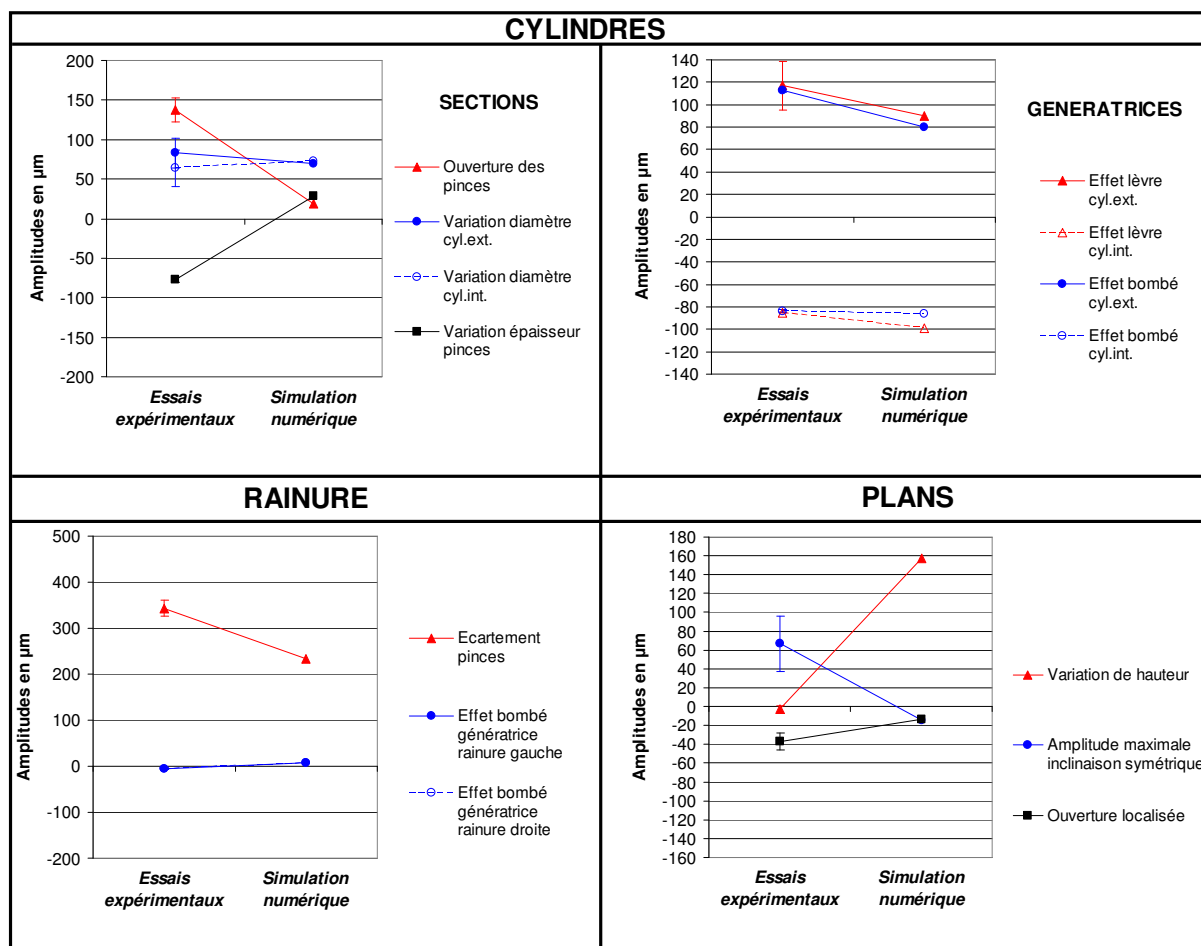


Figure V - 32 : Comparaison des amplitudes de déformations des croissants issus des campagnes expérimentales et de simulation, nuance 4, après trempe huile

La meilleure concordance d'amplitude entre les expériences et la simulation numérique est obtenue pour les trois phénomènes suivants :

- la variation des diamètres des cylindres (16 % de différence) ;
- l'effet lèvres des génératrices en bout des pinces (22 %) ;
- l'effet bombé des génératrices des cylindres et de la rainure (24 %).

L'ouverture des pinces et leur écartement ne sont pas bien prédits. Il semble que

l'origine soit l'augmentation de l'épaisseur des pinces, alors qu'expérimentalement, une diminution d'épaisseur est observée.

## 6.2. Volume en fin de trempé

Le croissant simulé gagne 0,33% de son volume initial et ceux mesurés perdent 0,06% (Figure V - 33). Cette différence peut s'expliquer par la perte de matière due à la formation d'une couche de calamine lors de la chauffe des croissants, phénomène non pris en compte en simulation numérique. Le volume moyen après détensionnement est assez proche de celui théorique avec seulement 537 mm<sup>3</sup> de différence.

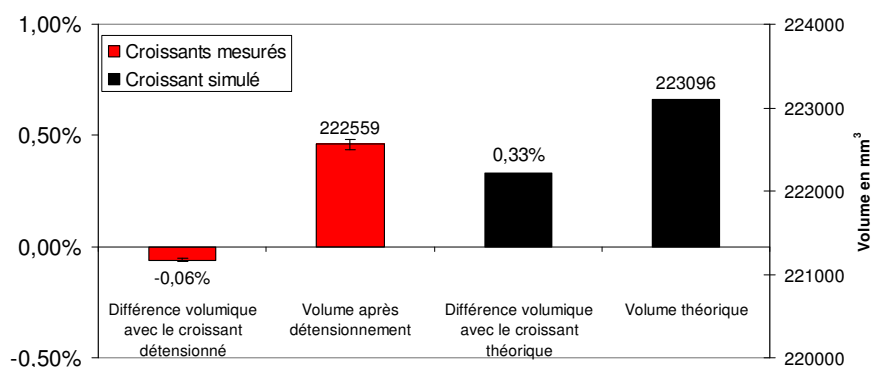


Figure V - 33 : Comparaison des variations volumiques entre les géométries avant et après trempé huile, nuance 4

## 6.3. Bilan de la comparaison en trempé huile

Les phénomènes de déformations des croissants simulés sont les mêmes que ceux des croissants réels et expliquent 79% des écarts de mesure.

Les déformations sont relativement concordantes entre les expériences et la simulation numérique. Cependant, une meilleure corrélation des résultats était attendue pour cette nuance, surtout pour le phénomène d'ouverture des pinces, qui est sous-estimé.

## 7. CONCLUSIONS SUR LA PREDICTION DES DEFORMATIONS

### 7.1.1. Lors de la chauffe

L'augmentation volumique des croissants des trois nuances étudiée est de 3,4% par rapport au volume théorique du croissant. Elle est anisotrope car l'augmentation de hauteur est proportionnellement plus importante que la variation des diamètres. A la température de 930°C, la hauteur du croissant est plus grande de 666 μm. Les diamètres ont augmenté de 187 μm en moyenne pour la nuance 1, de 233 μm pour la nuance 2 et de 258 μm pour la nuance 4. La largeur de la rainure a gagné, en moyenne, 71 μm pour les trois nuances.

Par ailleurs, les simulations de chauffe ont permis de vérifier que les modifications dimensionnelles ne se limitent pas à une simple augmentation volumique. Les phénomènes de déformations sont les mêmes que ceux relevés lors des essais expérimentaux. Les déformations locales, comme l'effet lèvre et l'ouverture des plans, sont également prédites par la simulation. Voici les phénomènes de déformations dont les amplitudes sont les plus importantes :

- l'ouverture des pinces vaut au minimum 121 μm pour la nuance 4 et au maximum, 310 μm pour la nuance 1 ;
- l'effet bombé des deux génératrices de la rainure est de 110 μm ;
- l'ouverture localisée des plans en bout des pinces vaut 91 μm ;

- l'effet diablo des génératrices de la partie massive des cylindres est de  $-73 \mu\text{m}$  ;
- l'effet lèvre des génératrices en bout des pinces vaut  $-41 \mu\text{m}$ .

### 7.1.2. Lors des trempes

Le maillage du croissant et le pas de température maximal par incrément en chauffe et en trempe ont été déterminés pour avoir un impact limité sur la précision des résultats obtenus. La prédiction des tendances d'évolution des phénomènes de déformations est globalement satisfaisante.

Les simulations numériques, effectuées avec les lois de comportement les mieux caractérisées, permettent une prédiction qualitative correcte des déformations en trempes huile et gaz des nuances 1 et 4. Cependant, la prédiction des amplitudes n'est pas toujours satisfaisante car elles sont, pour certaines, sous-estimées par rapport aux résultats expérimentaux. De plus, contrairement aux observations expérimentales, les amplitudes de mise en bombé ou diablo des génératrices des cylindres ne sont pas les mêmes entre l'intérieur et l'extérieur. Les amplitudes de déformation sont plus grandes pour les génératrices du cylindre extérieur. Cela peut provenir d'une erreur de caractérisation de l'échange thermique se produisant sur la surface du cylindre intérieur. Cette hypothèse fera l'objet d'une vérification au chapitre suivant.

Quant aux simulations de la nuance 2, les résultats obtenus ne sont pas satisfaisants à l'heure actuelle. En effet, quelle que soit la drasticité de trempe, les amplitudes des phénomènes de déformations sont largement surestimées par la simulation numérique. Un affinement de la loi de comportement de cette nuance est donc nécessaire.

Dans les articles de la littérature concernant le croissant, la corrélation entre les résultats expérimentaux et les simulations numériques n'est pas toujours couronnée de succès. Ainsi, Hardin [HAR05] et Brooks [BRO07] ne constatent pas une bonne concordance entre le modèle prédictif et les résultats expérimentaux. D'autres travaux [HERN05] [LI06b] [TEO06] aboutissent à la conclusion inverse. Cependant, les auteurs se limitent à comparer la valeur d'écartement des pinces, obtenue au pied à coulisse. Cette valeur dépend fortement de l'endroit où est effectuée la mesure car l'écartement n'est pas uniforme sur toute la hauteur de la rainure, du fait des déformations bombé et lèvre.

L'approche fine des déformations menée dans ces travaux de thèse révèle que, si parfois l'amplitude de l'écartement diverge quelque peu, cela n'empêche pas de grandes similitudes pour les autres phénomènes de déformations des plans et des cylindres. Le comportement à la trempe du croissant ne peut donc être résumé à la simple mesure de la largeur de la rainure.

Le dernier chapitre de ce mémoire de thèse propose une investigation numérique, afin de découpler les phénomènes thermiques, métallurgiques et mécaniques survenant lors de la chauffe et de la trempe des croissants. L'objectif est d'identifier les responsables de chacun des phénomènes de déformations.



**CHAPITRE VI : INVESTIGATIONS  
NUMERIQUES DES EFFETS  
THERMOMECHANIQUES ET METALLURGIQUES  
SUR LES DEFORMATIONS**



# TABLE DES MATIERES

<b>1. OBJECTIFS DES INVESTIGATIONS NUMERIQUES .....</b>	<b>182</b>
1.1. Appréhender l'apparition des déformations _____	182
1.2. Evaluer l'influence des données expérimentales _____	182
<b>2. INSTANTS CLES DE L'EVOLUTION DES DEFORMATIONS.....</b>	<b>182</b>
2.1. Influence des effets thermomécaniques et métallurgiques sur le volume _____	182
2.2. Déformations thermomécaniques et métallurgiques lors de la chauffe _____	187
2.3. Déformations thermomécaniques et métallurgiques lors de la trempe huile _____	192
2.4. Synthèse : suivi d'un point du croissant lors de la trempe _____	195
<b>3. SUIVI QUANTITATIF DES DEFORMATIONS AUX INSTANTS CLES.....</b>	<b>197</b>
3.1. Amplitudes des phénomènes de déformations de la nuance 1 _____	197
3.2. Amplitudes des phénomènes de déformations de la nuance 4 _____	199
3.3. Conclusions _____	200
<b>4. COMPARAISON DES STRUCTURES ET DES DURETES EN FIN DE TREMPE.....</b>	<b>200</b>
4.1. Nuance 1 _____	201
4.2. Nuance 4, trempe huile _____	204
4.3. Conclusions _____	205
<b>5. INFLUENCE DES DONNEES DU MATERIAU .....</b>	<b>205</b>
5.1. Présentation de la loi de déformation en traitement thermique _____	205
5.2. Influence des données mécaniques _____	209
5.3. Conclusions _____	215
<b>6. INFLUENCE DES DONNEES THERMIQUES.....</b>	<b>216</b>
6.1. Coefficients d'échanges thermiques _____	216
6.2. Emissivité _____	219
6.3. Conclusions _____	221
<b>7. CONCLUSIONS .....</b>	<b>222</b>
7.1. Objectif n°1 : Appréhender l'apparition des déformations _____	222
7.2. Objectif n°2 : Evaluer l'influence des données expérimentales _____	223

# INTRODUCTION DU CHAPITRE VI

Dans ce chapitre, la simulation numérique est utilisée comme un outil d'investigation pour la compréhension des instants clés de la formation des déformations du croissant. Le rôle des phénomènes thermiques, mécaniques et métallurgiques lors de la chauffe et de la trempe est ainsi mis en évidence. A ce titre, la méthode développée dans ces travaux de thèse sera mise en œuvre pour quantifier l'évolution des phénomènes de déformations aux instants clés de la trempe huile. Il est ainsi mis en évidence les phénomènes dépendants des effets thermomécaniques et ceux liés aux effets métallurgiques et mécaniques.

Par ailleurs, des investigations numériques sont menées pour juger l'influence de la variation des paramètres expérimentaux sur les déformations. L'étude se concentrera sur les données mécaniques et les paramètres thermiques. La méthode est une nouvelle fois mise à contribution pour quantifier les perturbations sur les phénomènes de déformations.

Après une rapide présentation des objectifs de ce chapitre dans une première partie, les instants clés de l'évolution des déformations, au cours de la chauffe et d'une trempe, sont identifiés dans la deuxième partie. Cette analyse qualitative fait appel aux effets thermomécaniques et métallurgiques.

L'objectif de la troisième partie est de déterminer les phénomènes de déformations, dont l'amplitude varie fortement aux instants clés de la formation de la martensite dans le croissant.

La quatrième partie fait l'objet d'une comparaison des structures et duretés finales. Elles révèlent le décalage temporel de formation des phases qui existe entre les simulations et les expériences. Ce fait permet d'expliquer pourquoi la prédiction des amplitudes des phénomènes de déformations présentée au chapitre V n'a pas été entièrement concluante.

Enfin, les quatrième et cinquième parties portent sur la perturbation des données mécaniques et des échanges thermiques du croissant. L'analyse quantitative permet de distinguer les phénomènes de déformations et les zones du croissant sensiblement affectés.

# 1. OBJECTIFS DES INVESTIGATIONS NUMERIQUES

## 1.1. Appréhender l'apparition des déformations

La chauffe puis la trempe des croissants génèrent des contraintes internes, hétérogènement réparties au sein des pièces, provoquant des déformations. Ces contraintes internes sont dues au gradient de température entre le cœur et la peau du croissant, et au gradient de transformation de phase, eux-mêmes liés au gradient d'épaisseur.

Dans les trois premières parties de ce chapitre, l'influence de ces gradients thermomécaniques et métallurgiques sur les changements de volume et de forme est étudiée. Pour cela, la chronologie d'apparition des déformations est proposée pour des instants clés lors de la chauffe et de la trempe des croissants. Cette chronologie est complétée du suivi de l'évolution des contraintes internes et de leur répartition au sein du croissant. Pour finir, la comparaison de la répartition des structures métallurgiques et des duretés en fin de trempe est une piste pour comprendre les différences de déformations, constatées au chapitre V.

## 1.2. Evaluer l'influence des données expérimentales

L'étude de la robustesse des données expérimentales, à la fois du matériau et du procédé de trempe, fait l'objet des parties 5 et 6 de ce chapitre. Il ne s'agit pas du cœur du travail de thèse, mais plutôt d'une discussion quant à l'impact des paramètres expérimentaux sur les déformations.

Un découplage des paramètres thermiques, mécaniques et rhéologiques est réalisé afin d'identifier ceux pouvant sensiblement affecter les amplitudes des phénomènes de déformations. La méthode développée dans ces travaux de thèse permettra d'en quantifier l'influence.

Cette étude est paramétrique : le but est d'obtenir l'impact individuel de chacun des paramètres expérimentaux. Aussi, l'influence de leurs interactions sur les déformations n'a pas été évaluée et nécessiterait la mise au point d'un plan d'expérience.

# 2. INSTANTS CLES DE L'EVOLUTION DES DEFORMATIONS

Dans cette partie, les instants clés liés à l'évolution des déformations sont déterminés. Cette analyse des déformations constatées au cours de la chauffe et d'une trempe se veut principalement qualitative et explicative des déformations, l'analyse quantitative étant fournie dans la partie 3.

Dans un premier temps, l'influence des effets thermomécaniques et métallurgiques sur le volume est étudiée, pour la chauffe et la trempe huile.

Dans un second temps, les déformations dues aux effets thermomécaniques d'une part, aux effets métallurgiques et mécaniques d'autre part, sont identifiées.

## 2.1. Influence des effets thermomécaniques et métallurgiques sur le volume

### 2.1.1. Lors des chauffées

#### Nuance 1

D'après la Figure VI - 1, la différence de volume entre le croissant en fin de chauffe et le croissant nominal est de  $+7636 \text{ mm}^3$ , soit 3%. A l'exception des 125 premières secondes, l'évolution du volume suit les trois phases suivantes:

- la première phase (①) est une augmentation volumique, d'évolution

parabolique, depuis le temps  $t=0s$  au temps  $t=1680s$ . Elle provient essentiellement des effets **thermo-mécaniques**, dilatant les distances interatomiques des mailles de la structure cubique centrée de la ferrite et de la perlite. Vers la fin de cette phase transitoire, le volume atteint sa valeur maximale, puis la phase ferrito-perlitique commence à se transformer en austénite dès 1550s. Ce début de changement de phase est appelé la « germination » et entraîne un réarrangement atomique de la structure de l'acier ;

- la deuxième phase (②) débute quand l'austénite a atteint la moitié des pinces à  $t=1621s$ . Sa croissance progressive dans le croissant produit alors une contraction volumique totale de  $1224 \text{ mm}^3$  (-0,5%), mettant provisoirement un terme à l'extension volumique. Cette contraction provient des **effets métallurgiques et mécaniques** générés par le réarrangement de la structure cristalline de l'acier. En effet, la structure ferrito-perlitique, de type cubique centrée, évolue vers une structure austénitique, de type cubique à faces centrées. Ce réarrangement atomique intervient rapidement dans le croissant puisqu'en à peine 200 secondes, la fraction d'austénite est égale à 100% en peau et à 50% à cœur ;
- la dernière phase (③) correspond à la reprise de l'augmentation volumique en parallèle du parachèvement de la transformation de phase. Dès 2000s, l'austénite est présente à 100% dans tout le croissant et dès 2300s, le volume est stabilisé à sa valeur finale. Le régime stationnaire est alors atteint.

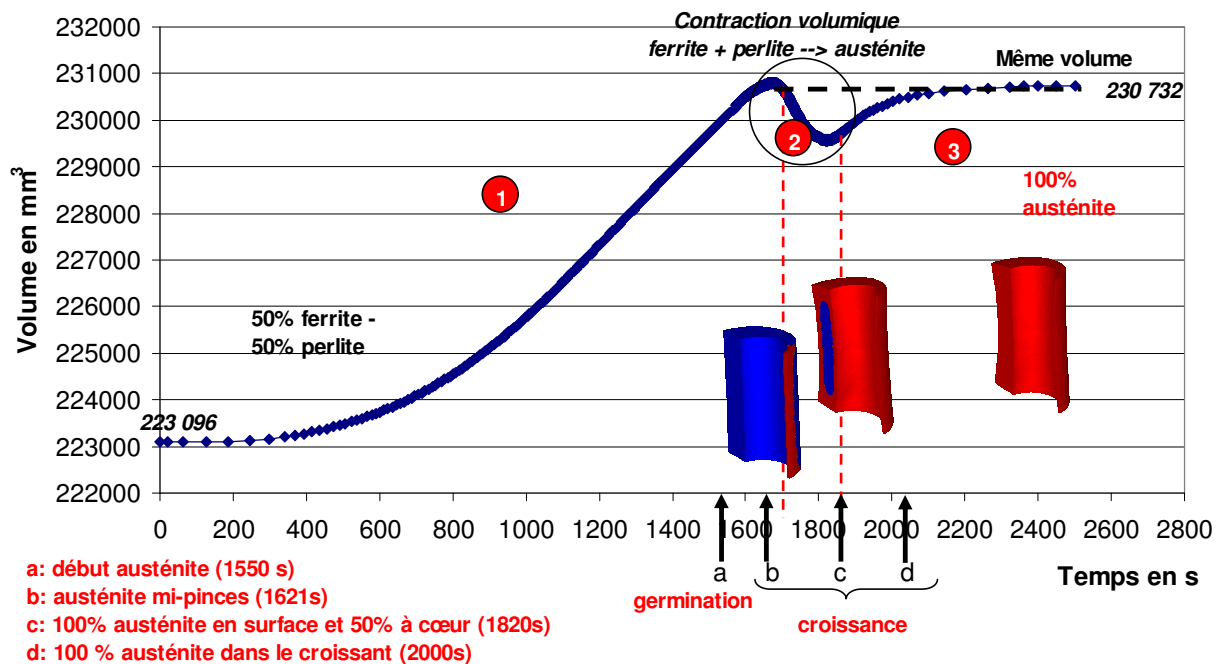


Figure VI - 1 : Evolution du volume du croissant de la nuance 1 lors de sa chauffe

En résumé, l'augmentation volumique provient essentiellement du couplage des effets thermo-mécaniques, car le volume final est déjà atteint avant la croissance de la phase austénitique. Cette dernière, c'est-à-dire l'effet métallurgique et mécanique dû au mécanisme de la plasticité de transformation de phase, provoque certes une contraction volumique, mais est surtout à l'origine des changements de formes, autrement dit des déformations.

Par ailleurs, la germination et la croissance de l'austénite dans le croissant sont endothermiques car les températures extrêmes stagnent. Les deux paliers de température correspondants sont montrés dans la Figure VI - 2. Le deuxième palier de température, lié à la

contraction volumique, débute à une température plus haute en simulation qu'expérimentalement. En effet, les enregistrements des thermocouples le situent à la température  $AC_1$  (735°C), c'est-à-dire dès la germination de l'austénite.

Après formation de l'austénite, les températures minimales et maximales, respectivement à cœur et dans les pinces du croissant, augmentent à nouveau, et l'augmentation volumique se poursuit. Dès 2300s de chauffe, les températures extrêmes convergent vers la température de consigne de 930°C et le volume est alors stabilisé.

Enfin, la stagnation du volume durant les 125 premières secondes s'explique par la faible augmentation de la température, due à l'inertie thermique de la chauffe.

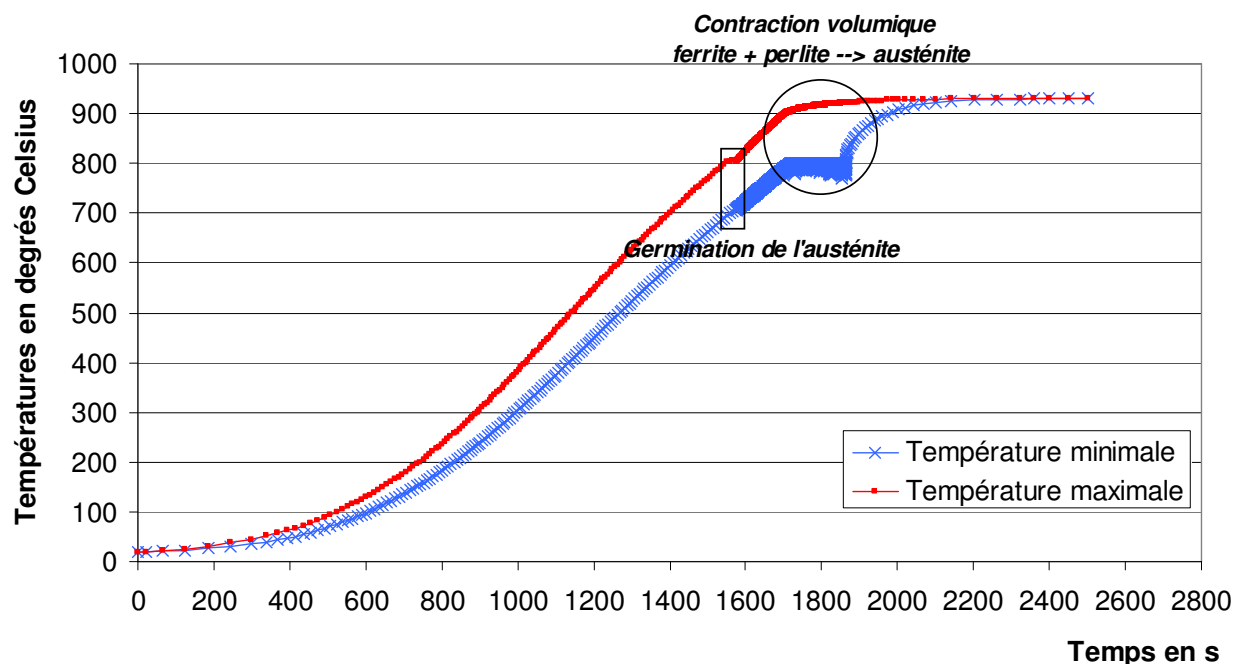


Figure VI - 2 : Evolution des températures extrêmes lors de la chauffe du croissant de la nuance 1

## Nuance 2

Comme cette nuance a la même structure cristalline que celle de la nuance 1 et que la vitesse de chauffe est la même, elle traverse le même domaine de transformations de phases. Seul diffère le temps de début de germination des phases, ce qui se traduit par un décalage temporel lors de la formation de l'austénite dans le croissant de la nuance 2. Ce décalage temporel provoque le retard de la contraction volumique de cette nuance, par rapport à la nuance 1 (Figure VI - 3). Néanmoins, La contraction volumique est la même entre les deux nuances (-0,5%).

En fin de chauffe, le volume est identique à celui de la nuance 1, car les coefficients de dilatation et de variation volumique par phase des lois de comportement de ces deux nuances ferrito-perlitique sont considérés comme identiques, par manque de données expérimentales.

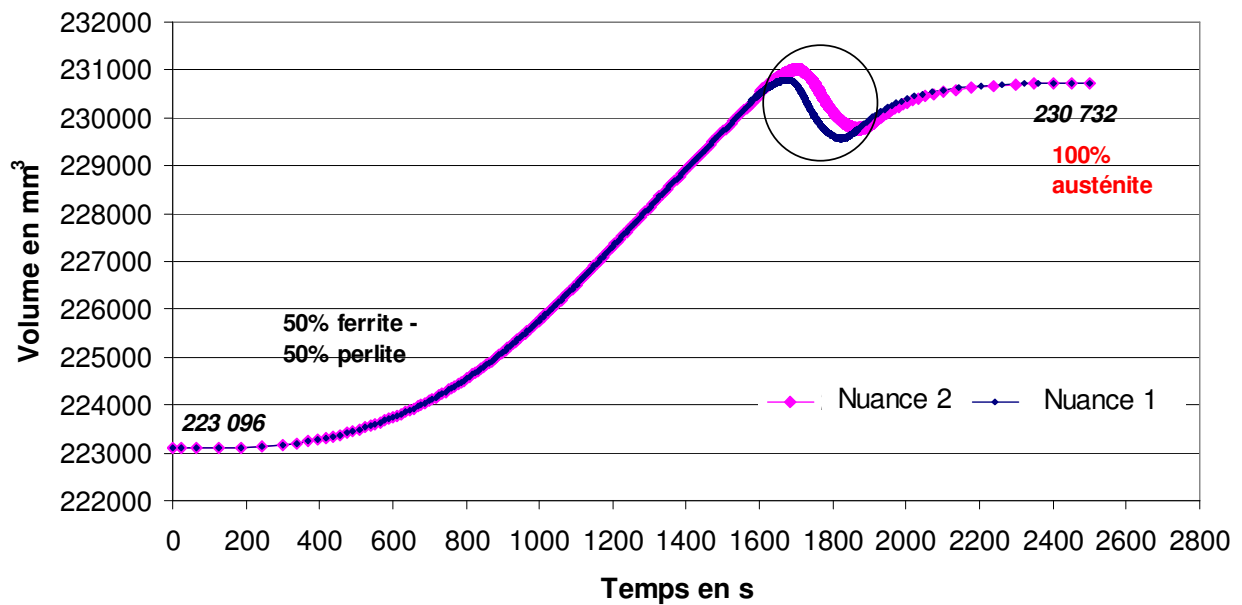


Figure VI - 3 : Retard temporel de la contraction volumique, autrement dit de la formation de l'austénite dans le croissant de la nuance 2

#### Nuance 4

Au cours de la chauffe, cette nuance martensitique est en avance sur les deux autres nuances ferrito-perlitique pour former l'austénite dans le croissant. C'est ce que révèle la contraction volumique due à l'austénite, qui est la plus en avance pour cette nuance (Figure VI - 4). Par ailleurs, la contraction volumique est plus importante que celle des deux autres nuances : elle vaut -0,78%.

En fin de chauffe, l'augmentation de volume par rapport au croissant initial est plus faible que pour les nuances 1 et 2, comme cela a été évoqué au paragraphe 2.3 du chapitre V.

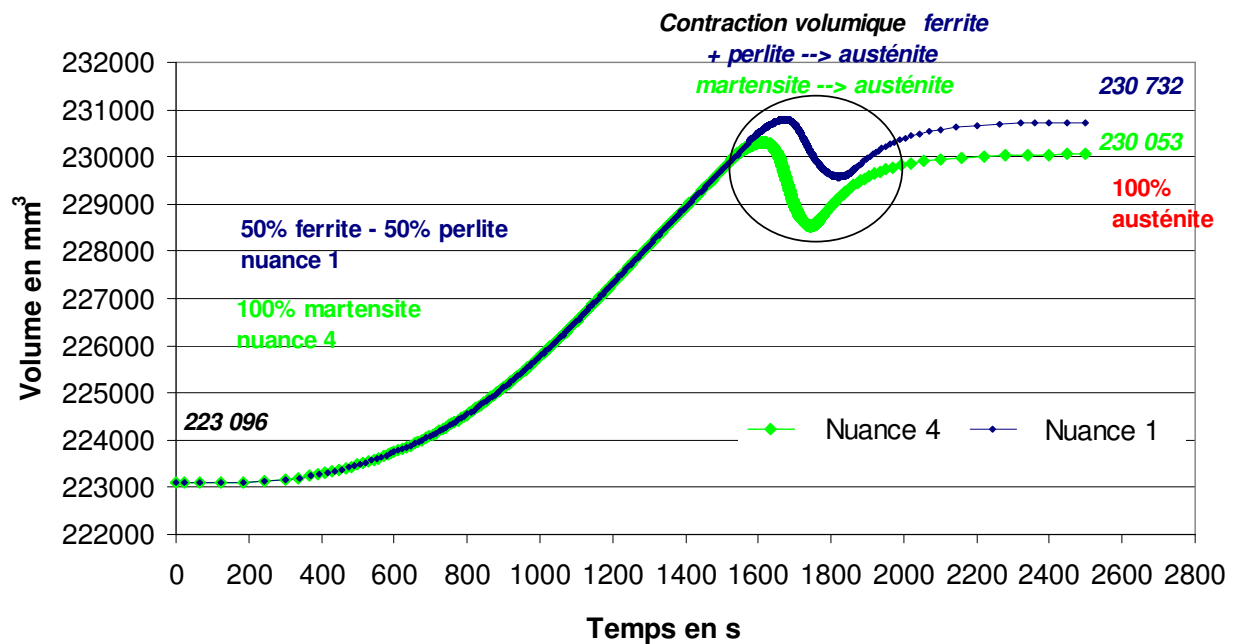


Figure VI - 4 : Avance temporelle de la contraction volumique lors de la chauffe du croissant de la nuance 4, par rapport aux deux autres nuances

### 2.1.2. Lors des trempes

La trempe huile des croissants de la nuance 1 a été choisie comme exemple. Les évolutions du volume et des températures présentées dans ce paragraphe sont similaires pour les trempes gaz et les deux autres matériaux. La Figure VI - 5 trace l'historique complet du volume, lors de la chauffe, du refroidissement à l'air<sup>13</sup> et de la trempe huile de la nuance 1.

Le transfert est réalisé rapidement, si bien qu'il ne provoque aucune variation volumique. A contrario, les effets thermo-mécaniques de la trempe sont à l'origine d'une contraction volumique continue du croissant. Cette contraction est cependant interrompue dès la 125<sup>ème</sup> seconde de trempe, par la croissance de la phase martensitique. En effet, celle-ci génère une augmentation volumique de 336 mm<sup>3</sup> (+0,15%) au moment où elle se produit. Comme pour la chauffe, cette augmentation provient des **effets métallurgiques et mécaniques** générés par le réarrangement de la structure cristalline de l'acier. Ici, la structure austénitique, de type cubique à faces centrées, se réorganise en une structure cubique centrée.

Après formation de la martensite, la contraction volumique se poursuit. Le volume après trempe est plus grand de 300 mm<sup>3</sup> que celui avant chauffe, ce qui donne une augmentation relative de 0,13%.

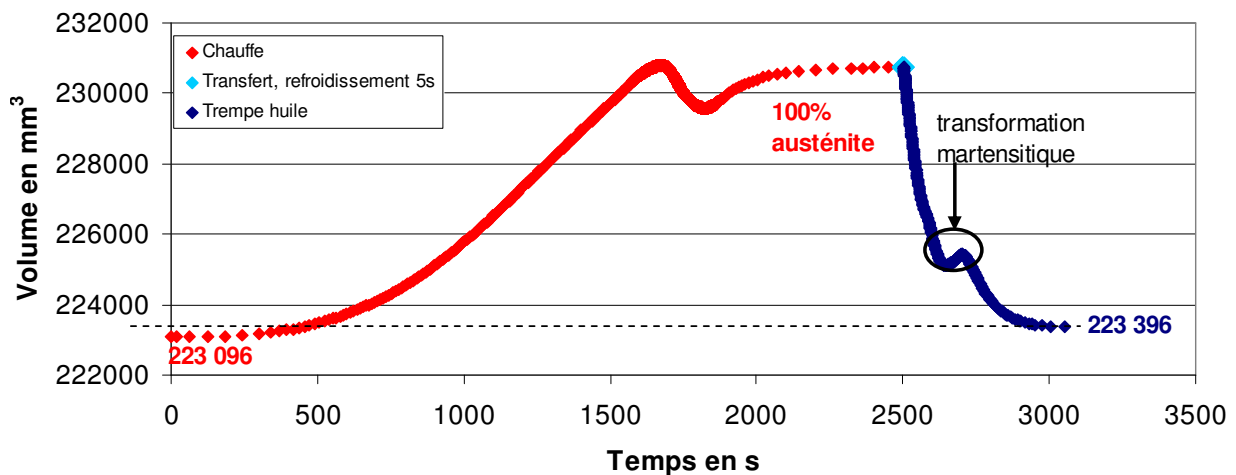


Figure VI - 5 : Evolution du volume du croissant de la nuance 1, lors de la chauffe, du refroidissement et de la trempe huile

L'observation de l'évolution des températures extrêmes au cours de la trempe huile (Figure VI - 6) met en évidence un palier de stagnation de la température maximale. Celui-ci correspond à la transformation ferrito-perlitique. Cet effet métallurgique et mécanique est exothermique, en ce sens qu'il produit de la chaleur et ainsi contrecarre la décroissance de la température. La formation de la martensite ne provoque pas de modification de température.

Dès 500s de trempe, les températures extrêmes convergent vers la température de 20°C.

<sup>13</sup> Il est rappelé que le refroidissement à l'air est dû au transfert du croissant depuis le four de chauffe jusqu'au bac de trempe huile.

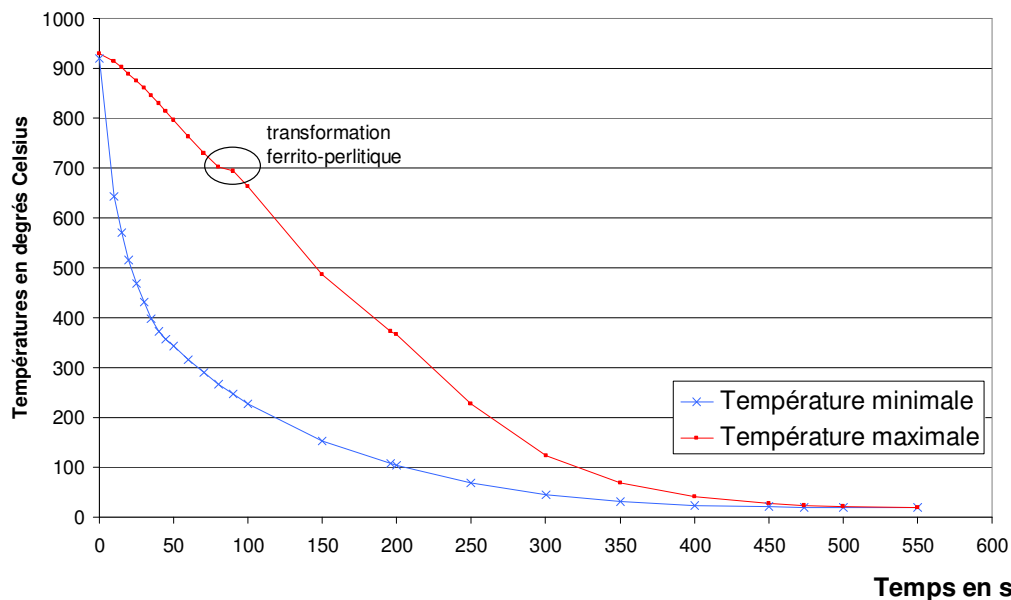


Figure VI - 6 : Evolution des températures extrêmes lors de la trempe huile du croissant de la nuance 1

## 2.2. Déformations thermomécaniques et métallurgiques lors de la chauffe

Les impacts des phénomènes thermomécaniques et métallurgiques sur les déformations sont donnés tout au long de cette partie. Les différents paragraphes retracent la chronologie des déformations lors de la chauffe, complétée par le suivi des températures, des phases en présence et de la pression hydrostatique.

La pression hydrostatique, notée  $p$ , est égale, au signe près, à la contrainte moyenne, c'est-à-dire la trace du tenseur des contraintes. La partie déviatorique du tenseur, traduisant le cisaillement, est raisonnablement négligée. Autrement dit,  $p = -\sigma = -\frac{1}{3}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz})$ ,  $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_{yy}$  et  $\sigma_{zz}$  étant les contraintes principales du tenseur des contraintes. Ainsi, si la pression est de signe négatif, cela signifie que la contrainte moyenne est une contrainte de traction et la matière se dilate. En cas de pression positive, cela correspond à une contrainte moyenne de compression et la matière se contracte.

L'analyse porte sur la nuance 1, les déformations lors de la chauffe des deux autres nuances sont semblables<sup>14</sup> malgré des instants de germination de l'austénite légèrement différents.

### 2.2.1. Phase n°1 : les effets thermomécaniques

Depuis le début de la chauffe jusqu'au temps  $t = 600$  secondes, les déformations se limitent à une augmentation volumique relativement isotrope du croissant. En effet, les diamètres des cylindres extérieur et intérieur augmentent de  $70 \mu\text{m}$  et la hauteur du croissant de  $100 \mu\text{m}$  (Figure VI - 7 a)). Cet accroissement volumique est la conséquence de l'élévation de la température moyenne au sein du croissant, ce qui provoque l'augmentation des distances interatomiques des grains de matière et, au final, celle des dimensions. La zone des températures les plus élevées, supérieures à  $120^\circ\text{C}$ , se situe bien entendu à l'endroit de plus faible épaisseur, en l'occurrence l'extrémité des pinces.

L'observation du champ des pressions hydrostatiques, et donc des contraintes moyennes (Figure VI - 7 b)), révèle que :

- le cœur du croissant, la zone la plus froide, est en traction ;
- la peau et l'extrémité des pinces, les zones les plus chaudes, sont en compression.

Les valeurs maximale sont assez faibles :  $6 \text{ MPa}$  en compression et  $-2,7 \text{ MPa}$  en

<sup>14</sup> Voir les résultats quantitatifs donnés au paragraphe 2.2 du chapitre V



traction. Les signes sont cohérents à la pression hydrostatique, et sont l'opposé de ceux utilisés pour les contraintes.

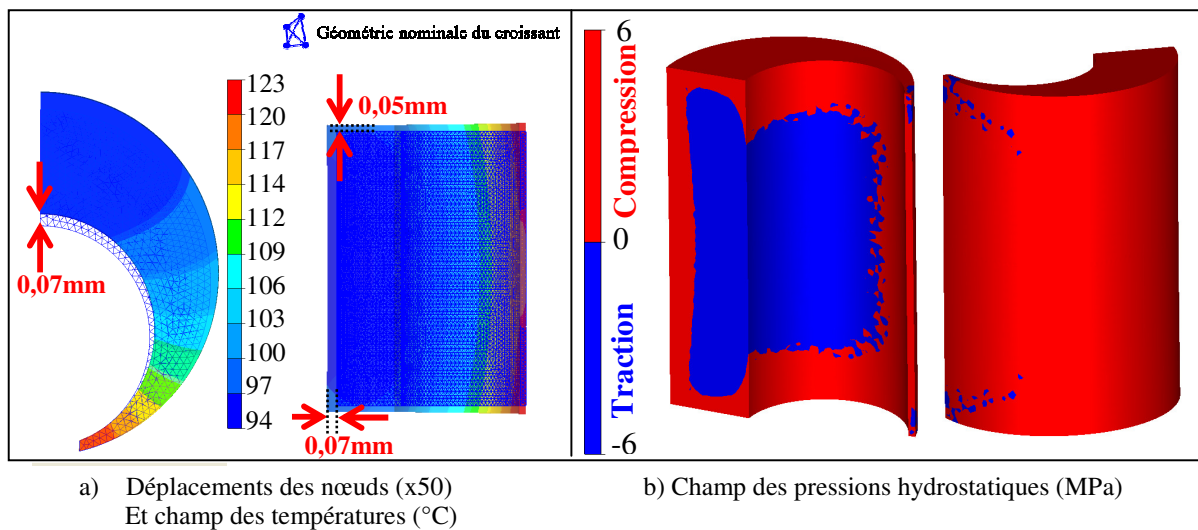


Figure VI - 7 : Déformations, températures et pressions à  $t=600s$  de chauffe, nuance 1

L'augmentation volumique se poursuit et c'est au temps  $t=1500s$  que les conséquences géométriques des phénomènes thermomécaniques sont les plus importantes. En effet, la variation homogène des dimensions est multipliée par 10 et les premières déformations plastiques apparaissent. Elles sont néanmoins faibles mais on distingue, sur la Figure VI - 8 a), quatre phénomènes de déformations familiers. Il s'agit de l'ouverture des pinces, l'écartement de la rainure, l'ouverture des plans, et la mise ne diabolo des génératrices de la partie massive du croissant.

Les températures sont encore inférieures à la température  $AC_1$  de début d'austénitisation car elles sont comprises entre  $657^\circ C$  et  $757^\circ C$ . Les valeurs de contraintes moyennes ont été multipliées par 7 par rapport au temps  $t=600s$  et le cœur est toujours en traction et la peau en compression (Figure VI - 8 b)).

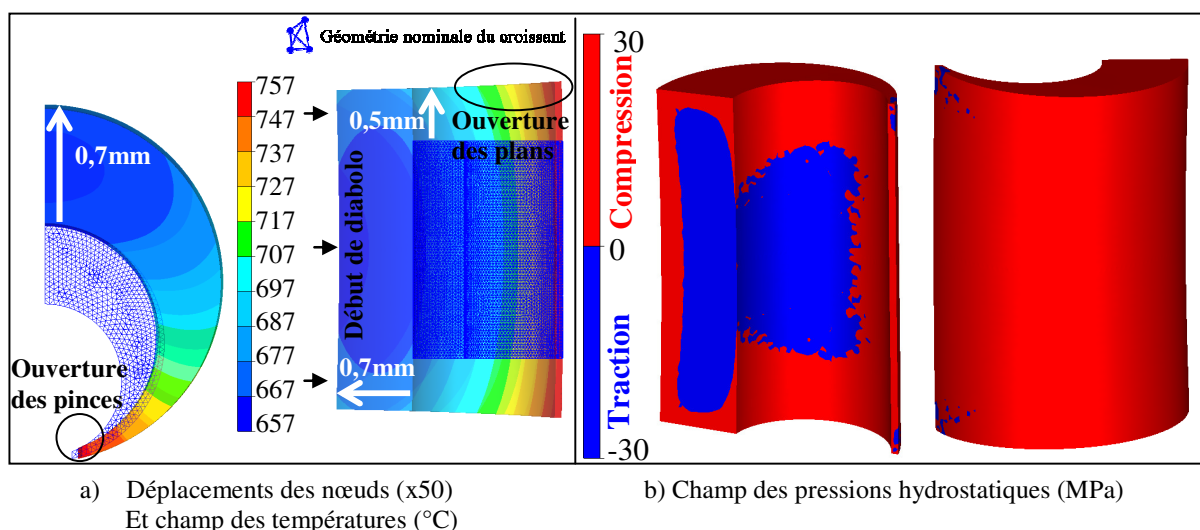


Figure VI - 8 : Déformations, températures et pressions à  $t=1500s$  de chauffe, nuance 1

Cette première phase est principalement celle des effets thermo-mécaniques du gradient de chauffe. Ceux-ci provoquent une augmentation quasiment isotrope des dimensions du croissant, complétée par quelques déformations plastiques naissantes. Les valeurs de pressions sont faibles.

### 2.2.2. Phase n°2 : les effets de la formation de l'austénite

Cette deuxième phase correspond à la germination et la propagation de l'austénite dans tout le volume du croissant. Cette transformation de phase a non seulement pour effet l'amplification des quatre déformations plastiques créées lors de la première phase, mais aussi l'apparition de nouvelles.

#### Germination et propagation de l'austénite.

Au temps  $t=1550s$ , l'austénite germine sur les pinces du croissant car la température à cet endroit est supérieure à  $AC_1$ , qui est de  $735^\circ C$  pour cette nuance 1. La Figure VI - 9 retrace l'évolution de la propagation de l'austénite dans les zones du croissant où la température dépasse  $AC_1$ . La propagation de l'austénite est bidirectionnelle, à la fois radiale de la peau jusqu'au cœur et circulaire des pinces vers la partie massive. Les zones rouges correspondent à une structure entièrement austénitique, les zones en dégradés de couleurs à un mélange entre austénite, ferrite et perlite.

Une frange de propagation de l'austénite est ainsi formée. Cette frange n'a réellement de conséquences dimensionnelle qu'à partir du temps  $t=1650s$ , c'est-à-dire quand l'austénite est à mi-pinces. Ce temps correspond à la contraction volumique évoquée dans le paragraphe précédent et l'effet lèvres des premières génératrices des pinces apparaît alors.

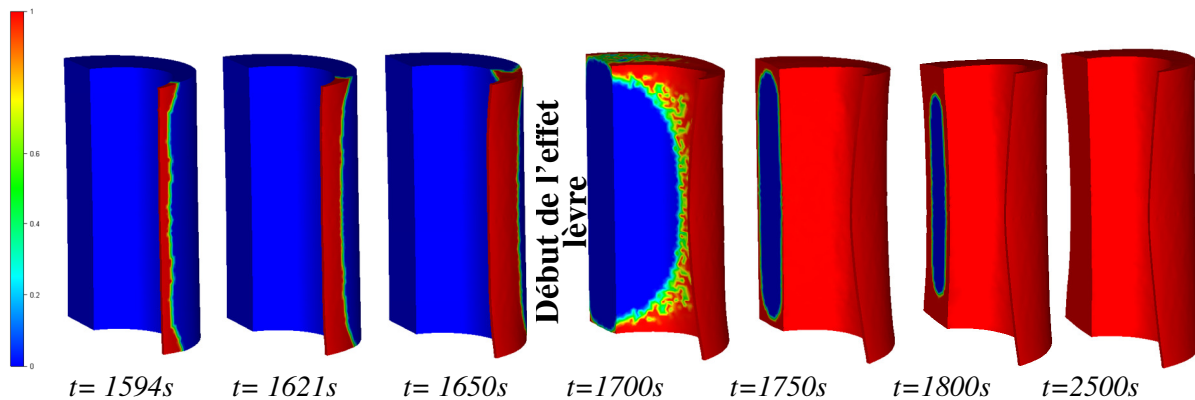


Figure VI - 9 : Déformations (x50) et frange de propagation de l'austénite, nuance 1

#### Propagation circulaire d'une frange de traction.

La Figure VI - 10 illustre l'évolution du champ de pression en rouge, du champ de traction en bleu. Une frange de contraintes de traction est créée par la frange de formation de l'austénite. Celle-ci se propage depuis les pinces jusqu'à la partie massive du croissant, qu'elle atteint au temps  $t=1700s$ . Le passage de cette vague de contrainte de traction dans le croissant, alors majoritairement en compression, entraîne l'apparition dès le temps  $t=1650s$ , d'une **zone de déformation plastique**. Cette dernière est localisée dans la zone de plus faible épaisseur, à savoir l'extrémité des pinces du croissant.

De l'évolution de cette zone de déformation plastique, émergent à la fois les phénomènes **d'ouverture des plans, d'ouverture des pinces, des effets diabolos et lèvres des génératrices verticales**. Pour en saisir l'origine, il faut suivre l'évolution des déformations des génératrices du croissant, dans le sens de la frange de traction, c'est-à-dire depuis les pinces jusqu'à la partie massive. En effet, les génératrices subissent une flexion les unes après les autres car leurs extrémités sont sollicitées en traction alors que leur centre est en compression.

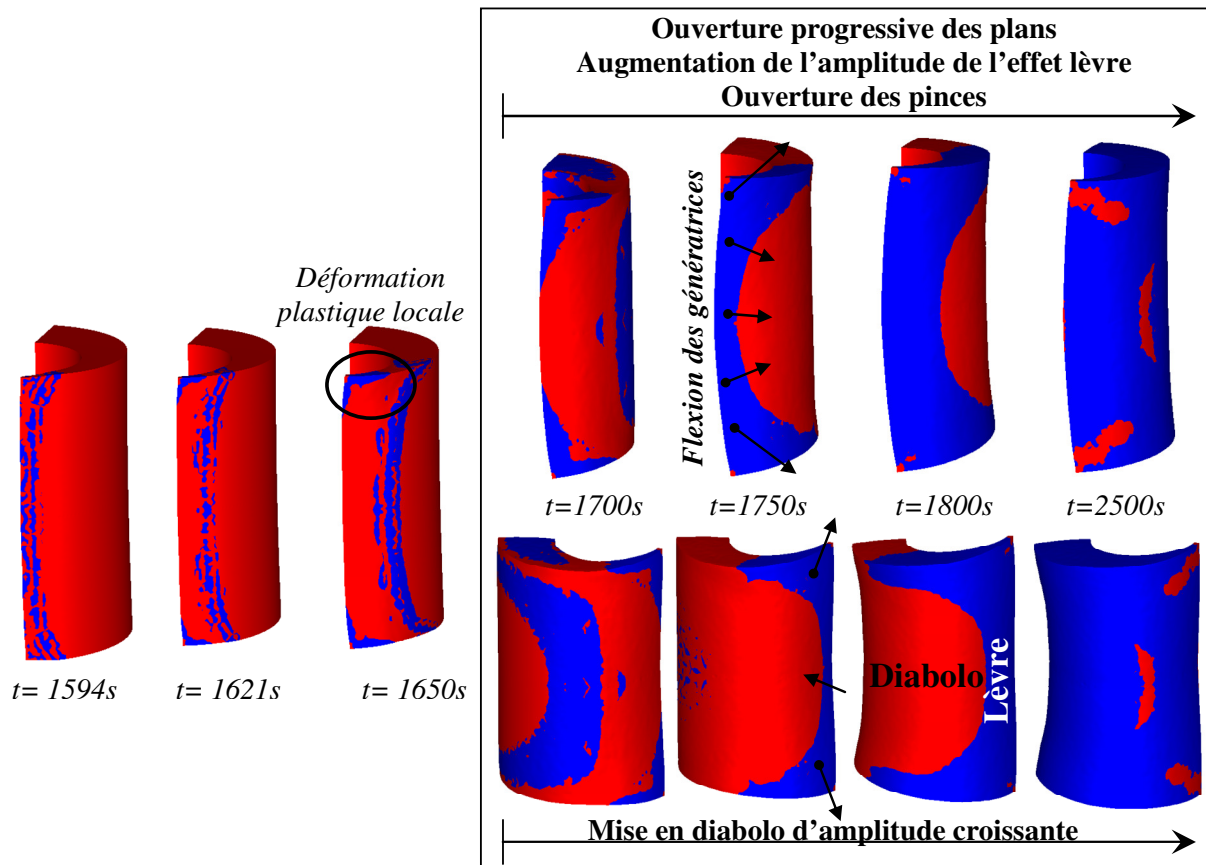


Figure VI - 10 : Chronologie de l'apparition des déformations des génératrices (x50) en fonction de la propagation de la frange de traction (en bleu), nuance 1

Du temps  $t=1700s$  à  $t=1750s$ , seules les génératrices des pinces sont en flexion. Le premier phénomène de déformation résultant est leur **mise en diablo**. La flexion entraîne aussi l'allongement élastique et plastique des génératrices, ce qui a pour effet l'augmentation locale de la hauteur du croissant au niveau du bout des pinces. Ce phénomène de déformation correspond à l'**ouverture des plans**. Par réaction mécanique, les extrémités des génératrices sont encore plus sollicitées en traction. La combinaison complexe des déformations résultant à la fois de la flexion et de la traction des génératrices en bout des pinces est à l'origine de l'**effet lèvre**.

Du temps  $t=1800s$  jusqu'à  $t=2000s$ , la frange de traction se propage circulairement dans tout le croissant. Ainsi, dès  $t=1800s$ , l'extrémité des pinces est entièrement en traction, tandis que la partie massive du croissant est en forte compression. Cela a pour effet non seulement l'**ouverture des pinces**, mais aussi la **mise en diablo** des génératrices de la partie massive des cylindres. Au final, les génératrices de la partie massive sont en diablo et celles des pinces présentent l'effet lèvre.

En fin de chauffe, la peau du croissant est en traction, tandis que le cœur est majoritairement en compression.

Pour finir, la Figure VI - 11 donne les valeurs maximales de compression et de traction se produisant lors du passage de la frange de traction. Sur les pinces, la valeur maximale de traction est de  $-400$  MPa et celle de compression  $200$  MPa. Au cœur du croissant, la valeur maximale de traction est de  $-336$  MPa et celle de compression  $47$  MPa. En dehors de cette frange, les contraintes moyennes sont beaucoup plus faibles et sont inférieures à  $15$  MPa en valeur absolue sur les pinces et  $30$  MPa à cœur.

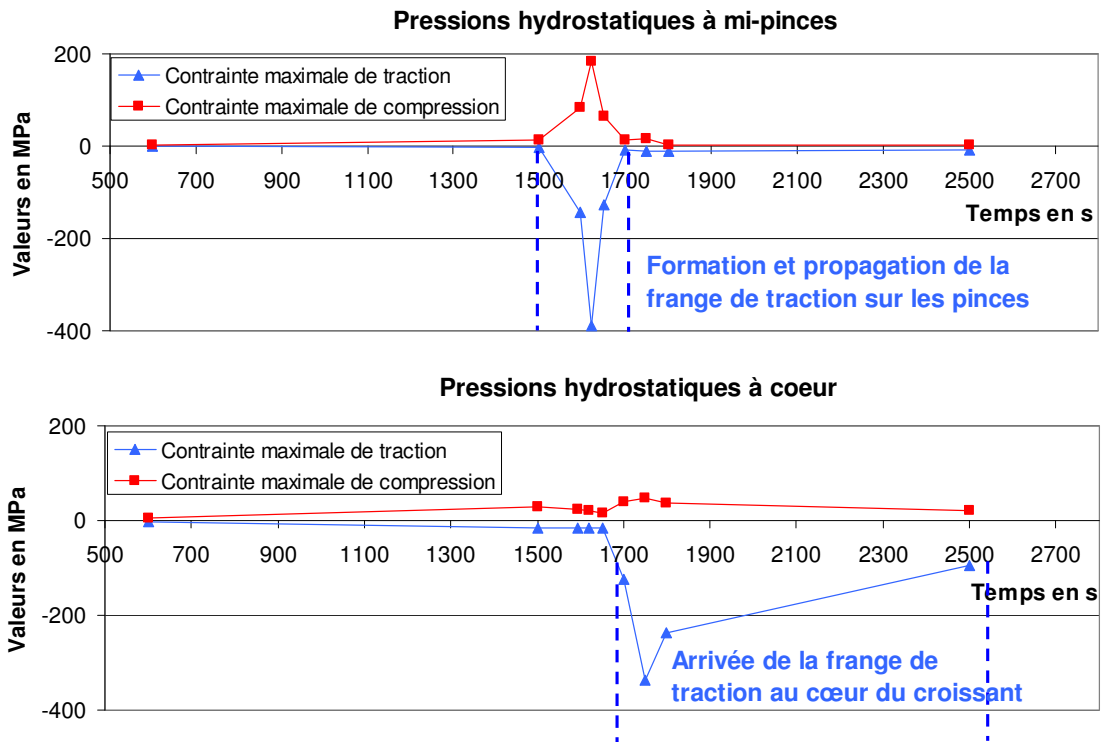


Figure VI - 11 : Evolution des pressions hydrostatiques extrêmes dans les pincés et à cœur, nuance 1, lors de la chauffe

### 2.2.3. Synthèse des déformations lors de la chauffe

Les effets thermomécaniques, du temps  $t=0s$  à  $t=1550s$ , provoquent une augmentation quasiment isotrope des dimensions du croissant, et donc du volume.

A partir du temps  $t=1550s$ , la contraction volumique résultant de la formation progressive de l'austénite provoque une modification en cascade de la forme du croissant. La chronologie des phénomènes de déformations est récapitulée dans la Figure VI - 12.

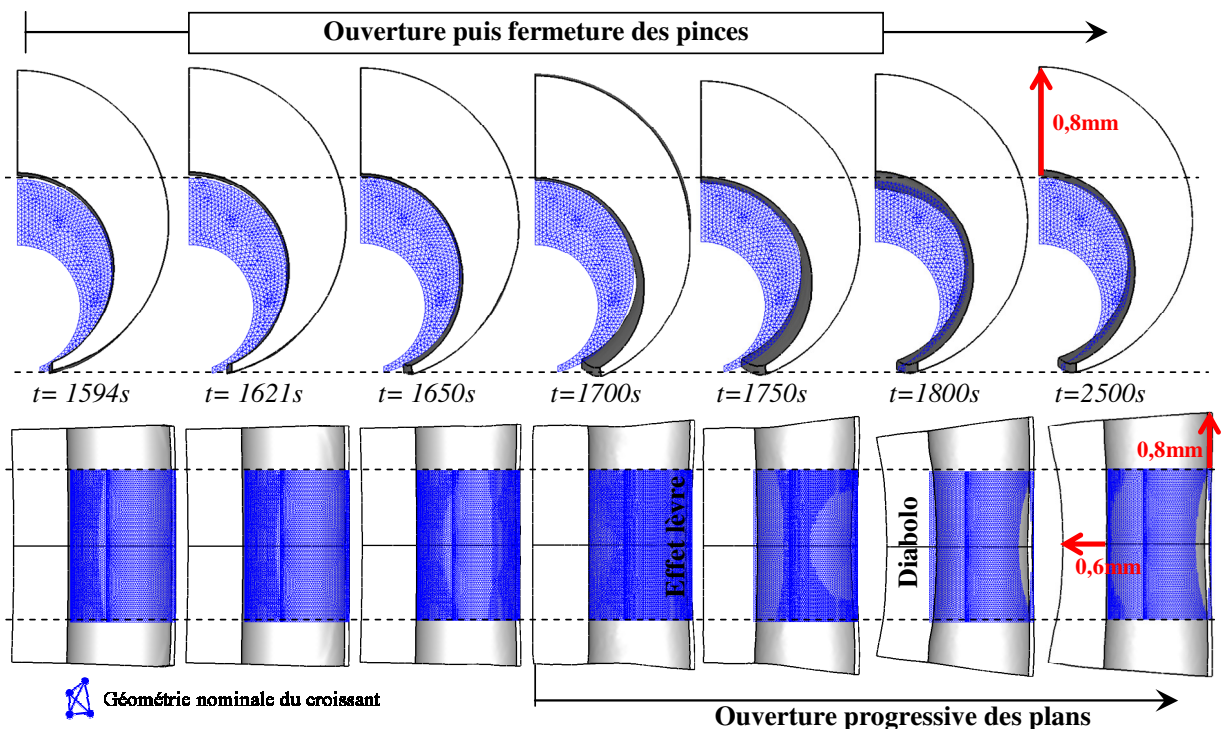


Figure VI - 12 : Chronologie des déformations des sections et des plans (x50), nuance 1

La **formation de l'austénite** en bout des pinces (de  $t=1550s$  à  $t=1621s$ ) amorce l'ouverture des pinces et l'ouverture des plans. Il faut cependant attendre le temps  $t=1650s$  et la **propagation de l'austénite à mi-pinces** pour que les déformations soient amplifiées. La frange de traction provoquée par la contraction volumique lors du passage à la structure cubique à faces centrées de l'austénite ouvre les pinces d'une amplitude maximale atteinte au bout de  $1700s$  de chauffe. Une fois **l'austénite formée dans les pinces**, celles-ci sont à nouveau en compression, et elles se ferment. En effet, le volume des pinces est dilaté du fait des effets thermomécaniques de la chauffe. Par ailleurs, la combinaison entre flexion et allongement des génératrices des pinces a pour conséquence un allongement et un « plissement » de la peau en surface des pinces, ce qui aboutit à l'effet lèvre. L'allongement des génératrices des pinces crée également l'ouverture des plans.

En fin de chauffe, la **formation de l'austénite dans la partie massive** (de  $t=1800s$  à  $t=2000s$ ) est à l'origine de la mise en diabolo des génératrices de cette même zone.

### 2.3. Déformations thermomécaniques et métallurgiques lors de la trempe huile

Après la chauffe, l'analyse des déformations du croissant de la nuance 1 se poursuit avec la trempe huile.

#### 2.3.1. Phase n°1 : les effets de la thermique

Dix secondes après le début de la trempe huile, le cœur du croissant conserve une température élevée et ne perd que  $125^{\circ}C$  au maximum. A l'opposé, la zone des pinces est brusquement refroidie, la perte de température maximale ( $276^{\circ}C$ ) étant située en bout des pinces (Figure VI - 13 a)). Ce fort gradient de refroidissement provoque la mise en compression des pinces, qui étaient initialement en traction après chauffe (Figure VI - 13 b)).

Le refroidissement entraîne une contraction volumique par rapport à la géométrie en fin de chauffe. Les diamètres des cylindres diminuent de  $0,1\text{ mm}$  et la hauteur est plus petite de  $0,8\text{ mm}$ . Par ailleurs, les génératrices aux extrémités des pinces se contractent, ce qui se traduit visuellement par une fermeture des plans.

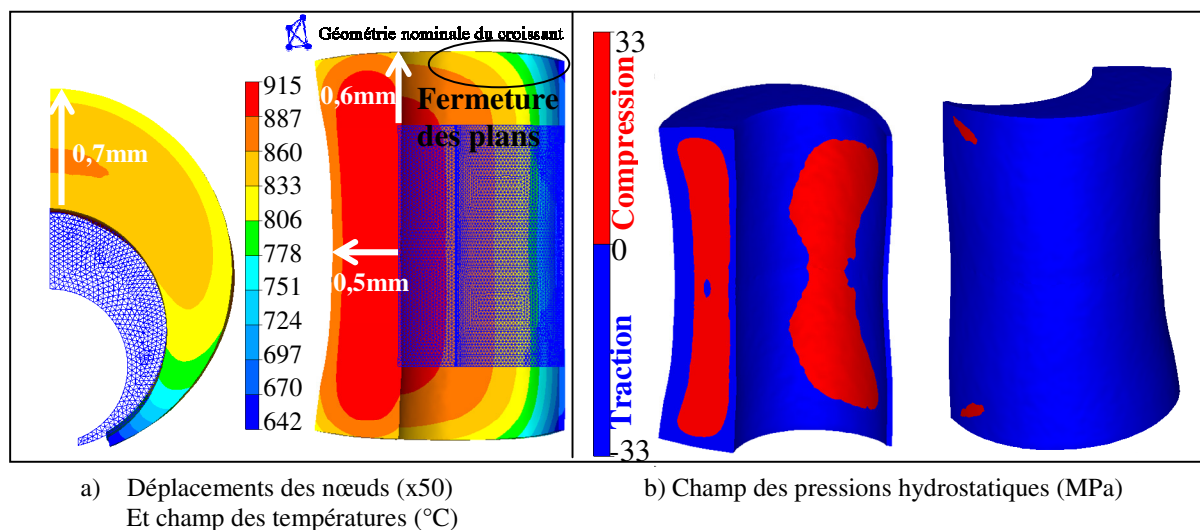


Figure VI - 13 : Déformations, températures et pressions à  $t=10s$  de trempe huile, nuance 1

#### 2.3.2. Phase n°2 : les effets de la formation de la ferrite, de la bainite et de la martensite

La Figure VI - 14 retrace la chronologie de la germination de ces trois phases au cours de la trempe. La zone rouge correspond à la présence de 100% d'austénite, les zones dégradées de couleurs au mélange hétérogène des phases en cours de formation. La propagation des phases est bidirectionnelle, à la fois radiale de la peau jusqu'au cœur,

circulaire des pinces vers la partie massive. Elle suit l'évolution du gradient des vitesses de refroidissement et donc des températures au sein du croissant. En conséquence, les phases se forment en premier à la pointe des pinces. L'austénite se transforme en ferrite dès la 20<sup>ème</sup> seconde de trempe, en bainite dès la 40<sup>ème</sup> seconde et en martensite dès la 50<sup>ème</sup> seconde. La perlite n'a pas le temps de se former (moins de 0,5% maximum). En fin de trempe, les pinces du croissant sont composées d'un mélange hétérogène de 89% de martensite et de 11% de bainite. Le cœur est un mélange de 45% de martensite, 30% de bainite et 25% de ferrite.

Les déformations métallurgiques et mécaniques générées lors de la formation de ces phases sont suivies à la fois sur la Figure VI - 14 et la Figure VI - 15. Cette dernière trace l'évolution de la répartition des contraintes de compression et de traction au sein du croissant.

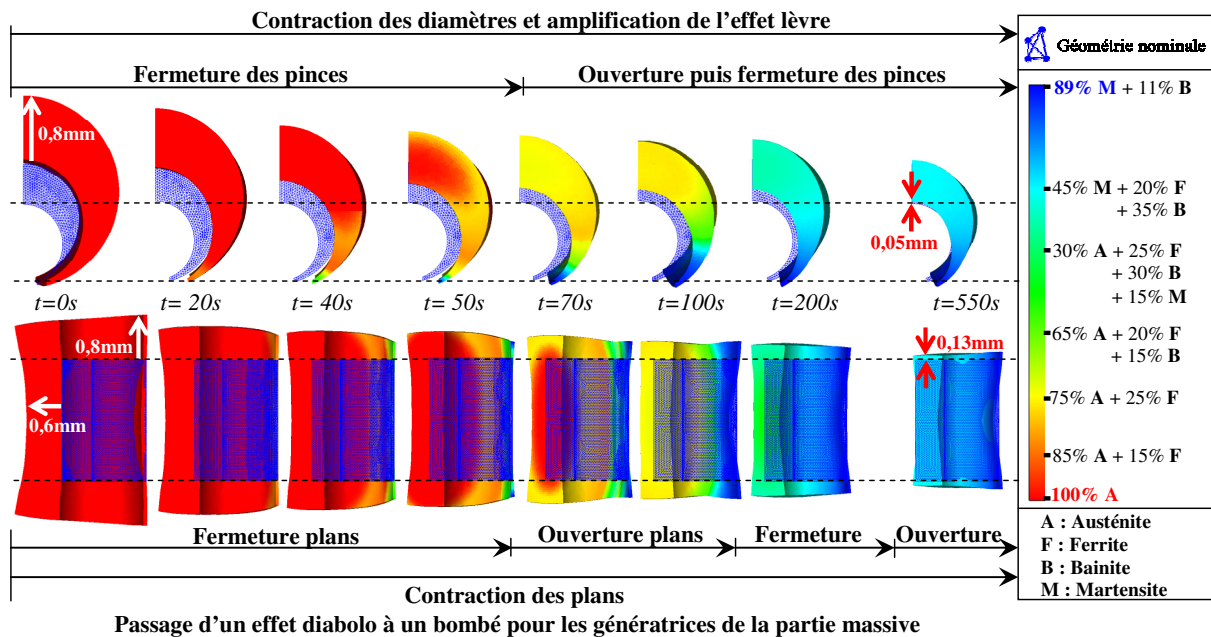


Figure VI - 14 : Déformations (x50) suivant les phases transformées, nuance 1, trempe huile

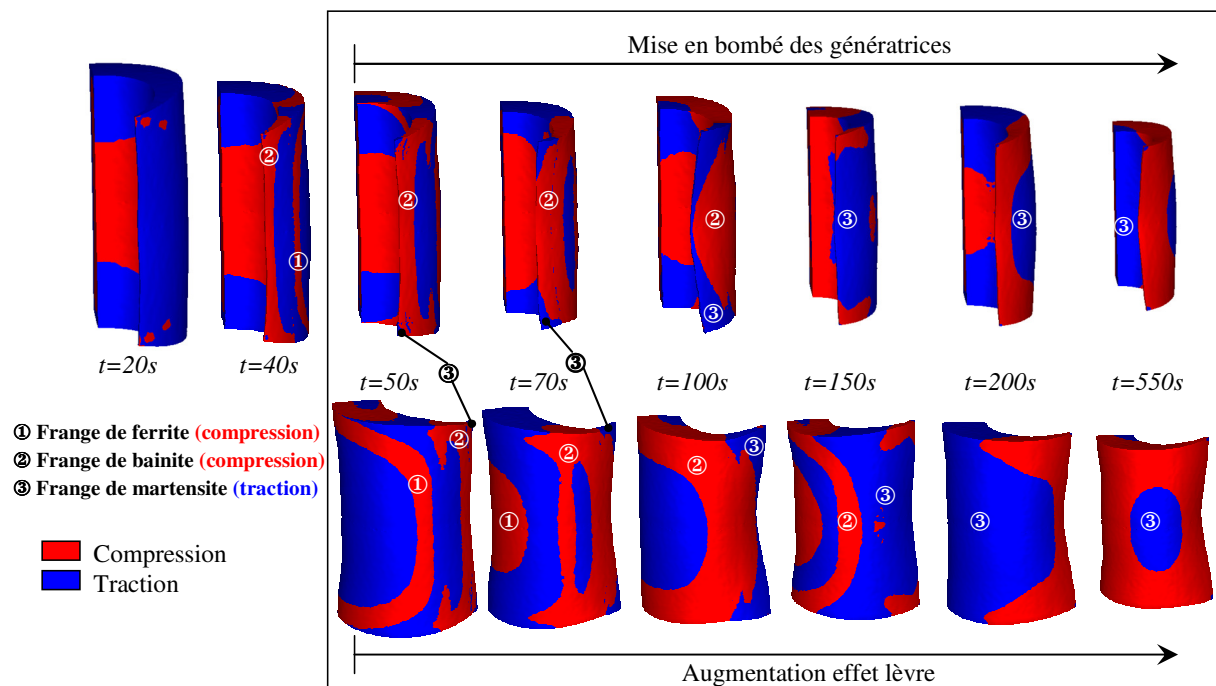


Figure VI - 15 : Chronologie de l'apparition des déformations (x50) en fonction des pressions hydrostatiques dans le croissant de la nuance 1, trempe huile

### Déformations dues au mélange ferrite + bainite dans les pinces.

L'apparition de la ferrite sur les pointes des pinces dès 20s de trempe, puis de la bainite dès 40s (Figure VI - 14) crée deux franges distinctes de compression dans les pinces. Celles-ci sont repérées par les numéros ① et ② dans la Figure VI - 15. Elles provoquent sur les phénomènes de déformations suivants :

- une fermeture assez importante des pinces, mais une augmentation de leur écartement au niveau de la rainure;
- l'accentuation de la fermeture des plans. A l'inverse de la chauffe où la frange de traction entraînait l'allongement des génératrices, les franges de compression entraînent ici le rétrécissement des génératrices, d'où le phénomène de fermeture des plans.

### Déformations dues à la martensite dans les pinces.

L'apparition de la martensite à la pointe des pinces au bout de 50s de trempe génère une frange de traction, repérée par le numéro ③ dans la Figure VI - 15. D'abord petite, cette frange de traction se propage circulairement, au fur et à mesure que la martensite se crée dans le croissant.

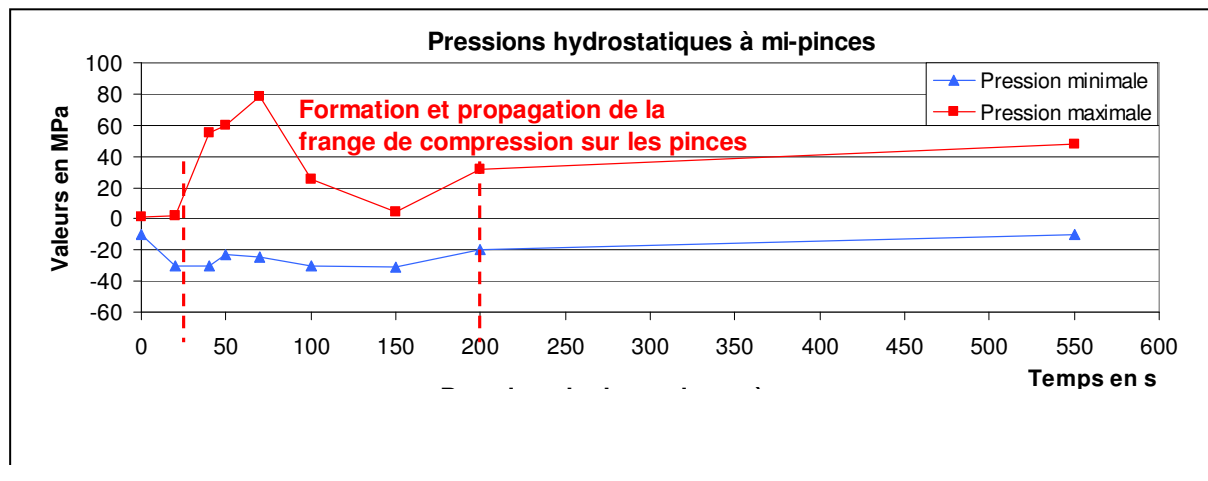
De  $t=70s$  à  $t=100s$ , les génératrices sont sollicitées à la fois en traction par la création de la martensite et en compression par la formation de la bainite. Les conséquences sur les phénomènes de déformations sont les suivantes :

- accentuation de l'effet lèvres ;
- allongement des génératrices, ce qui conduit à une réouverture des plans ;
- alternance entre ouverture et fermeture des pinces, suivant la résultante des contraintes de traction et de compression.

### Déformations dues à la propagation des trois phases dans la partie massive.

La propagation, de  $t=100s$  à  $t=150s$ , du mélange ferrite, bainite et martensite jusqu'au cœur de la partie massive a essentiellement pour effet l'alternance successive entre une mise en bombé et en diabolos des génératrices. En effet, cela est dû aux vagues successives de franges de traction/compression sur les cylindres. Par exemple, au temps  $t=100s$  (Figure VI - 15), les génératrices du cylindre extérieur situées vers la partie massive sont soumises à des efforts de traction en leurs milieux, tandis que les extrémités de ces mêmes génératrices sont en compression. Cela entraîne leur mise en bombé, dans le sens des normales orientées vers l'extérieur de la matière.

L'analyse des valeurs maximales de compression et de traction (Figure VI - 16) met en évidence la propagation des franges de compression dans les pinces, dues à la ferrite et bainite. La valeur maximale est de 80 MPa. Les contraintes de traction sont plus importantes à cœur du croissant que dans les pinces, alors que les contraintes de compression sont plus élevées dans les pinces.



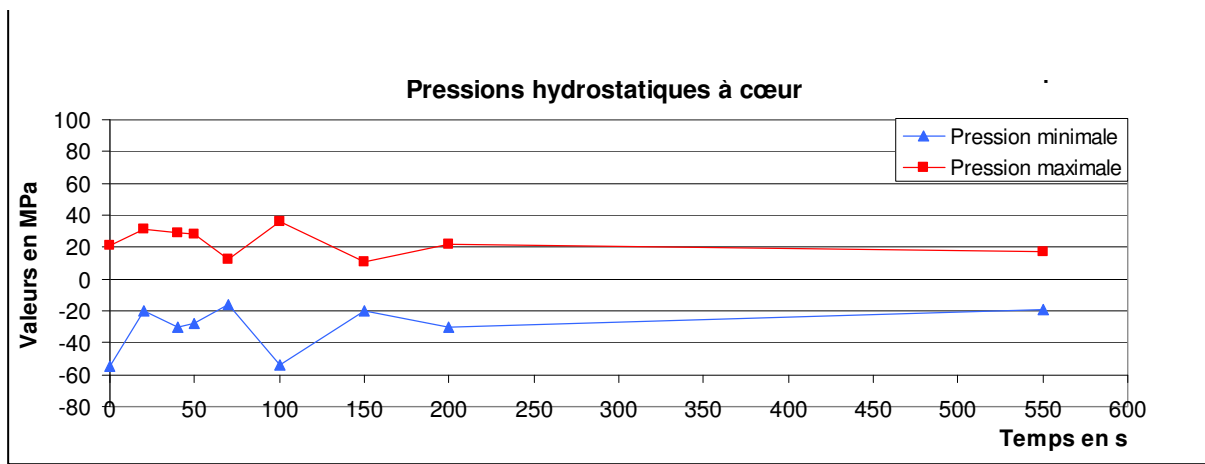


Figure VI - 16 : Evolution des pressions hydrostatiques extrêmes dans les pinces et à cœur, nuance 1, trempe huile

### 2.3.3. Phase n°3 : les effets de la thermique et de l'achèvement de la formation de la martensite

Dès 150s de trempe, une dernière zone de compression (Figure VI - 15) entraîne :

- la fermeture puis l'ouverture des plans ;
- l'accentuation de l'effet lèvres.

La contraction volumique, initiée au début de la trempe et ralentie par les transformations de phases, s'achève progressivement. En fin de trempe, les dimensions sont cependant plus grandes que celles nominales. C'est le cas notamment de la hauteur, plus grande de 0,26 mm que la hauteur du croissant avant chauffe. En fin de trempe, le cœur du croissant est en traction, tandis que la peau est en compression.

## 2.4. Synthèse : suivi d'un point du croissant lors de la trempe

Un nœud du maillage du croissant est isolé afin de suivre l'impact des phénomènes thermomécaniques et métallurgiques. Celui-ci est choisi à l'extrémité des pinces, à une hauteur  $h=0\text{mm}$  (Figure VI - 17). Le déplacement de ce point suivant l'axe  $x$  est tracé, ce qui correspond à l'évolution de la demi-amplitude du phénomène d'écartement de la rainure.

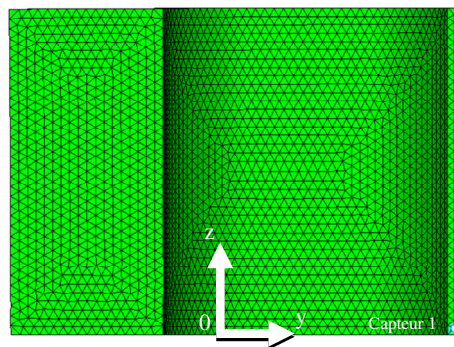


Figure VI - 17 : Nœud suivi (capteur 1) sur le croissant de la nuance 1, en trempe huile

Ce phénomène de déformation est corrélé à l'évolution de la contrainte moyenne et de la phase métallurgique (Figure VI - 18). Trois zones délimitent les effets des phénomènes thermiques, mécaniques et métallurgiques :

- la zone 1 encadre les **effets thermomécaniques** associés au refroidissement. Durant ce bref laps de temps (20s), il n'y a pas de transformation de phase. Le déplacement du point suivant  $x$  est important (0,25 mm) et une contrainte de traction est observée car la pression hydrostatique vaut -25 MPa ;
- la zone 2 correspond aux **effets métallurgiques et mécaniques**, car toute



l'austénite est transformée durant cette période. Le nœud se déplace suivant l'axe x négatif et se rapproche ainsi de sa position initiale. Cela correspond à la contraction des pinces due au passage de la structure cubique à faces centrées à la structure cubique centrée. Enfin, on passe d'une contrainte de compression durant la formation de la ferrite et de la bainite (de 20s à 80s) à une contrainte de traction lors de la formation de la martensite (de 80s à 150s) ;

- la zone 3 délimite la combinaison des **effets thermomécaniques**, à savoir la contraction volumique. Les pinces continuent de se fermer, car le déplacement du point diminue. Une contrainte de compression est finalement présente.

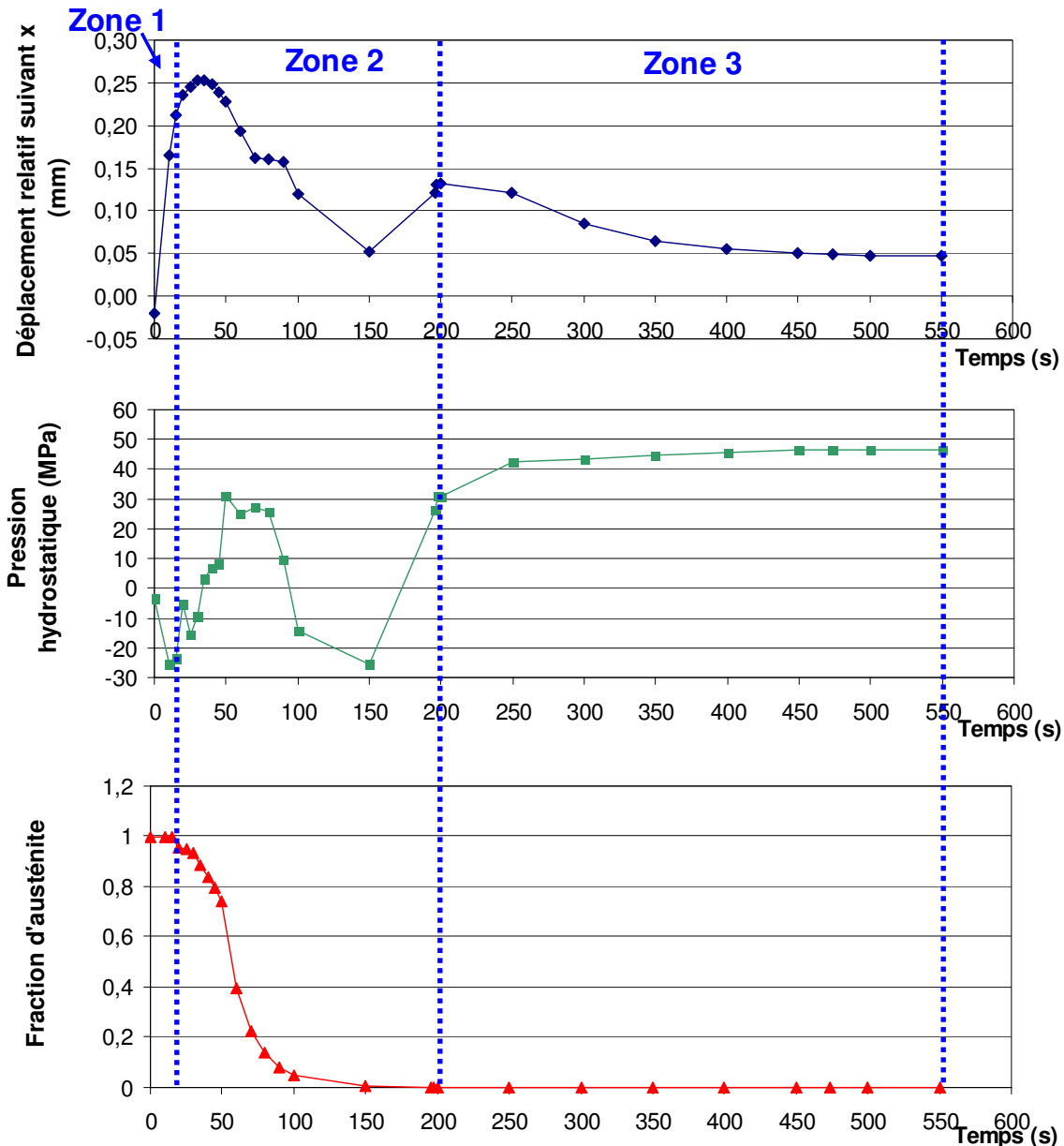


Figure VI - 18 : Déplacement suivant x du nœud, couplé à l'évolution de la pression et de la phase

Chaque point du croissant a un comportement qui lui est propre et qui est fortement influencé par le décalage temporel des transformations de phases. Ainsi, les points des pinces sont plus fortement martensitiques que le cœur du croissant.

Pour chaque point du croissant, les temps de début de chacune des trois zones sont différents. Comparés aux points des pinces, les points de la partie massive du croissant :

- sont présents plus longtemps dans la zone des effets thermomécaniques (zone 1), car les transformations de phases interviennent bien après ;

- le début de la zone 2 est donc décalé temporellement à droite ;
- à temps de trempé identique (550s), la zone 3 est donc plus courte.

*Du déplacement local (microscopique) de chacun des points émergent les déplacements de tous les nœuds, et donc la déformation totale (macroscopique).* Il ne s'agit pas d'une simple somme des déplacements des nœuds du croissant. Il s'agit plutôt d'une combinaison complexe des déplacements des nœuds dans les zones où les transformations de phases sont fortement décalées dans le temps, par exemple, les nœuds des pinces, ceux à mi-pinces et ceux de la partie massive.

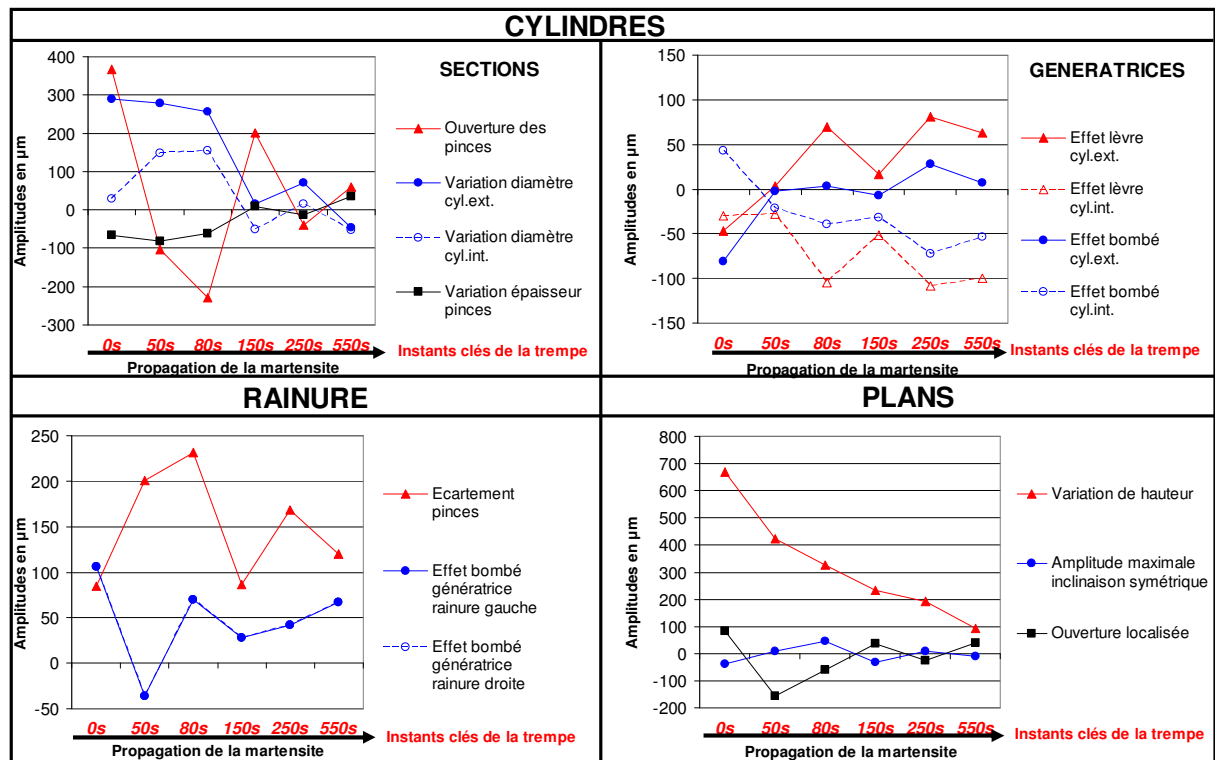
### 3. SUIVI QUANTITATIF DES DEFORMATIONS AUX INSTANTS CLES

La méthode développée permet de tracer l'évolution des amplitudes des phénomènes de déformations, à n'importe quel moment de la trempé du croissant.

Les croissants des nuances 1 et 4 sont analysés. Les moments de trempé choisis sont les instants clés de la formation de la martensite dans le croissant, depuis la germination dans les pinces jusqu'à la propagation dans la partie massive.

#### 3.1. Amplitudes des phénomènes de déformations de la nuance 1

La Figure VI - 19 donne les résultats quantitatifs. Comme cela a été vu précédemment, les amplitudes de certains phénomènes dépendent des effets thermomécaniques, les amplitudes des autres des effets métallurgiques et mécaniques.



Instants clés de la formation de la martensite dans le croissant :



Figure VI - 19 : Evolution des amplitudes des phénomènes de déformations aux instants clés de la formation de la martensite dans le croissant, nuance 1, trempé huile

### 3.1.1. Evolution des déformations sensibles aux effets thermomécaniques

Les amplitudes des phénomènes de déformations liés à la contraction volumique sont majoritairement d'évolution décroissante avec la diminution de la température. C'est le cas de la variation de hauteur et de la variation des diamètres des cylindres, même si une ré-augmentation de l'amplitude de ces deux phénomènes est observée à 250s de trempe. Cette augmentation correspond à la formation de la martensite à cœur du croissant, le passage à la structure cubique centrée de la martensite entraînant une augmentation volumique temporaire.

Cette décroissance de l'amplitude n'est pas vérifiée pour l'écartement de la rainure car, même s'il est lié à la variation volumique, ce phénomène est en même temps corrélé à d'autres. L'évolution de l'écartement de la rainure est une combinaison dépendante du temps, entre l'évolution de trois phénomènes suivants : l'ouverture des pinces, leur variation d'épaisseur et le mode de déformation des deux génératrices de la rainure. Si on considère ce dernier phénomène indépendamment des deux autres, une mise en diablo des génératrices augmente l'écartement de la rainure, du fait de la contraction de la matière. Une mise en bombé a la conséquence inverse.

### 3.1.2. Evolution des déformations sensibles aux effets métallurgiques et mécaniques

L'évolution de l'ouverture des pinces est nette. Les pinces sont fortement ouvertes après la chauffe, puis elles se ferment et s'ouvrent alternativement avec la propagation des phases métallurgiques dans le croissant. La présence majoritaire de la ferrite et de la bainite dans les pinces, jusqu'au temps  $t=80s$ , entraîne leur brusque fermeture, due aux contraintes de compression s'y exerçant. Au temps  $t=80s$ , qui correspond à la valeur maximale de compression (Figure VI - 16), l'amplitude du phénomène est négative et minimale. Les pinces sont alors repliées sur elles-mêmes par rapport à leur position nominale. Ensuite, dès que la martensite est majoritairement présente dans les pinces ( $t=150s$ ), celles-ci sont sollicitées en traction, ce qui entraîne leur ré-ouverture. Puis, quand la vague de martensite disparaît des pinces pour aller vers la partie massive ( $t=250s$ ), seule la bainite continue à se former dans les pinces, entraînant leur mise en compression et leur fermeture. La légère réouverture des pinces en fin de trempe est en fait une conséquence de l'augmentation de l'amplitude de l'effet lèvre, de la même manière que la mise en diablo des génératrices de la rainure augmente l'écartement des pinces.

L'épaisseur des pinces, plus petite que celle nominale après chauffe, augmente régulièrement au cours de la trempe pour être, au final, plus grande que celle nominale. La dépendance de ce phénomène avec d'autres n'est pas clairement établie. Néanmoins, il est lié en partie à la différence de variation des diamètres intérieur et extérieur et à la variation volumique des pinces. Au cours de la chauffe, la formation progressive de l'austénite dans le croissant a eu pour conséquence la contraction successive des portions de volume touchées par cette transformation. Cette contraction locale a eu plus d'effet sur le faible volume des pinces que dans la partie massive, ce qui peut expliquer la diminution d'épaisseur radiale des pinces. Lors de la trempe, la formation de la martensite dans les pinces a entraîné l'augmentation du volume, et donc l'augmentation de l'épaisseur radiale des pinces.

L'effet lèvre est de même amplitude pour les génératrices extérieures et intérieures des pinces. Il est la combinaison des déformations résultant à la fois de la flexion et de la traction des génératrices en bout des pinces, au cours des vagues successives de formation des phases. Cela provoque une sorte de « pétrissage » de la peau par l'alternance des contraintes de pression et de traction dans cette zone. Ainsi, quand les contraintes de compression sont majoritaires dans les pinces, comme lors de la transformation bainitique en début de trempe et en fin de trempe, l'amplitude de l'effet lèvre augmente.

Le mode de déformation des génératrices de la partie massive s'inverse au cours de la trempe. Si celles-ci sont en diablo en fin de chauffe, elles sont « retendues » et deviennent rectilignes après le passage de la vague de compression, due à la transformation ferrito-perlitique ( $t=50s$  à  $150s$ ). L'inversion du mode de déformation intervient en fin de trempe,

lorsque la formation de la martensite s'achève dans la partie massive du croissant. Les génératrices sont alors en traction à l'intérieur et en compression à l'extérieur, ce qui provoque leur mise en bombé. Celle-ci est toutefois de faible amplitude, puisqu'en fin de trempe, elle vaut en moyenne 30  $\mu\text{m}$ .

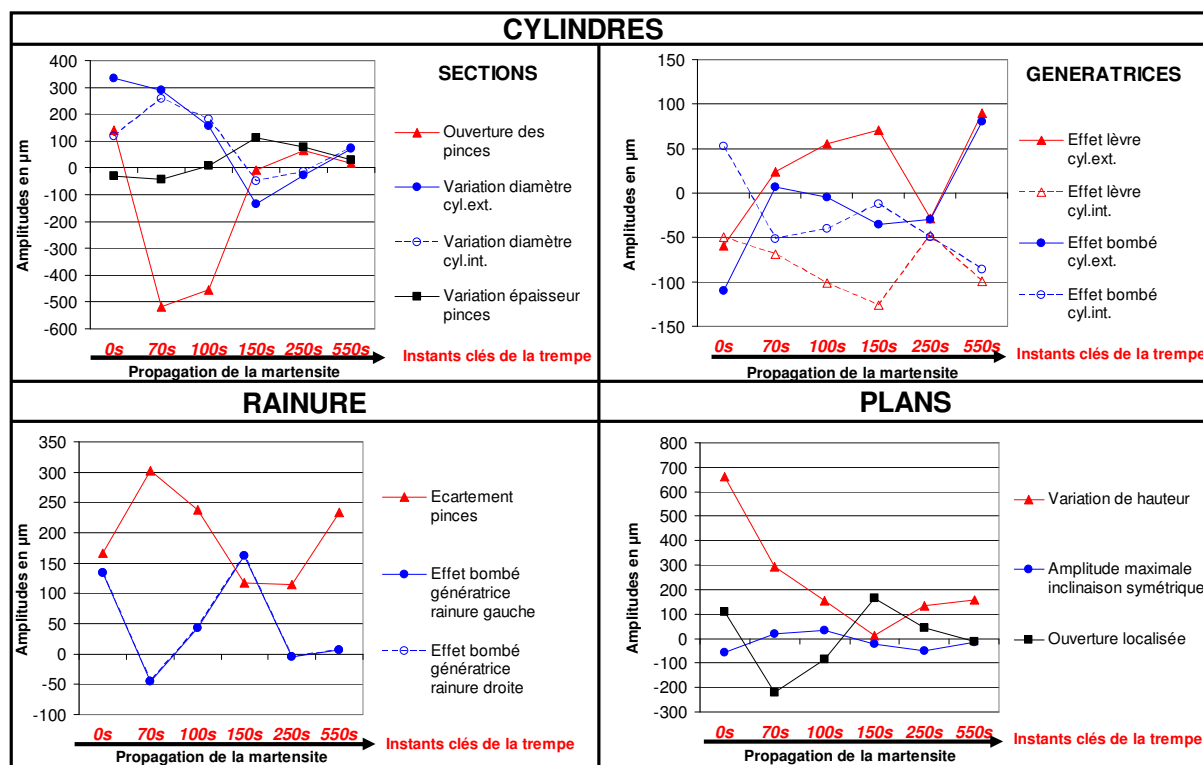
Concernant les deux génératrices de l'ouverture, qui étaient bombées en fin de chauffe, elles sont contractées suivant l'effet diabololo lors de la transformation ferrito-bainitique. Puis, la présence quasi-exclusive de la martensite à l'extrémité des pinces les déforme suivant l'effet bombé, et ce jusqu'en fin de trempe.

Pour finir, les ouvertures et fermetures répétées des plans, observées qualitativement, sont confirmées.

### 3.2. Amplitudes des phénomènes de déformations de la nuance 4

Les instants clés de propagation de la martensite sont différents de ceux de la nuance 1. Comme la germination débute plus tard, à 70 s, la propagation de la martensite dans le croissant est également retardée. Cela a des répercussions sur les amplitudes des phénomènes de déformations, différentes de celle de la nuance précédente.

Néanmoins, les évolutions des amplitudes de la plupart des phénomènes sont similaires entre les deux nuances. C'est le cas de la variation d'épaisseur des pinces, de l'écartement de la rainure et de l'ouverture des pinces, celles-ci s'ouvrant et se fermant au gré de la formation des phases dans les pinces. Les amplitudes des phénomènes liés au effet thermomécaniques (variation des diamètres et de la hauteur) sont également cohérentes avec ceux de la nuance 1. Enfin, les déformations des plans le sont aussi.



Instants clés de la formation de la martensite dans le croissant :

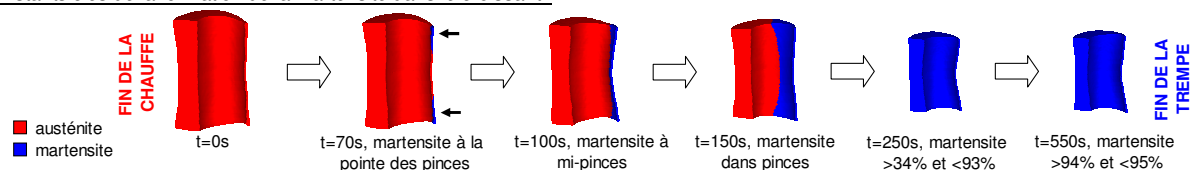


Figure VI - 20 : Evolution des amplitudes des phénomènes de déformations aux instants clés de la formation de la martensite dans le croissant, nuance 4, trempe huile

En conséquence, les phénomènes restants présentent de fortes différences entre les deux nuances. Il s'agit des phénomènes affectant les génératrices, c'est-à-dire les effets lèvre et bombé. En fait, les différences interviennent surtout en fin de trempe. Pour la nuance 1, l'amplitude de l'effet lèvre prend de l'importance au temps  $t=150s$ , alors que cette augmentation de l'amplitude intervient plus tard, au temps  $t=250s$  pour la nuance 4. C'est le même retard qui explique les différences d'amplitude de mise en bombé des génératrices des cylindres des deux nuances. La formation de la martensite dans la partie massive du croissant de la nuance 4 étant en retard par rapport à celle dans nuance 1, l'amplitude de l'effet bombé ne commence à augmenter que vers la fin de la trempe. Cette augmentation intervient au temps  $t=250s$  pour la nuance 1.

### 3.3. Conclusions

Les impacts des effets thermomécaniques et métallurgiques sur les amplitudes des phénomènes de déformations ont été mis en évidence. La caractérisation est plus fine qu'avec l'approche qualitative menée dans la partie 2 car elle a permis de dissocier les différents modes de déformation de la déformation globale. Il existe ainsi une forte corrélation physique du phénomène de l'écartement de la rainure avec l'ouverture des pinces, la déformation des génératrices de la rainure et la variation d'épaisseur des pinces. Cela justifie le fait que la mesure ponctuelle de l'écartement des pinces au niveau de la rainure n'est pas suffisante pour effectuer une corrélation entre les résultats expérimentaux et les simulations. En effet, l'écartement est variable sur la hauteur de la rainure en cas de déformations des génératrices.

Les amplitudes de la majorité des phénomènes varient de la même façon pour les deux nuances 1 et 4. Seules les déformations des génératrices diffèrent.

Enfin, l'analyse de l'évolution de la norme du vecteur résidu initial (Figure VI - 21) montre que celle-ci baisse au fur et à mesure de la trempe, révélant, en partie, la contraction volumique progressive de la pièce.

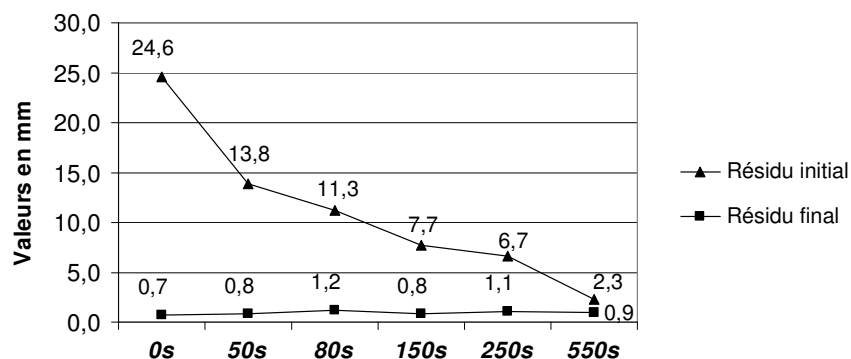


Figure VI - 21 : Evolution de la norme du vecteur résidu au cours de la trempe huile, avant et après dissociation des phénomènes de déformations du croissant de la nuance 1

## 4. COMPARAISON DES STRUCTURES ET DES DURETES EN FIN DE TREMPE

Trois zones importantes du croissant sont prises en compte : elles sont le reflet de l'évolution de la formation de la martensite, avec la composante circonférentielle du gradient d'épaisseur du croissant. Il s'agit des zones suivantes :

- le bout des pinces ;
- la zone située à mi-pinces ;
- le cœur du croissant.

Les croissants sont tronçonnés à mi-hauteur pour une observation des microstructures

et réalisation d'essais de dureté. Les structures métallurgiques sont révélées par une attaque chimique au NITAL (solution d'acide NITrique et d'ALcool éthylique, ici du méthanol). L'observation au microscope optique est effectuée avec un zoom de 800 fois (925x pour la nuance 4).

Comme le NITAL attaque la perlite et les joints de grain, ceux-ci apparaissent en foncé au microscope. La ferrite et la cémentite ne sont pas attaquées et apparaissent en clair (Figure VI - 22). La martensite apparaît sous forme d'aiguilles ou de lattes et elle est obtenue par cisaillement complexe du réseau cristallin de l'austénite [BAR00]. La martensite stoppant la diffusion des atomes de carbone, elle est caractérisée par une dureté élevée : avec 0,4% de carbone, la dureté en essai Vickers est de l'ordre de 700Hv [BAR00]. Les températures de trempes étant largement en dessous de la température de germination de la martensite, toute l'austénite a donc été transformée en martensite : de ce fait, il n'y a pas d'austénite résiduelle.

La teneur de chacune des phases est estimée qualitativement, par analyse visuelle de la structure de la zone ciblée et de celles avoisinantes. Ce recensement des phases dépend ici fortement de l'expérience de la personne l'ayant réalisé.

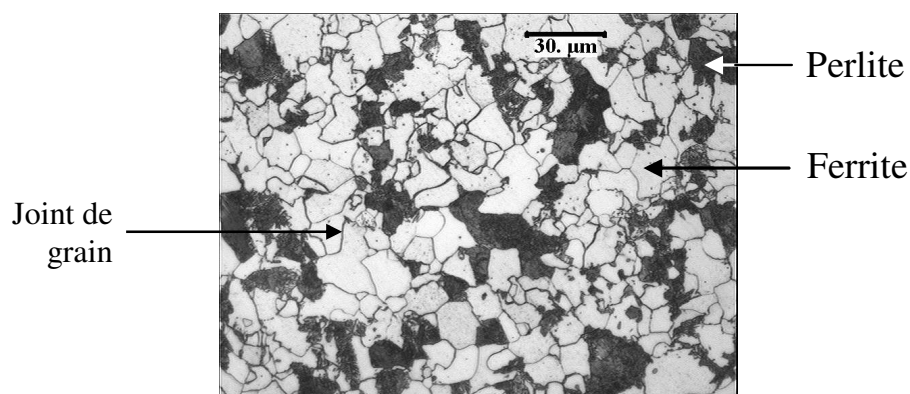


Figure VI - 22 : Structure initialement ferrito-perlitique des nuances 1 et 2 (x600)

#### 4.1. Nuance 1

##### 4.1.1. Trempes gaz

La Figure VI - 23 présente les résultats en fin de trempe gaz 3 bars. L'analyse des trois zones étudiées révèle que :

- le bout des pinces est 100% martensitique à la fois en simulation numérique et en expérience ;
- la zone à mi-pince est encore majoritairement martensitique malgré la présence plus importante de bainite. La prédiction est en bonne concordance avec l'expérience ;
- le cœur du croissant est majoritairement bainitique en expérience et plutôt martensitique en simulation.

Les résultats des deux autres pressions de gaz sont proches de ceux présentés dans la Figure VI - 23, seul le pourcentage global de martensite présente dans le croissant augmente légèrement avec la drasticité. Ainsi, en simulation numérique, le cœur du croissant trempé à 18 bars présente 75% de martensite, 15% de bainite et 10% de ferrite, ces teneurs étant proches de celles obtenues avec la pression de 3 bars.

La Figure VI - 24 montre que les valeurs de duretés en tous points des croissants mesurés sont plus faibles que celles du croissant simulé, et ce quelle que soit la pression de gaz : la différence moyenne est de -38% à 3 bars, -22% à 12 bars et -21% à 18 bars. Cela s'explique par le fait que la teneur en martensite est plus importante dans le croissant issu de la simulation numérique. Par ailleurs, les valeurs de duretés sont d'autant plus grandes que la teneur en martensite est importante : c'est le cas au niveau des pinces (31/32 et 35/36).

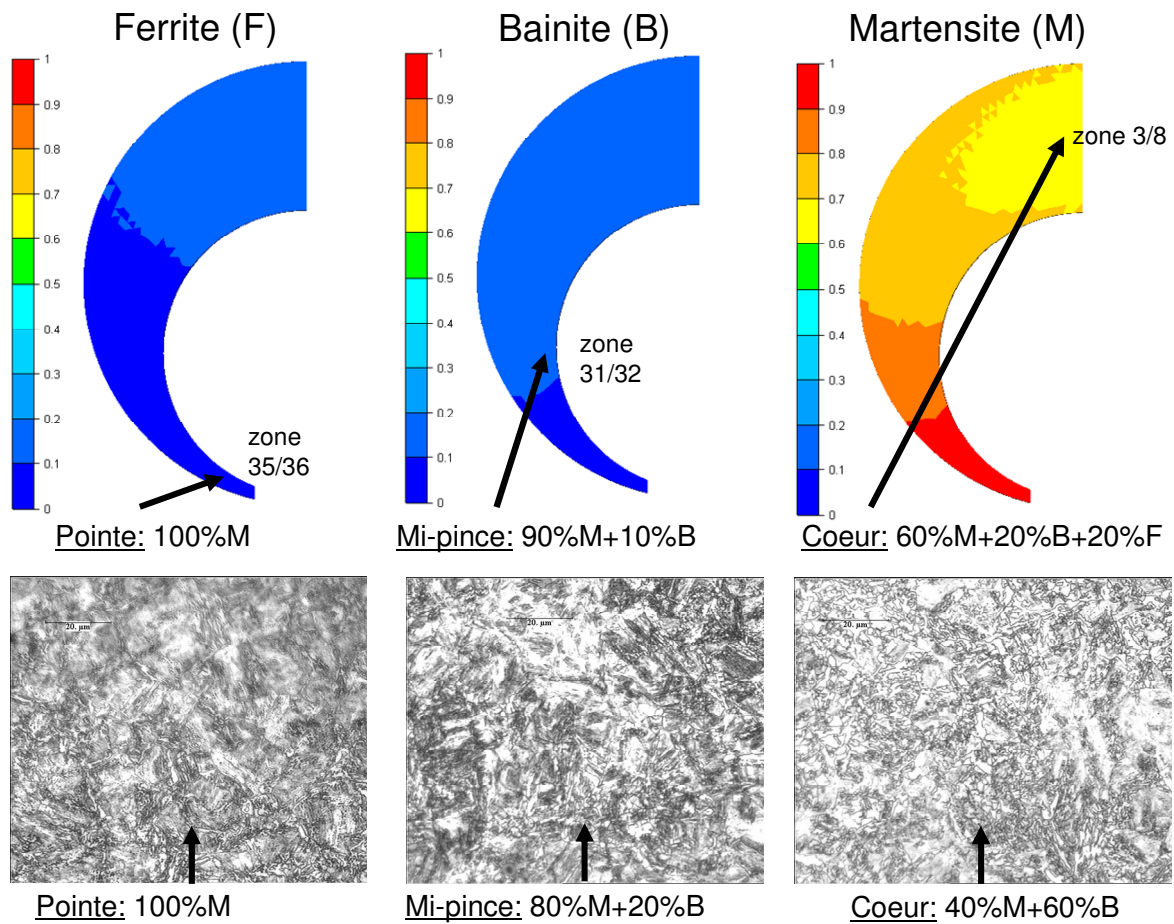


Figure VI - 23 : Comparaison des structures (expérience et simulation) des croissants de la nuance 1, en trempe gaz 3b

Une stagnation des valeurs de duretés, pour les trois pressions de gaz, est également observée. En simulation, les duretés sont très proches dans chacune des zones de mesure et en expériences, elles sont proches en bout de pinces (zone 35/36) et à mi-pinces (zone 31/32). Cela provient du fait que ces zones sont saturées en martensite, dès la pression de 3 bars.

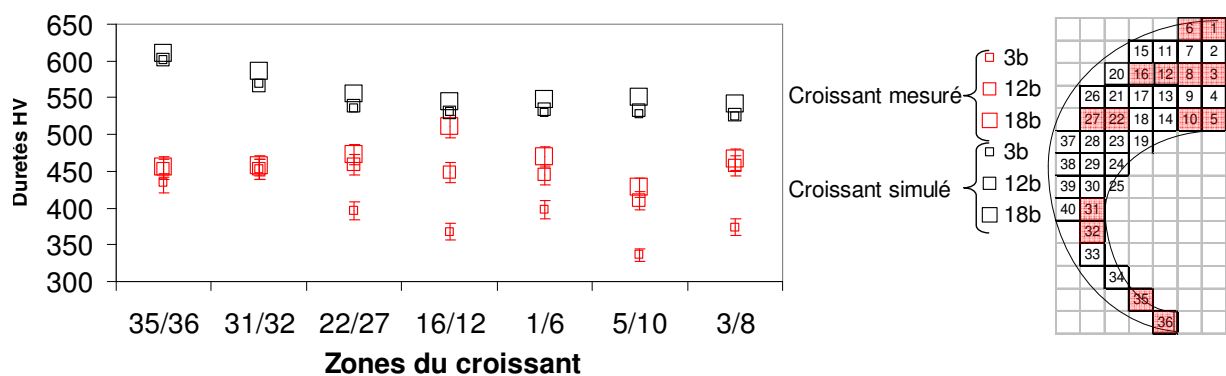
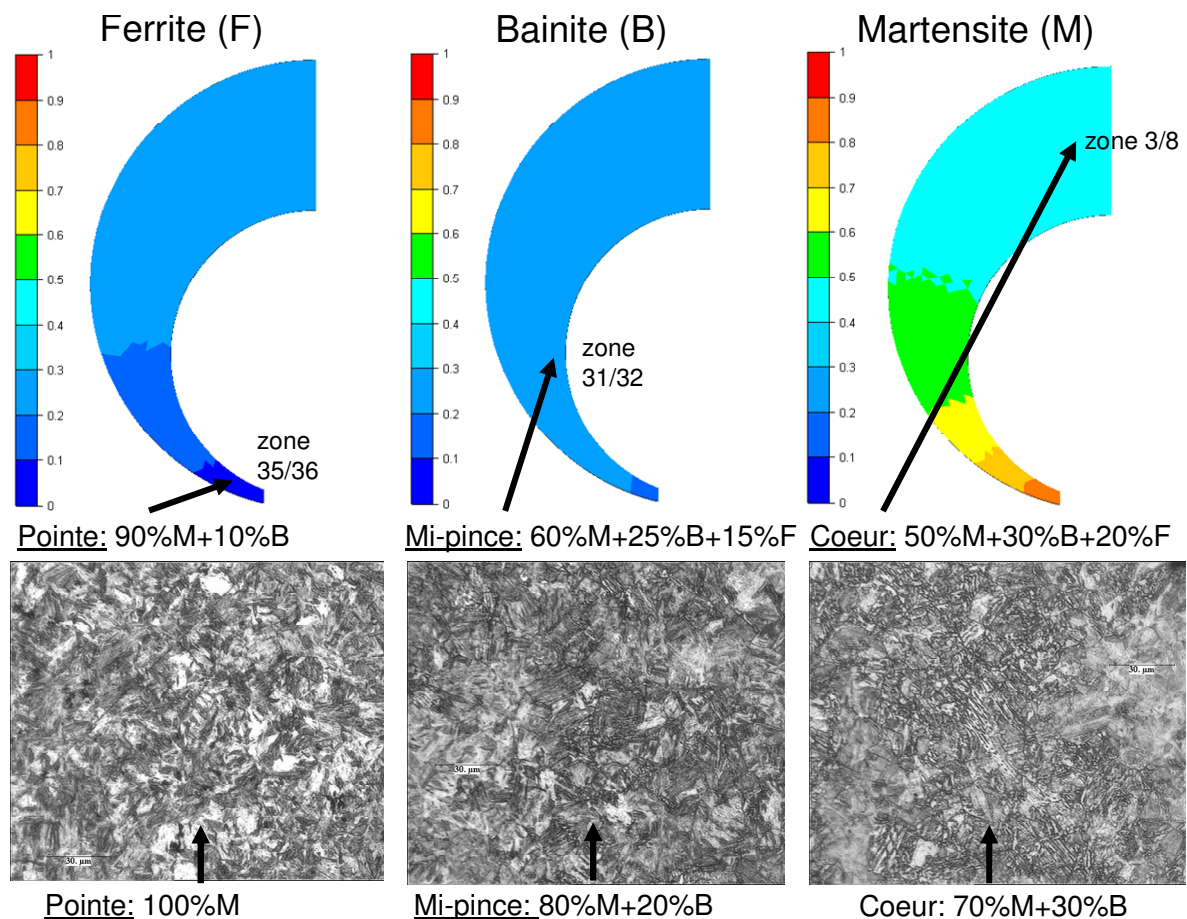


Figure VI - 24 : Comparaison des duretés des croissants de la nuance 1, en trempes gaz

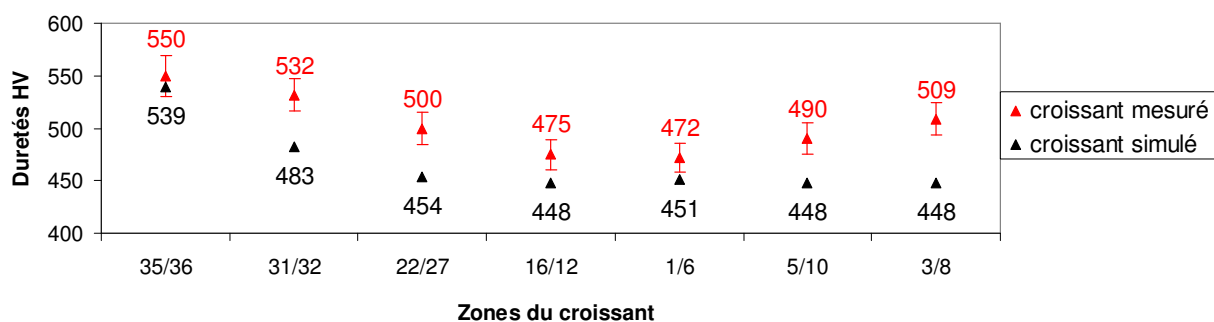
#### 4.1.2. Trempe huile

Le constat est le même que pour les trempes gaz : si la structure en bout de pince est la même pour les croissants mesuré et simulé, partout ailleurs, les différences sont plus sensibles (Figure VI - 25).



**Figure VI - 25 : Comparaison des structures (expérience et simulation) des croissants de la nuance 1, en trempe huile**

Ici, contrairement aux simulations de trempes gaz, les croissants « réels » possèdent plus de martensite que le croissant simulé. Cela se traduit par des valeurs de dureté un peu plus élevées (de 7%) pour le croissant mesuré (Figure VI - 26). La même valeur de dureté en bout des pinces est observée pour les deux croissants puisque la structure est très fortement martensitique. Par ailleurs, les pinces sont plus « dures » que le reste du croissant.



**Figure VI - 26 : Comparaison des duretés des croissants de la nuance 1, en trempe huile**

Au vu de ces résultats, les différences de déformations entre les croissants réels et virtuels peuvent s'expliquer par les différences en termes de structures finales, notamment le champ de martensite. En effet, les effets métallurgiques et mécaniques, spécialement la formation de la martensite, sont à l'origine des déformations. Aussi, le front de martensite, se formant en bout de pinces et se propageant radialement et circulairement, conditionne les amplitudes des déformations du croissant en fin de trempe. Or, en fin de trempe, la répartition de la martensite dans les croissants mesuré et simulé n'est pas la même en tout point, ce qui



implique une différence en termes d'amplitudes de déformations.

#### 4.2. Nuance 4, trempe huile

Une bonne concordance est observée entre les structures prédites par la simulation numérique et celles obtenues par les expériences (Figure VI - 27). Si la structure est totalement martensitique pour les croissants « réels », il subsiste 5% d'austénite résiduelle en simulation numérique.

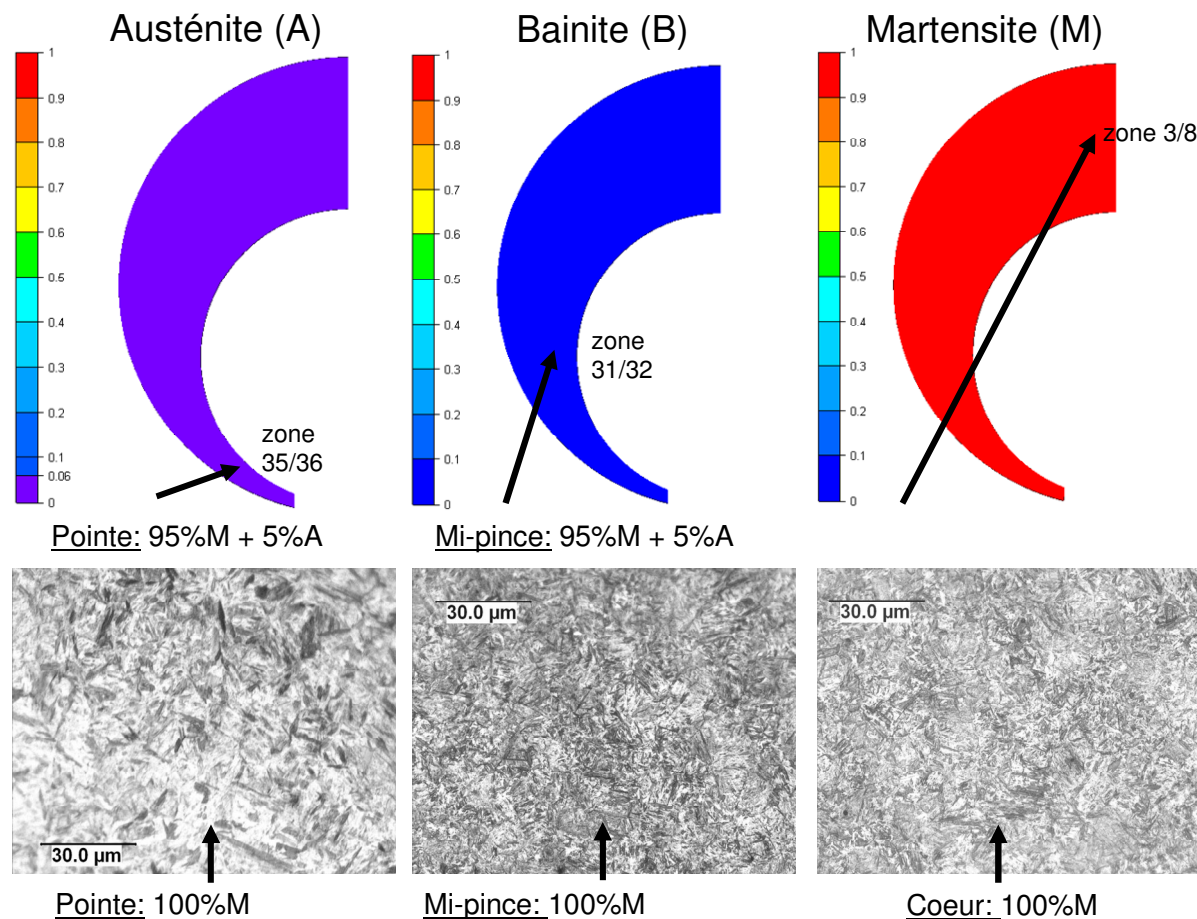


Figure VI - 27 : Comparaison des structures (expérience et simulation) des croissants de la nuance 4, en trempe huile

Cette concordance de structure se traduit par une prédiction quasi-parfaite des valeurs de dureté (Figure VI - 28).

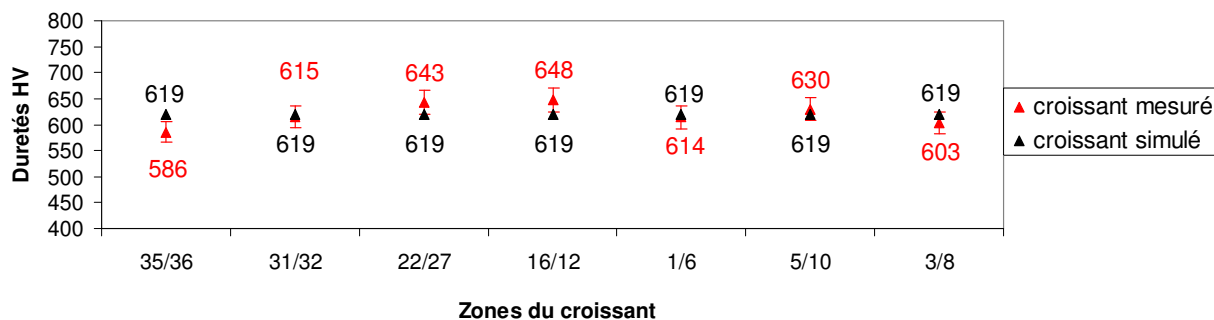


Figure VI - 28 : Comparaison des duretés des croissants de la nuance 4, en trempe huile

Par ailleurs, la dureté est presque constante à tout endroit des croissants simulés et

expérimentaux. Cela signifie que la répartition de la martensite est homogène au sein du croissant. La dureté du croissant de cette nuance trempée à l'huile est logiquement plus importante que pour les deux nuances précédentes, car la martensite s'y est formée complètement et le taux de carbone est plus important (0,35%).

### 4.3. Conclusions

Par l'utilisation de quatre vitesses de refroidissement, il est possible d'ajuster, pour une même nuance, le début de germination des phases et leur vitesse de propagation au sein du croissant. L'analyse présente des structures et des duretés finales a permis d'étudier ce décalage temporel de la formation des phases. La comparaison des résultats de simulation avec l'expérience a montré que les écarts d'amplitudes des phénomènes de déformations constatés au chapitre V sont corrélés à la répartition des structures et des duretés au sein du croissant. Ainsi, pour les nuances 1 et 4, les tendances des amplitudes des phénomènes étaient correctes, ce que corrobore la répartition finale des phases et les valeurs de duretés dans le croissant.

L'hétérogénéité du refroidissement influe donc sur les moments de début des transformations de phases et sur la combinaison des déformations thermiques et métallurgiques, qui sont différents d'une nuance à l'autre. Dans l'optique de minimiser les amplitudes de déformations, une trempe étagée permettrait de limiter le gradient de température [POU81] et de diminuer ainsi le décalage temporel des débuts de transformation des phases au sein de croissant.

## 5. INFLUENCE DES DONNEES DU MATERIAU

Les modèles prédictifs en traitement thermique, autant en chauffage qu'en refroidissement, reposent sur des couplages multi-physiques des phénomènes thermiques, métallurgiques et mécaniques. La détermination des interactions entre ceux-ci est compliquée car ces phénomènes physiques ne se produisent pas indépendamment les uns des autres [CARD08]. La loi de déformation en traitement thermique [COL92b] [ALI00], implémentée dans le logiciel Forge® 2008, est présentée dans le premier paragraphe.

L'obtention des données mécaniques expérimentales, pour chaque phase d'un acier donné, est une opération coûteuse. En effet, les campagnes d'essais demandent au moins 30 à 40 tests. Par ailleurs, leur mise au point est complexe, à cause des cycles thermo-mécaniques avec de faibles déformations (de l'ordre de 0,01 à 0,02) et de faibles vitesses de déformations (de l'ordre de  $10^{-3} \text{ s}^{-1}$  à  $10^{-5} \text{ s}^{-1}$ ). Il est donc intéressant de connaître l'influence de la variation des données mécaniques sur les déformations. Cela fait l'objet du deuxième paragraphe. L'analyse est menée sur les simulations de chauffe et de trempe gaz 18 bars du croissant de la nuance 1.

### 5.1. Présentation de la loi de déformation en traitement thermique

Le tenseur des vitesses de déformation totale  $\dot{\epsilon}^{\text{tot}}$ , appelé également le tenseur du taux de déformation, est défini par l'équation [VI - 1]. Cette loi de déformation est intégrée à chaque pas de température par le solveur du logiciel Forge® 2008, pour obtenir la déformation. Cette loi fait appel à l'**hypothèse des petites déformations** où l'on considère l'additivité des déformations dues aux phénomènes thermiques, mécaniques et métallurgiques.

Cette formulation est présente dans de nombreux travaux de modélisation numérique du traitement thermique [ALI00] [DEN02] [YAO04] [CARD08] [OKI08] [TEO08]. Les termes constitutifs réalisent le couplage entre les déformations thermo-élasto-viscoplastiques et les déformations dues à l'évolution structurale.

Les informations principales de ses couplages sont à présent données. Elles proviennent majoritairement des mémoires de thèse de David Cardinaux [CARD08] et Charles Aliaga [ALI00].

$$\dot{\varepsilon}^{\text{tot}} = \underbrace{\dot{\varepsilon}^{\text{el}} + \dot{\varepsilon}^{\text{th}} + \dot{\varepsilon}^{\text{vp}}}_{\text{thermo-élasto-viscoplasticité}} + \underbrace{\dot{\varepsilon}^{\text{tr}} + \dot{\varepsilon}^{\text{pt}}}_{\text{couplage évolution structurale}} \quad [\text{VI} - 1]$$

### 5.1.1. Couplage avec les déformations thermo-élasto-viscoplastiques (THEVP)

#### Déformations thermo-élastiques : $\varepsilon^{\text{el}}$ et $\varepsilon^{\text{th}}$

Les déformations thermiques comme les déformations élastiques répondent à un comportement linéaire. Le tenseur des vitesses de déformation thermique, noté  $\dot{\varepsilon}^{\text{th}}$ , est relié au tenseur des coefficients de dilatations thermiques  $\alpha$  et à la vitesse de refroidissement  $\dot{T}$  par l'équation [VI - 2]. Les valeurs des coefficients  $\alpha$  sont dépendantes des phases et de la température.

$$\dot{\varepsilon}^{\text{th}} = \alpha \dot{T} \quad [\text{VI} - 2]$$

Le tenseur de la déformation élastique, noté  $\varepsilon^{\text{el}}$  est reliée au tenseur des contraintes de Cauchy, noté  $\sigma$ , par la loi de Hooke (équation [VI - 3]). Le tenseur d'élasticité, noté  $D$ , est fonction de deux variables : le module d'Young et le coefficient de Poisson. Ces variables sont dépendantes de la direction de sollicitation, de la température  $T$  et de la fraction volumique des phases formées.

$$\sigma = D(T) : \varepsilon^{\text{el}} \quad [\text{VI} - 3]$$

Après dérivation temporelle du tenseur des contraintes, on obtient le comportement thermo-élastique couplé (équation [VI - 4]).

$$\dot{\sigma} = D(T) : \dot{\varepsilon}^{\text{el}} + \underbrace{\dot{T} D(T)^{-1} \times \frac{\partial D(T)}{\partial T}}_{\text{couplage thermique}} : \sigma \quad [\text{VI} - 4]$$

#### Déformations viscoplastiques : $\varepsilon^{\text{vp}}$

La déformation plastique correspond à un réarrangement des atomes dû à la propagation des mouvements de défauts linéaires appelés « dislocations » [BER04]. La difficulté de modélisation du traitement thermique est liée au choix d'une loi de comportement, valide sur la gamme des températures balayées par le procédé. C'est ce qu'on appelle la « rhéologie » du matériau, et cela implique l'étude de la déformation et de l'écoulement de la matière. Le terme de « viscoplasticité » permet ici de réunir à la fois :

- le comportement plastique de la matière correspondant à l'écroutissage par la déformation ;
- le comportement visqueux survenant pour la plupart des métaux dès que la température dépasse 4/10 de leur température de fusion. C'est le cas d'une trempe à partir de la température d'austénitisation.

La loi rhéologique en petites déformations est donnée par l'équation [VI - 5]. Elle est additive, c'est-à-dire qu'elle somme la contrainte limite d'élasticité  $\sigma_{00}$  et les contraintes inélastiques dues à l'écoulement plastique ( $\sigma_p$ ) et à l'écoulement viscoplastique ( $\sigma_{vp}$ ).

Cette approche est dite unifiée : elle permet de considérer la rhéologie du matériau depuis son comportement visqueux à chaud jusqu'au comportement élastoplastique à froid, voire le retour élastique en fin de traitement thermique. La Figure VI - 29 présente une schématisation dans un cas uniaxial de la partition des contraintes par l'approche d'un modèle additif.

$$\sigma_0 = \sigma_{00}(T) + \sigma_p(\bar{\varepsilon}, T) + \sigma_{vp}(\dot{\bar{\varepsilon}}, T) \quad [\text{VI} - 5]$$

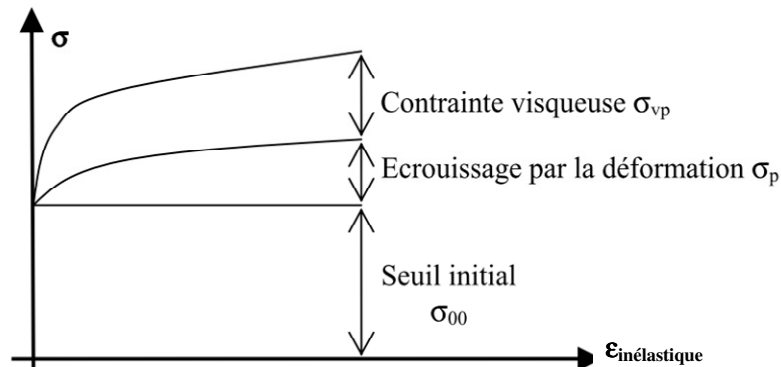


Figure VI - 29 : Schématisation uniaxiale de la partition des contraintes avec le modèle additif [CARD08]

Après la résolution thermodynamique du problème appliqué à la modélisation du traitement thermique, l'équation [VI - 5] devient l'équation [VI - 6]. Le lecteur peut se référer aux travaux de [ALI00] et [CARD08] pour obtenir les détails du calcul.

$$\sigma_{eq} = \sigma_{00} + H(T)\bar{\varepsilon}^{n(T)} + K(T)\dot{\bar{\varepsilon}}^{m(T)} \quad [\text{VI} - 6]$$

La contrainte équivalente  $\sigma_{eq}$  est ainsi dépendante du seuil d'élasticité du matériau  $\sigma_{00}$  (en MPa), du module d'écrouissage  $H$  (MPa), du coefficient d'écrouissage  $n$ , de la consistance visqueuse  $K$  (MPa.s<sup>m</sup>) et du coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation  $m$ . Ces paramètres rhéologiques sont eux-mêmes dépendants de la température et sont déterminés à partir des résultats d'essais expérimentaux. Ils sont renseignés dans le fichier « .loi » du matériau dans le logiciel Forge® 2008.

### 5.1.2. Couplage avec les déformations dues à l'évolution structurale

Ce couplage est réalisé par les aspects suivants dans le logiciel® Forge 2008. La prédiction de germination des phases utilise le principe d'additivité établi par Scheil [SCHE35]. Celui-ci consiste à déterminer le temps d'incubation auquel la somme de Scheil atteint l'unité. Ensuite, l'évolution des proportions des phases créées est décrite par deux modèles, couplés à l'équation de Scheil :

- pour les transformations diffusives, la prédiction des cinétiques de transformations de phases en conditions isothermes se fait à l'aide du formalisme de Johnson-Mehl-Avrami [JOH39] [AVR39] [AVR40] [AVR41]. Les aspects anisothermes sont pris en compte par la méthode des temps fictifs [ALI00] ;
- pour les transformations sans diffusion ou martensitiques, un modèle de base est utilisé : il s'agit de celui développé par D.P. Koistinen et R.E. Marburger [KOI59].

Le couplage entre les phénomènes métallurgiques et mécaniques est réalisé par les deux termes suivants.

#### Plasticité de transformation de phase : $\varepsilon^{pt}$

Appelée en anglais « TRIP » (Transformation Induced Plasticity), la plasticité de transformation de phase est provoquée par l'application d'un faible chargement (même très inférieur au seuil de plasticité) sur un acier lorsqu'il change de phase. Cette déformation plastique s'additionne à celle générée par les changements de volume. Elle est aussi bien observée pour les transformations diffusives comme la transformation perlitique [GAUT87] que pour la transformation displacive (sans diffusion de carbone) qu'est la transformation

martensitique [GAUT95].

Les germes de la nouvelle phase créée ont tendance à s'orienter dans la direction de sollicitation, ce qui induit une déformation plastique orientée. Cela est dû à l'accommodation plastique : pour la transformation diffusives (Figure VI - 30 a)), la charge oriente l'écoulement plastique local dû à la différence de compacité entre les phases, et, pour la transformation martensitique (Figure VI - 30 b)), la charge oriente l'orientation de formation des aiguilles de martensite [CARD08].

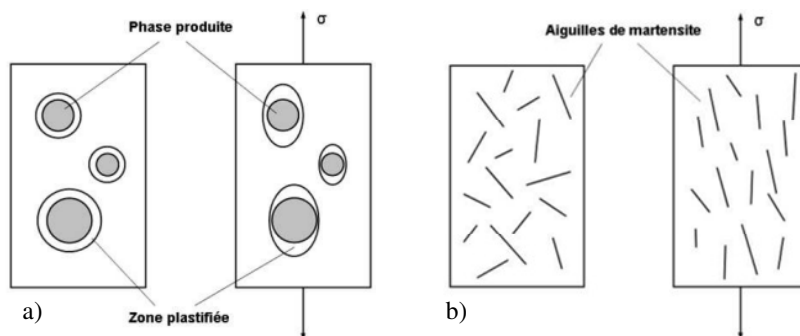


Figure VI - 30 : Représentation schématique du mécanisme de plasticité de transformation : a) diffusives et martensitique [CARD08]

Le modèle de Leblond [LEB89], issu d'une approche micromécanique, est couramment utilisé pour simuler le phénomène de plasticité de transformation. Le logiciel Forge® 2008 utilise une approche macroscopique, moins rigoureuse car ne faisant pas référence aux phénomènes locaux responsables de la déformation, mais plus réaliste en terme de faisabilité [CARD08]. La première modélisation de la plasticité de transformation de phase date de 1965, par Greenwood et Johnson [GRE65]. Le modèle établit une relation entre plasticité de transformation  $\epsilon^{pt}$  et contrainte, dans le cas d'essai de traction uniaxiale (équation [V - 1]). Le ratio  $\Delta V/V$  traduit la variation volumique lors du changement de phase et  $\sigma_\gamma$  la limite d'écoulement plastique de l'austénite.

$$\epsilon^{pt} = \frac{5}{6} \frac{\Delta V}{V} \frac{\sigma}{\sigma_\gamma} \quad [VI - 7]$$

A partir de cette relation, d'autres relations ont été développées par de nombreux auteurs [CARD08]. Nous retenons la relation donnée par l'équation [VI - 8], qui est celle utilisée dans le logiciel. Le paramètre matériau  $k$  est de l'ordre de  $10^{-4} \text{ MPa}^{-1}$  [LEB89],  $f(y)$  est une fonction croissante avec la proportion  $y$  de la phase croissante,  $\dot{y}$  est la vitesse de formation de la phase et  $s$  le déviateur du tenseur des contraintes macroscopiques. La proportionnalité de la plasticité de déformation avec le déviateur des contraintes permet de retrouver son caractère directionnel dû à l'écoulement plastique.

$$\dot{\epsilon}^{pt} = \left( \frac{3}{2} k f(y) \dot{y} \right) s \quad [VI - 8]$$

### Variation volumique aux changements de phases : $\epsilon^{tr}$

Ce changement de volume est la conséquence de la différence de densité propre entre chaque phase solide présente au sein d'un acier. Il a pour effet une déformation sphérique, dont le terme est défini par Denis et al. [DEN87] dans l'équation [VI - 9].  $I$  représente le tenseur Identité d'ordre 2.

$$\dot{\epsilon}^{tr} = (\epsilon_0^tr \dot{y}) I \quad [VI - 9]$$

La constante  $\varepsilon_0^r$  est définie pour chaque phase du matériau et représente le changement de volume par rapport à une température de référence. A la température de référence de 0°C, la déformation résultante de la variation volumique des transformations diffusives vaut environ  $8.10^{-3}$  [DEN87]. Cette valeur est en général légèrement supérieure pour les transformations martensitiques [YAO04] [CARD08].

## 5.2. Influence des données mécaniques

L'objectif présent est d'étudier la sensibilité des déformations face à une forte perturbation des données mécaniques, simulant de fortes incertitudes expérimentales ou des variations de ces paramètres d'un matériau à l'autre. L'influence individuelle des paramètres mécaniques des lois de comportement des matériaux est évaluée. On étudie ainsi l'influence d'une variation de la rhéologie par phase ( $\pm 20\%$ ), de la plasticité de transformation par phase ( $\pm 30\%$ ), des coefficients de dilatation par phase ( $\pm 10\%$ ) et la dilatation volumique par phase ( $\pm 10\%$ ). L'impact est quantifié sur les déformations du croissant de la nuance 1 en trempé gaz 18 bars, grâce à la méthode développée dans ces travaux de thèse.

### 5.2.1. Déformations en écoulement élasto-viscoplastique : $\varepsilon^{el}$ et $\varepsilon^{vp}$

Les paramètres rhéologiques actuels, par phase et par température de la nuance 1, à savoir  $\sigma_{00}$ , K, m, H et n, sont donnés dans le Tableau VI - 1. Les coefficients de la perlite ne sont pas donnés car les vitesses de refroidissement utilisées lors des trempes n'en permettent pas la formation. Pour les valeurs aux températures intermédiaires, le code de calcul effectue une interpolation linéaire entre deux points donnés, ce qui peut entraîner une approximation non négligeable [CARD08].

	Temperature en °C	Seuil d'élasticité $\sigma_{00}$ (Mpa)	Consistance K (Mpa.s <sup>m</sup> )	Coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation m	Module d'écroutissage H (Mpa)	Coefficient d'écroutissage n
Austenite	20.0	139.0	0.0	0.2	792.0	0.4
	300.0	97.4	0.0	0.2	565.0	0.4
	750.0	30.5	45.0	0.2	200.0	0.4
	900.0	8.2	73.0	0.2	78.3	0.4
	1200.0	8.2	73.0	0.2	78.3	0.4
Ferrite	20.0	209.0	0.0	0.2	354.0	0.4
	300.0	107.0	0.0	0.2	188.0	0.4
	750.0	14.4	21.2	0.2	29.5	0.4
	900.0	2.1	18.9	0.2	6.8	0.4
	1200.0	2.1	18.9	0.2	6.8	0.4
Bainite	20.0	850.0	0.0	0.2	4300.0	0.4
	100.0	820.0	0.0	0.2	4270.0	0.4
	150.0	800.0	0.0	0.2	4245.0	0.4
	250.0	730.0	0.0	0.2	4170.0	0.4
	320.0	650.0	0.0	0.2	4110.0	0.4
	450.0	500.0	0.0	0.2	4000.0	0.4
	1200.0	500.0	0.0	0.2	4000.0	0.4
Martensite	20.0	900.0	0.0	0.2	7700.0	0.5
	100.0	890.0	0.0	0.2	7700.0	0.5
	200.0	860.0	0.0	0.2	7700.0	0.5
	300.0	820.0	0.0	0.2	7700.0	0.5
	1200.0	820.0	0.0	0.2	7700.0	0.5

Tableau VI - 1 : Paramètres rhéologiques actuels de la loi viscoplastique de la nuance 1

Afin de vérifier si une évolution de  $\pm 20\%$  des paramètres rhéologiques ( $\sigma_{00}$ , K, m, H) reste physiquement interprétable, la plage de variation de la contrainte équivalente par phase est calculée en utilisant l'équation [VI - 6]. La déformation moyenne  $\bar{\varepsilon}$  et la vitesse de

déformation moyenne  $\bar{\epsilon}$  ont été déterminées pour chaque phase et plage de températures lors de la trempé gaz 18 bars du croissant de la nuance 1. Les valeurs sont données dans le Tableau VI - 2. La déformation moyenne est de l'ordre de 0,011 et la vitesse de déformation moyenne vaut  $6.10^{-5} \text{ s}^{-1}$ .

Température en °C	Déformation moyenne $\bar{\epsilon}$	Vitesse de déformation moyenne $\dot{\epsilon}$ en $\text{s}^{-1}$
20	0	0
150	0,0113	0
380	0,0113	0
423	0,0113	5,8E-05
529	0,0113	1,1E-05
735	0,0113	2,9E-05
805	0,0106	3,8E-04
930	0,0108	2,9E-05

Tableau VI - 2 : Déformation moyenne et vitesse de déformation moyenne

La contrainte équivalente par phase est alors comparée à la contrainte équivalente obtenue avec les paramètres rhéologiques initiaux (Figure VI - 31).

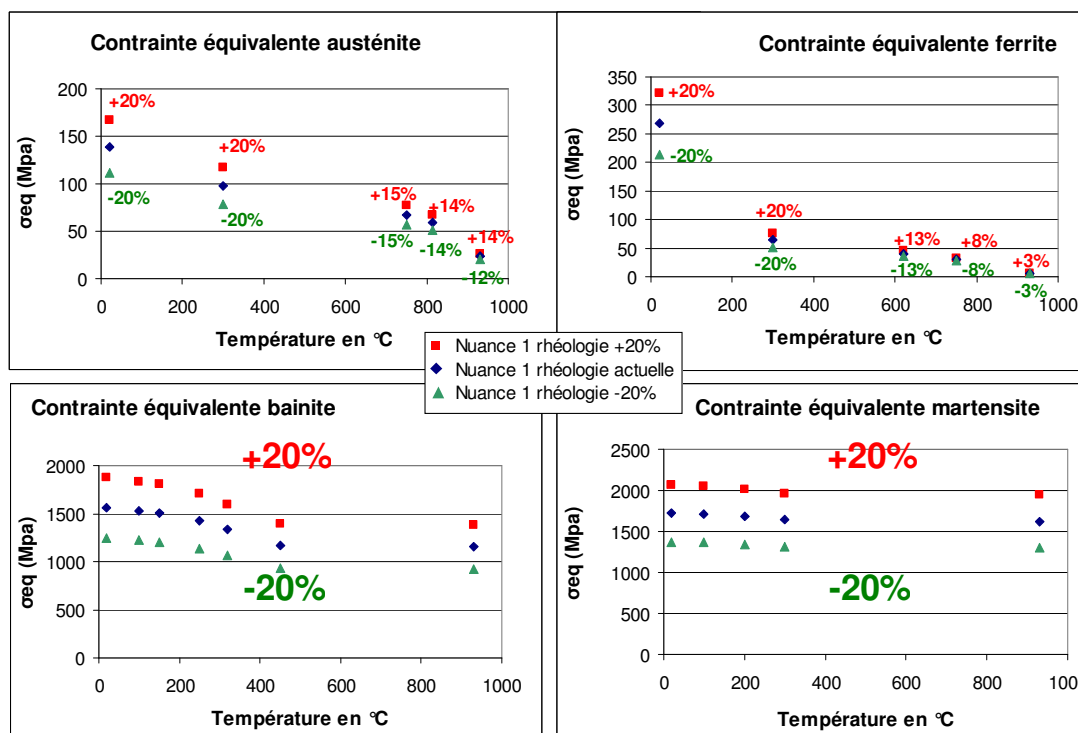


Figure VI - 31 : Variation de la contrainte équivalente par phase avec  $\sigma_{00}$ , K, m, H variant de  $\pm 20\%$  (nuance 1)

Pour les phases bainitique et martensitique, la variation de  $\pm 20\%$  de  $\sigma_{00}$ , K, m et H a pour conséquence une variation de  $\sigma_{eq}$  de  $\pm 20\%$ , quelle que soit la température de transformation de ces phases. Cela est dû au fait que le terme de consistance K est nul.

Pour l'austénite et la ferrite-perlite, la perturbation de  $\pm 20\%$  de  $\sigma_{00}$ , K, m et H entraîne une variation plus faible de la contrainte équivalente aux températures de transformation de ces deux phases. Ainsi, pour l'austénite, la plage de variation de la contrainte équivalente est de  $\pm 15\%$  à la température  $AC_1$  (735°C) et  $\pm 14\%$  à la température  $AC_3$  (805°C).

Cette plage de variation de  $\pm 20\%$  de la contrainte équivalente par phase est en deçà de la plage de variation qui existe d'une nuance à l'autre et reste donc interprétable. En effet, avec les mêmes déformations et vitesses de déformations moyennes par phase que pour la nuance 1, la contrainte équivalente de la nuance 4 est 17% plus faible et celle d'une nuance à bas taux de carbone (0,05%) est 60% plus faible. En réalité, selon Forestier [FOR04], la stabilité de l'identification des paramètres rhéologiques en présence de bruits de mesure Gaussiens est plutôt bonne.

La Figure VI - 32 illustre les variations d'amplitudes des phénomènes de déformations du croissant. Par rapport aux amplitudes obtenues avec les paramètres rhéologiques, l'augmentation de 20% de ceux-ci a globalement peu de conséquences sur les amplitudes. Seule la variation de hauteur est réellement affectée : son amplitude diminue de 21%.

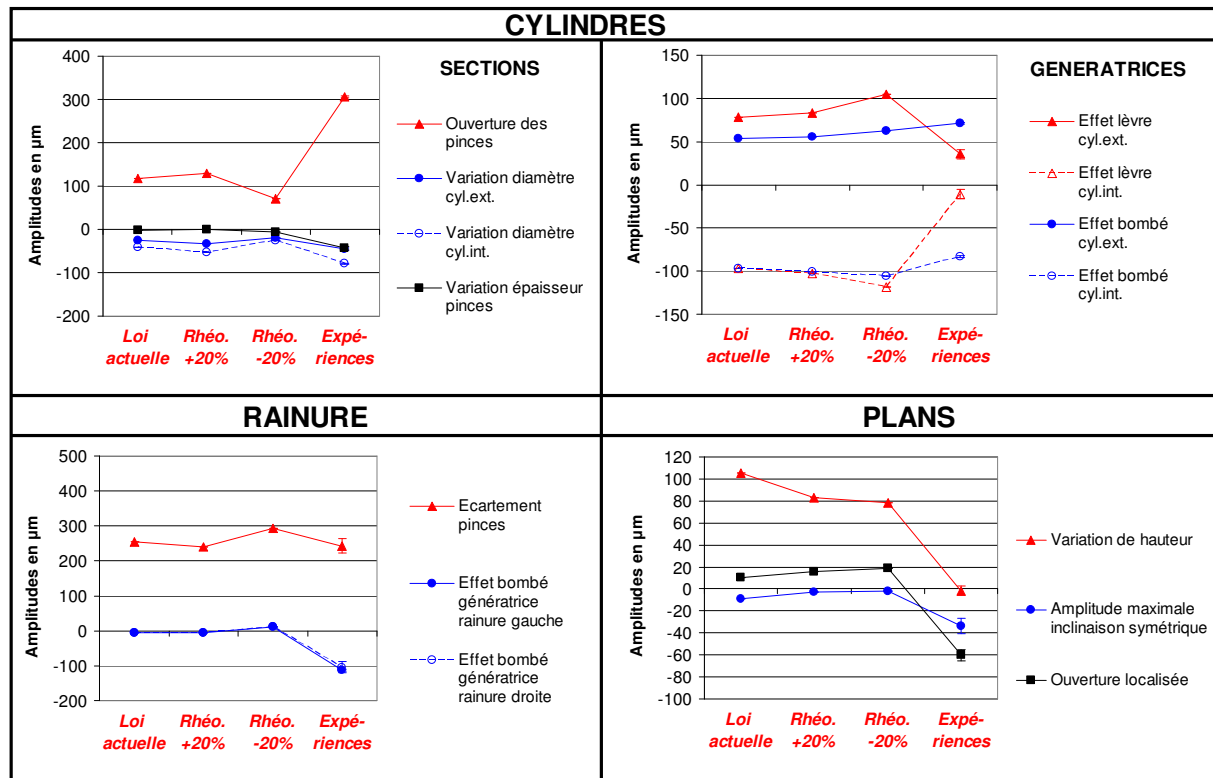


Figure VI - 32 : Amplitudes des phénomènes de déformation, après perturbation de la rhéologie par phase

A l'opposé, la diminution de 20% des données rhéologiques expérimentales affecte plus de phénomènes de déformations :

- l'ouverture des pinces est plus faible de 40% tandis que l'écartement des pinces augmentent de 16% ;
- l'effet lèvres des génératrices des pinces augmente de 30% ;
- les deux génératrices de la rainure sont à présent déformées en bombé ;
- la variation de hauteur diminue de 26%.

Enfin, la perturbation de  $\pm 20\%$  de la rhéologie actuelle ne permet pas une meilleure prédiction des amplitudes expérimentales.

### 5.2.2. Déformations thermiques : $\epsilon^{th}$

Les coefficients actuels (Tableau VI - 3) des dilatations thermiques linéaires, déterminés par des essais de dilatométrie, sont perturbés de  $\pm 10\%$ . Concernant l'incertitude de mesure, cette hypothèse est forte car, selon [PET00], l'incertitude sur les coefficients de dilatation  $\alpha$  est au alentour de 2,2%. En revanche, la variation de  $\pm 10\%$  reste cohérente avec la variation des coefficients de dilatation entre 2 matériaux différents.



	Température en °C	Coefficient α de dilatation linéaire (m/m/°C)		Température en °C	Coefficient α de dilatation linéaire (m/m/°C)
Austenite	0.0	1.55E-05	Bainite	0.0	1.19E-05
	20.0	1.59E-05		20.0	1.22E-05
	100.0	1.71E-05		100.0	1.31E-05
	200.0	1.83E-05		200.0	1.40E-05
	300.0	1.92E-05		300.0	1.47E-05
	400.0	2.00E-05		400.0	1.53E-05
	500.0	2.06E-05		500.0	1.58E-05
	600.0	2.12E-05		600.0	1.63E-05
	700.0	2.17E-05		700.0	1.67E-05
	800.0	2.21E-05		800.0	1.70E-05
	900.0	2.23E-05		900.0	1.72E-05
	1000.0	2.24E-05		1000.0	1.72E-05
1200.0	2.24E-05	1200.0	1.72E-05		
Ferrite	0.0	1.19E-05	Martensite	0.0	1.19E-05
	20.0	1.22E-05		20.0	1.22E-05
	100.0	1.31E-05		100.0	1.31E-05
	200.0	1.40E-05		200.0	1.40E-05
	300.0	1.47E-05		300.0	1.47E-05
	400.0	1.53E-05		400.0	1.53E-05
	500.0	1.58E-05		500.0	1.58E-05
	600.0	1.63E-05		600.0	1.63E-05
	700.0	1.67E-05		700.0	1.67E-05
	800.0	1.70E-05		800.0	1.70E-05
	900.0	1.72E-05		900.0	1.72E-05
	1000.0	1.72E-05		1000.0	1.72E-05
1200.0	1.72E-05	1200.0	1.72E-05		

Tableau VI - 3 : Valeurs actuelles des dilatations linéaires par phase de la nuance 1

Une erreur de +10% sur les valeurs des coefficients de dilatation thermique par phase a globalement peu de conséquences sur les amplitudes de phénomènes de déformations (Figure VI - 33). Néanmoins, les deux phénomènes suivants y sont plus sensibles :

- l'effet lèvres augmente de 10% ;
- la variation de hauteur diminue de 30%.

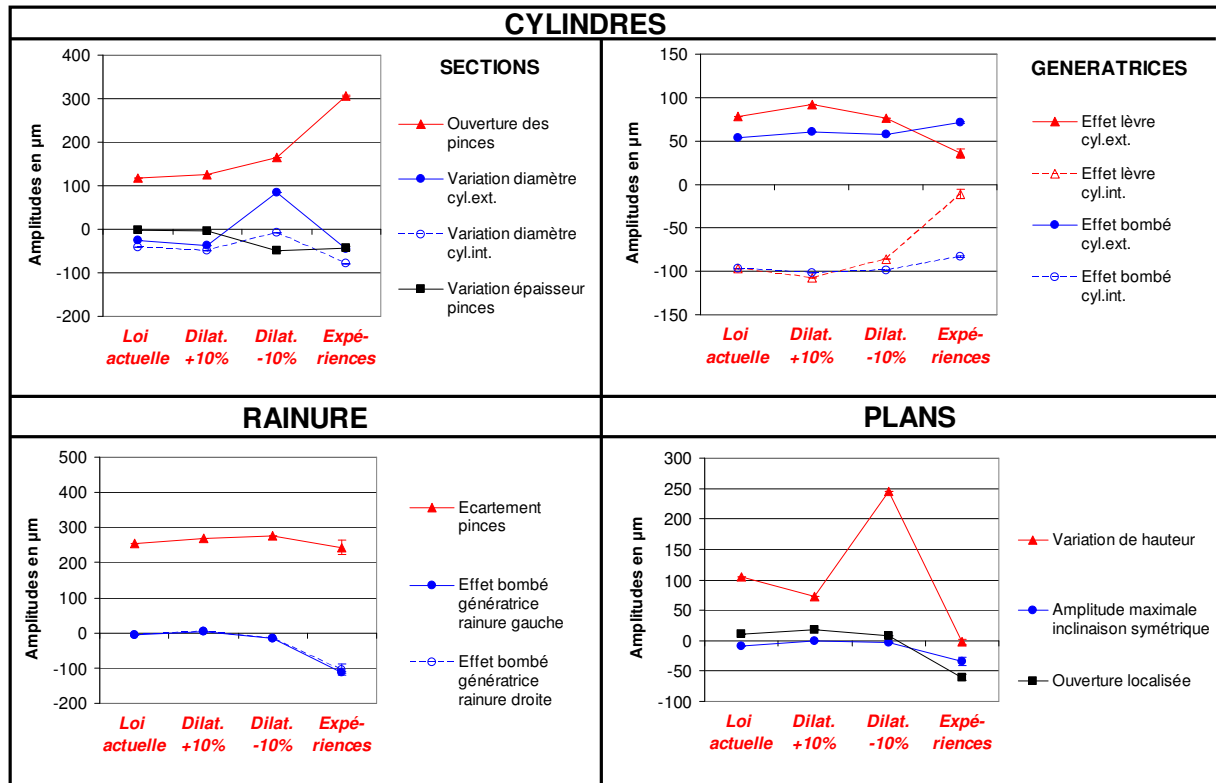


Figure VI - 33 : Amplitudes des phénomènes de déformation, après perturbation des coefficients de dilatations par phase

Par contre, une erreur de -10% agit fortement sur les phénomènes suivants :

- la variation de diamètres des cylindres correspond à une dilatation (+254%), ce qui n'est pas cohérent avec les résultats expérimentaux ;
- l'ouverture des pinces augmente de 41%, l'écartement de la rainure de +9% ;
- la diminution d'épaisseur des pinces augmente fortement (+1940%) ;
- la variation de hauteur augmente de 134%.

Cela est concordant avec une étude antérieure menée en interne au centre de recherche du partenaire industriel de ces travaux de thèse. Le coefficient de dilatation, notamment celui de l'austénite, semble prépondérant sur les déformations des pinces du croissant.

Enfin, la perturbation de  $\pm 10\%$  des coefficients de dilatation par phase ne permet pas une meilleure prédiction des amplitudes expérimentales.

### 5.2.3. Déformations dues à la variation volumique aux changements de phases : $\epsilon^r$

Les valeurs actuelles sont données dans le Tableau VI - 4.

	Température en °C	Variation volumique		Température en °C	Variation volumique		Température en °C	Variation volumique
	Ferrite	0.0		6.34E-03	Bainite		0.0	7.83E-03
	20.0	6.27E-03		20.0	7.76E-03		20.0	7.76E-03
	100.0	5.96E-03		100.0	7.45E-03		100.0	7.45E-03
	200.0	5.55E-03		200.0	7.04E-03		200.0	7.04E-03
	300.0	5.12E-03		300.0	6.61E-03		300.0	6.61E-03
	400.0	4.67E-03		400.0	6.16E-03		400.0	6.16E-03
	500.0	4.20E-03		500.0	5.69E-03		500.0	5.69E-03
	600.0	3.72E-03		600.0	5.21E-03		600.0	5.21E-03
	700.0	3.22E-03		700.0	4.71E-03		700.0	4.71E-03
	800.0	2.72E-03		800.0	4.20E-03		800.0	4.20E-03
	900.0	2.20E-03		900.0	3.69E-03		900.0	3.69E-03
	1000.0	1.69E-03		1000.0	3.17E-03		1000.0	3.17E-03
	1200.0	1.69E-03		1200.0	3.17E-03		1200.0	3.17E-03

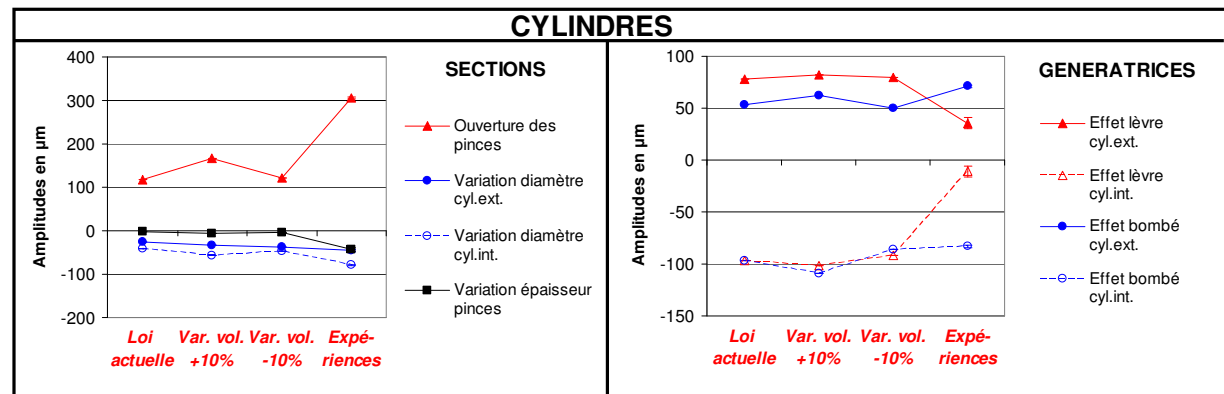
Tableau VI - 4 : Valeurs actuelles de la variation volumique par phase de la nuance 1

D'après la Figure VI - 34, une augmentation de 10% des valeurs de variations volumiques par phase a un impact sur les deux phénomènes suivants :

- l'ouverture des pinces augmente de 42% et l'écartement de seulement 10% ;
- l'effet bombé des génératrices de la partie massive augmente de 14%.

Une diminution de 10% affecte essentiellement l'amplitude de la variation de hauteur qui chute de 39%.

Enfin, la perturbation de  $\pm 10\%$  des valeurs de variations volumiques ne permet pas une meilleure prédiction des amplitudes expérimentales.



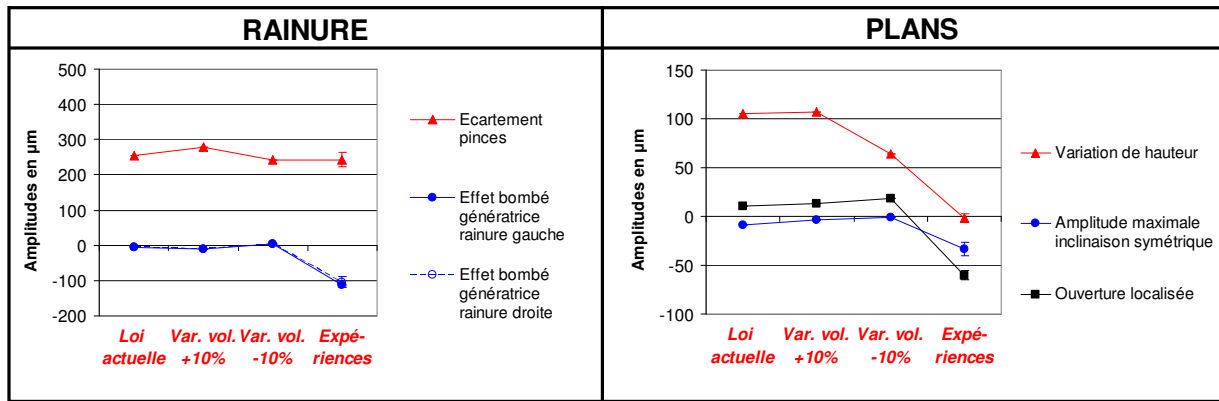


Figure VI - 34 : Amplitudes des phénomènes de déformation, après perturbation des valeurs de variations volumiques par phase

#### 5.2.4. Déformations dues à la plasticité de transformation de phase : $\epsilon^{pt}$

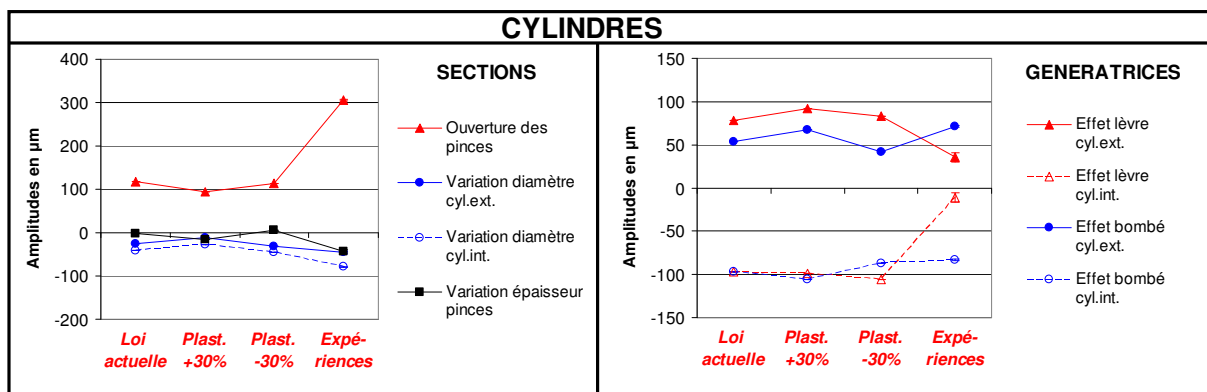
Les valeurs de plasticité de transformation de la nuance 1, à la température de référence de 0°, sont fournies dans le Tableau VI - 5. Ces valeurs correspondent au paramètre k de l'équation VI - 8.

	Temperature en °C	Plasticité de transformation
Ferrite	0.0	3.20E-04
Bainite	0.0	1.30E-04
Martensite	0.0	5.00E-05

Tableau VI - 5 : Valeurs actuelles de la plasticité de transformation de la nuance 1

L'augmentation de 30% de la plasticité de transformation de phase touche un grand nombre de phénomènes, qui sont les suivants (Figure VI - 35) :

- l'ouverture des pinces chute de 20% ;
- l'épaisseur radiale des pinces diminue de 521% ;
- l'écartement des pinces augmente de 9% du fait de l'augmentation de l'effet diabolique des génératrices de la rainure (-264%) ;
- la variation de hauteur diminue de 25%.



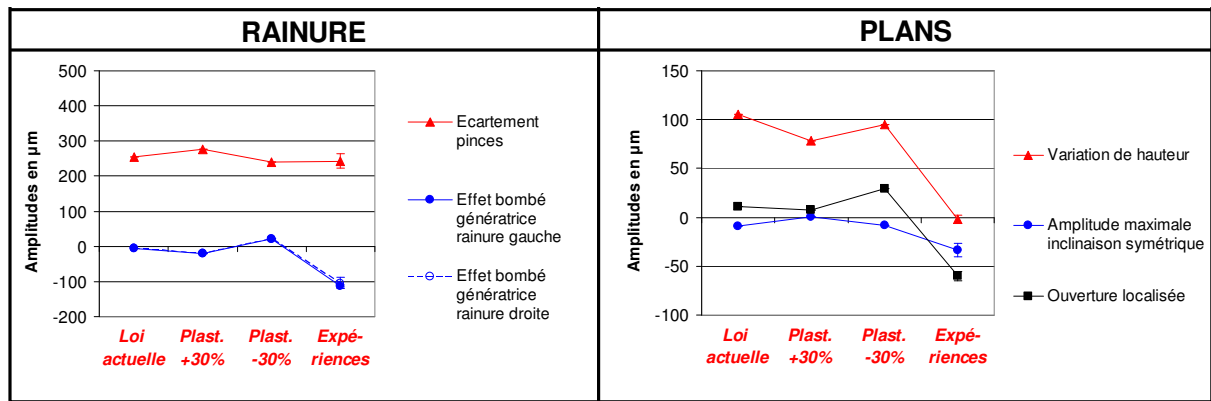


Figure VI - 35 : Amplitudes des phénomènes de déformation, après perturbation des valeurs de plasticité de transformation par phase

La diminution de 30% de la plasticité de transformation de phase affecte beaucoup moins de phénomènes :

- les deux génératrices de la rainure sont à présent en bombé (+454%) ;
- l'ouverture des plans augmente de 176%.

Enfin, la perturbation de  $\pm 10\%$  des valeurs de plasticité de transformation ne permet pas une meilleure prédiction des amplitudes expérimentales.

### 5.3. Conclusions

En résumé, cette étude de la robustesse des données thermo-mécaniques a montré que certains phénomènes de déformations du croissant sont plus sensibles que d'autres. Le Tableau VI - 6 répertorie les phénomènes les plus sensibles, en donnant pour chacun, la variation relative (%) et la variation absolue ( $\mu\text{m}$ ).

		CYLINDRES					RAINURE		PLANS	
Paramètres	Plage variation	Ouverture pinces	Variation épaisseur pinces	Variation diamètres	Déformation génératrices	Effet lèvres	Ecartement	Déformation génératrices	Variation de hauteur	Ouverture des plans
Rhéologie	+ 20%	+10% 12	-87% -2	-30% -10	+4% 3	+6% 5	-6% -15	-16% -1	-21% -22	+52% 5
	- 20%	-40% -47	-115% -3	-32% -11	+13% 9	+30% 24	+16% 40	+297% 17	-26% -27	+78% 8
Coefficients dilatation	+ 10%	+7% 8	-44% -1	-33% -10	+9% 5	+15% 12	+6% 16	152% 9	-30% -32	+68% 7
	- 10%	+41% 47	1940% 47	+254% 72	+5% 3	-6% -6	+9% 24	-175% -10	+134% 141	-23% -2
Variation volumique	+ 10%	+42% 49	-146% -4	-32% -11	+14% 10	+5% 5	+10% 25	-90% -5	+2% 2	+25% 3
	- 10%	+5% 5	-41% -1	-29% -9	-9% -7	+2% 3	-4% -11	+177% 10	-39% -41	+75% 8
Plasticité transformation	+ 30%	-20% -23	-521% -13	+42% 13	+18% 2	+9% 8	+9% 24	-264% -15	-25% -26	-31% -3
	- 30%	-2% -3	+324% 8	-15% -5	-16% -1	+8% 7	-6% -15	+454% 27	-10% -10	+176% 19

Tableau VI - 6 : Synthèse des phénomènes de déformation sensibles à la perturbation des données thermo-mécaniques (nuance 1) : variation relative (en %) / variation absolue (en  $\mu\text{m}$ )

*On observe que le phénomène de variation de hauteur est le plus sensible à toutes les perturbations des paramètres de la loi de comportement de la nuance 1.* En outre, ce sont globalement les déformations des pinces qui sont les plus perturbées, en particulier l'ouverture des pinces, la variation de leur épaisseur et l'effet lèvres. Cela est en accord avec le fait que la zone des pinces est la plus sensible aux effets thermomécaniques, métallurgiques et mécaniques, comme cela a été montré dans les parties 2 et 3 de ce chapitre.

Même avec une perturbation des paramètres très au-delà des marges d'incertitudes expérimentales, la prédiction des amplitudes expérimentales n'est pas satisfaisante pour les phénomènes suivants : l'ouverture des pinces, l'effet lèvres, l'effet bombé des deux génératrices de la rainure, la variation de hauteur et l'ouverture localisée des plans.

## 6. INFLUENCE DES DONNEES THERMIQUES

L'étude de la sensibilité des amplitudes des phénomènes de déformations aux paramètres thermiques de la loi de modélisation du procédé de trempe fait l'objet de cette dernière partie de ce chapitre. Dans la première partie, les coefficients d'échanges thermiques sont perturbés, ce qui affecte le transfert thermique par convection. Dans la seconde partie, c'est le transfert thermique par rayonnement qui est étudié, par son paramètre : l'émissivité.

### 6.1. Coefficients d'échanges thermiques

#### 6.1.1. Présentation de la loi de modélisation des échanges thermiques par convection

Le transfert thermique par convection est le mode d'échange le plus important en trempe martensitique. Il est caractérisé par un coefficient d'échange thermique, noté  $h$ , dont l'évolution a été donnée dans le paragraphe 1.3 du chapitre III.

$$\Phi_{\text{sortant}} = h(T_s - T_{\text{ext}}) \quad [\text{VI} - 10]$$

Ce coefficient  $h$  est exprimé en  $\text{W}/\text{m}^2/^\circ\text{C}$ . Il est calculé à partir de la relation (équation [VI - 10]) reliant :

- le flux  $\Phi$  de chaleur ( $\text{W}/\text{m}^2$ ) cédé par le croissant au milieu extérieur ;
- la température en surface du croissant  $T_s$  ;
- la température du milieu refroidissant  $T_{\text{ext}}$ .

Ces températures ont été mesurées expérimentalement lors des trempes huile et gaz, à l'aide des thermocouples de type K (classe 1) placés sur le croissant. La norme IEC 584-2 [IEC82] spécifie une incertitude de mesure de la température de :

- $\pm 1,5^\circ\text{C}$  pour une plage de températures allant de  $20^\circ\text{C}$  à  $375^\circ\text{C}$  ;
- $\pm 0,004.T$  avec  $T$  la valeur absolue de la température mesurée, pour des températures de  $375$  à  $1000^\circ\text{C}$ .

#### 6.1.2. Détermination des coefficients d'échange thermique

La détermination des coefficients est complexe car elle dépend des phénomènes à l'interface pièce/fluide : caléfaction en trempe huile, changements de phase perturbant les propriétés thermophysiques, etc. [ALI00]. La détermination se fait par méthode inverse, en résolvant les équations thermiques jusqu'à obtenir une bonne correspondance entre la simulation et l'expérience.

**La sensibilité des phénomènes de déformations du croissant sera évaluée face à une variation sévère des coefficients d'échanges de  $\pm 30\%$ , ce qui est supérieure aux incertitudes de mesures.** En effet, pour le gaz R-113 (Bromotrifluoroéthylène), l'incertitude sur la détermination des coefficients de transfert thermique varie de  $\pm 5.22\%$  à  $\pm 18.1\%$  suivant les températures et les pressions appliquées [LEE01]. Selon Jiang et al. [JIA04], l'incertitude s'élève à  $\pm 11.2\%$  dans le cas de l'eau et de l'air.

Le coefficient d'échange thermique dépend donc du couple matériau/fluide (huile, gaz) mais aussi de la vitesse du fluide refroidissant aux interfaces du croissant [LEFE04]. Au cours des trempes effectuées, l'analyse des températures données par les thermocouples a révélé que le champ des vitesses de refroidissement n'est pas homogène : les vitesses sont plus petites sur la surface intérieure du croissant (confinement du fluide) que sur la surface extérieure. On a ainsi défini deux évolutions des coefficients d'échanges : une pour l'extérieur et une pour l'intérieur.

**L'application des valeurs de coefficients d'échanges de la surface extérieure à la surface intérieure permettra de vérifier si cette hypothèse n'est pas trop forte.**

### 6.1.3. Application à la trempe gaz 18b du croissant de la nuance 1

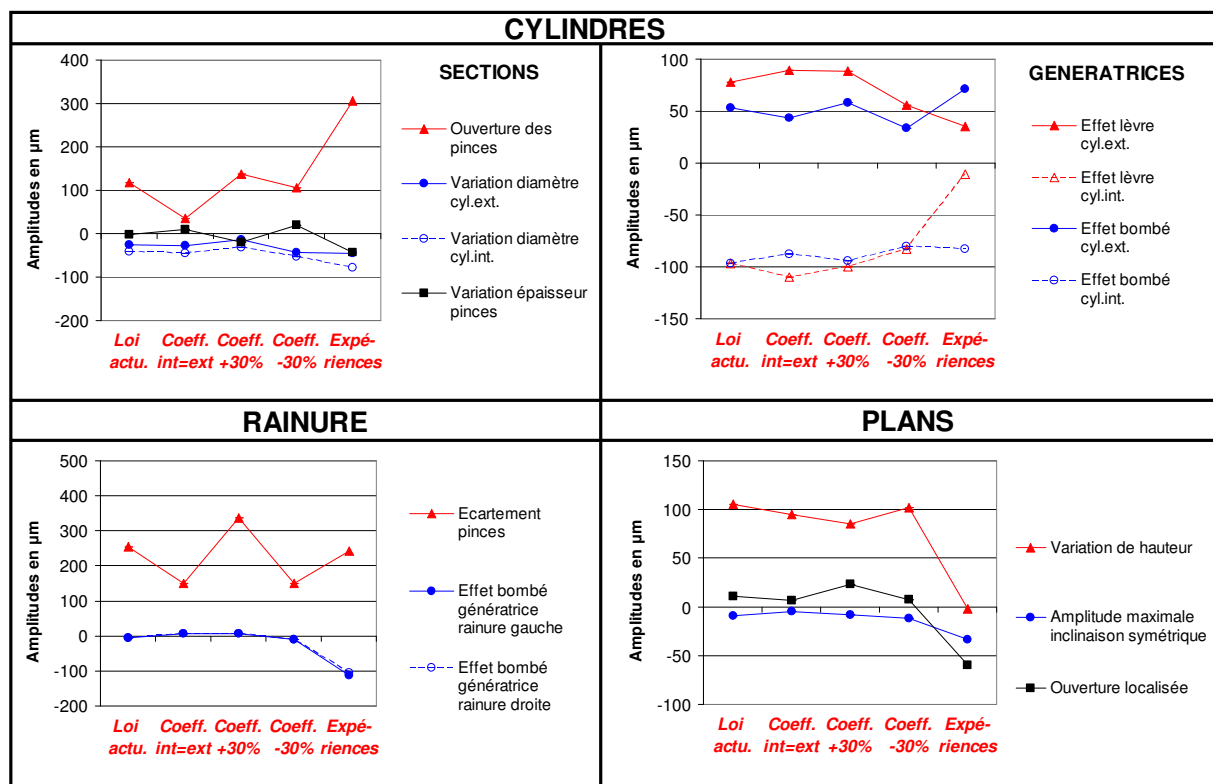
Les cas suivants sont donc pris en compte :

- une variation de  $\pm 30\%$  des coefficients d'échanges en trempe gaz 18 bars ;
- $h_{int}=h_{ext}$ , c'est-à-dire l'échange thermique sur la surface intérieure du croissant est le même que sur celle extérieure.

La Figure VI - 36 présente les amplitudes des phénomènes de déformations du croissant pour ces trois cas. Les amplitudes sont comparées par rapport au cas référence, correspondant aux coefficients d'échanges thermiques initiaux. Face à cette perturbation des échanges thermiques, la sensibilité des phénomènes de déformations n'est pas la même.

Le cas où les coefficients intérieurs sont égaux à ceux extérieurs affecte principalement les phénomènes suivants :

- l'ouverture des pinces diminue de 70% ;
- les pinces se dilatent car leur épaisseur augmente de 490% ;
- l'écartement des pinces diminue de 41% ;
- l'effet bombé des génératrices de la partie massive diminue de 14% ;
- l'effet lèvres augmente de 14% ;
- la variation de hauteur diminue de 10%.



**Figure VI - 36 : Amplitudes des phénomènes de déformation, après perturbation des coefficients d'échanges thermiques**

L'augmentation de 30% des échanges thermiques sur les surfaces extérieure et intérieure entraîne les effets suivants :

- les pinces se contractent car leur épaisseur diminuent de 730% ;
- l'ouverture des pinces augmente de 18% ;
- l'écartement des pinces augmente de 33% ;
- la variation de hauteur diminue de 20% et l'ouverture localisée des plans augmente de 115%.

La diminution de 30% des échanges thermiques sur les surfaces extérieure et intérieure entraîne les effets suivants :

- les pinces se dilatent car leur épaisseur augmente de 905% ;
- l'ouverture des pinces diminue de 9% ;
- l'écartement des pinces diminue de 41% ;
- l'effet lèvres des génératrices des pinces diminue de 22%.

#### 6.1.4. Synthèse

Le Tableau VI - 7 récapitule les phénomènes de déformations les plus sensibles à ces perturbations de l'échange thermique par convection, en précisant la variation relative (en %) et la variation absolue (en  $\mu\text{m}$ ). Ces phénomènes sont les mêmes que ceux identifiés comme étant sensibles à l'influence des paramètres de la caractérisation du matériau. **Les phénomènes de déformations les plus sensibles aux perturbations des échanges thermiques par convection sont majoritairement ceux des pinces.** Cela est cohérent car ces coefficients agissent directement sur les temps de début des transformations de phase et sur les déformations métallurgiques et mécaniques, dont l'importance a été soulignée au cours de ce chapitre.

La considération de deux échanges thermiques, un pour la surface extérieure, l'autre pour celle intérieure n'est pas une hypothèse forte. En effet, le cas où les coefficients d'échanges à l'intérieur du croissant sont les mêmes que ceux à l'extérieur a pour conséquence principale une mauvaise prédiction de l'ouverture des pinces.

Paramètres	Plage variation	CYLINDRES					RAINURE	PLANS	
		Ouverture pinces	Variation épaisseur pinces	Variation diamètres	Déformation génératrices	Effet lèvre	Ecartement	Variation de hauteur	Ouverture des plans
Coefficients d'échange thermique	Int.=Ext.	-70%	+490%	-9%	-14%	+14%	-41%	-10%	-37%
		-82	12	-3	-10	12	-104	-10	-4
	+ 30%	+18%	-730%	+37%	+3%	+8%	+33%	-20%	+115%
		21	-18	12	3	7	84	-20	12
	- 30%	-9%	+905%	-45%	-28%	-22%	-41%	-3%	-27%
		-10	22	-14	-2	-18	-104	-3	-3

Tableau VI - 7 : Phénomènes de déformations sensibles à la perturbation des coefficients d'échange thermique (nuance 1)

Concernant les structures finales du croissant, les répartitions de la bainite et de la martensite sont les plus affectées (Figure VI - 37). Une intensification de 30% de l'échange par convection a pour effet de créer plus de martensite dans le croissant pour une même durée de trempe. Le taux de bainite est alors moindre. Cette conséquence est logique, puisqu'une augmentation de 30% de l'échange thermique accroît la vitesse de refroidissement. Les moments de début de transformations des phases sont ainsi avancés, ce qui augmente le temps disponible pour transformer les phases.

A l'opposé, dans le cas d'une diminution de 30% de l'échange thermique, il y a plus

de bainite et moins de martensite. En effet, dans ce cas, les vitesses de refroidissement sont moindres, ce qui retarde les instants de début de transformations et diminue le temps disponible pour transformer les phases.

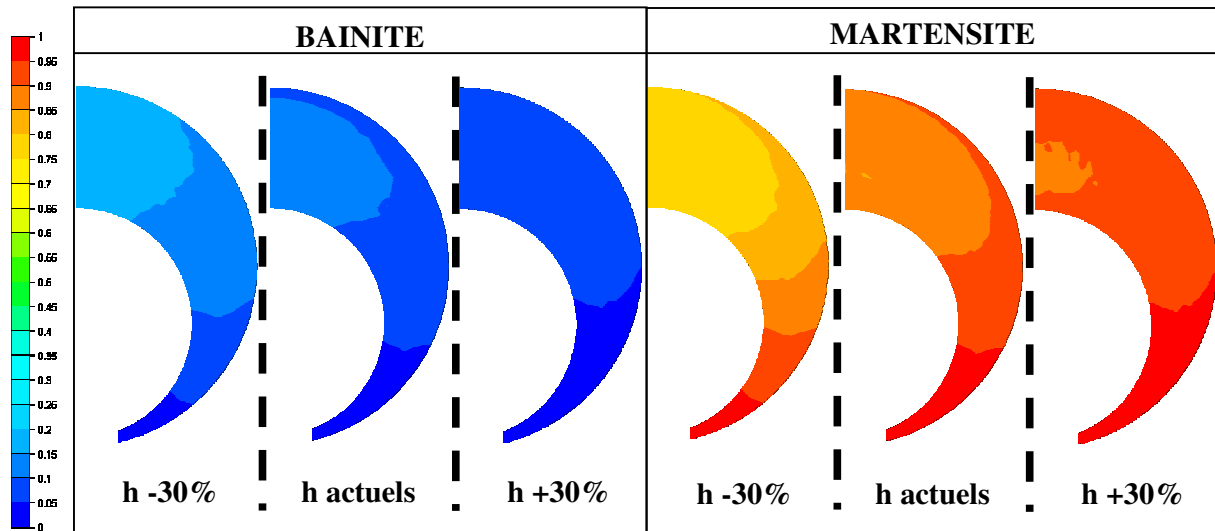


Figure VI - 37 : Influence des coefficients  $h$  d'échanges thermiques sur la répartition finale des phases, 1, trempe gaz 18b

## 6.2. Emissivité

### 6.2.1. Présentation de loi de modélisation des échanges thermiques par rayonnement

L'émissivité, notée  $\epsilon$ , traduit la capacité d'un matériau à absorber et à rayonner, c'est-à-dire à réémettre une partie de l'énergie électromagnétique reçue. Plus précisément, l'émissivité est le rapport entre l'énergie rayonnée par un matériau et celle qu'un corps noir rayonnerait à la même température. Le transfert de chaleur par radiation ou rayonnement s'effectue par excitation électromagnétique des atomes, le spectre de l'infrarouge étant prédominant. Le flux de chaleur sortant d'un corps à travers sa surface suit la loi de Stefan-Boltzmann (équation [V - 1]).  $T_s$  et  $T_{ext}$  sont respectivement la température en surface du corps et la température du milieu refroidissant,  $\sigma_{SB}$  est la constante de Stefan-Boltzmann.

$$\Phi_{\text{sortant}} = \epsilon \sigma_{SB} (T_s^4 - T_{ext}^4) \quad [\text{VI} - 11]$$

Dans le cas du corps noir, qui absorbe toute l'énergie électromagnétique, l'émissivité vaut 1. Pour un corps quelconque, l'émissivité est inférieure à 1.

Pour les aciers, on considère généralement une émissivité constante égale à 0,88 [CARD08]. Lu et al. [LU06] utilisent une valeur d'émissivité de 0,9 pour l'acier inoxydable d'une pale de turbine de compresseur à gaz.

Par commodité de calcul, l'émissivité est souvent considérée comme constante et indépendante de la température, alors qu'en réalité, sa valeur dépend de la température, de la direction du rayonnement et de sa longueur d'onde. Par ailleurs, l'émissivité dépend fortement de l'état de surface du matériau. Ainsi, plus la rugosité est importante, plus les directions de réflexions du rayonnement sont multiples, et plus l'émissivité augmente [HER05]. En effet, la présence d'aspérités permet à une partie du rayonnement de s'auto-réfléchir sur la surface (Figure VI - 38 a)). A l'opposé, une surface parfaitement polie réfléchira le rayonnement suivant un angle de réflexion privilégié. Rouh [ROU85] indique les émissivités de matériaux usuels (Figure VI - 38 b)) et l'on constate qu'un acier poli a une émissivité de 0.08, c'est-à-dire une valeur environ dix fois plus faible qu'un acier oxydé (0.75).



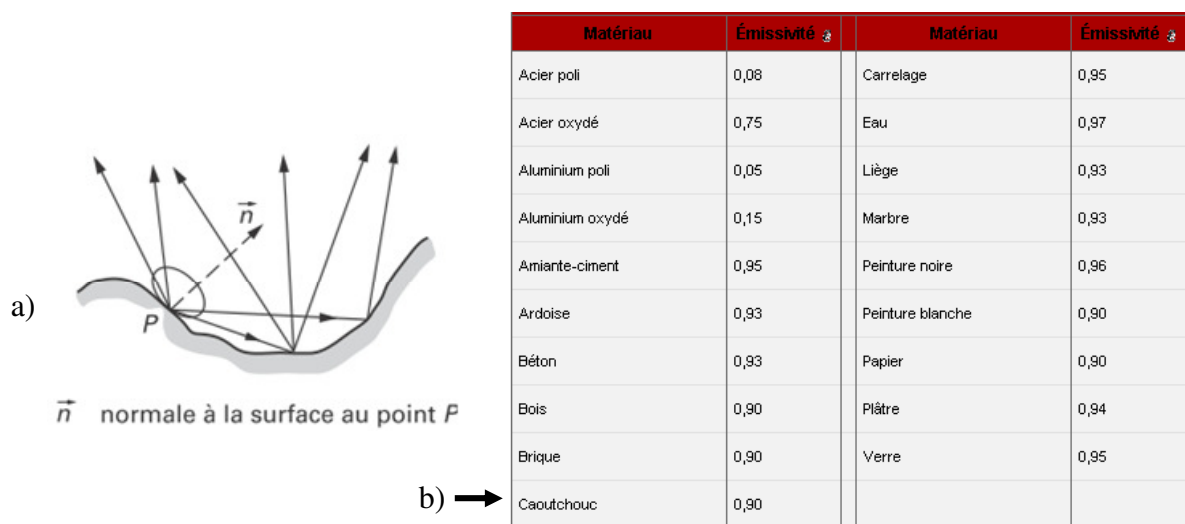


Figure VI - 38 : a) Influence de la rugosité sur l'émissivité [HER05] et b) Emissivité de matériaux courants, à 20°C [ROU85]

### 6.2.2. Détermination de l'influence de l'émissivité

Il n'existe que peu de travaux de recherche sur la modélisation du transfert thermique par rayonnement entre un métal chaud et le milieu de trempe. Les simulations de trempe huile réalisées dans ces travaux de thèse ont été effectuées sans prendre en compte le rayonnement réciproque entre le croissant chaud, l'huile et les parois du bac de trempe. En trempes gaz, la proximité des croissants sur un même montage n'a pas été modélisée, alors que cela favorise le transfert par radiation.

La documentation du logiciel Forge® 2008 préconise une émissivité nulle lors de la trempe d'un acier à l'eau. Le transfert thermique par radiation n'est donc pas simulé, ce qui paraît cohérent car l'eau a une émissivité de 0,93 pour [EUR\*\*] et 0,97 [ROU85], ce qui la rapproche de celle d'un corps noir. Cela signifie donc que l'eau absorbe la quasi-totalité du rayonnement et n'en réémet qu'une faible partie qui atteindra la pièce. La réciprocity des échanges par rayonnement en trempe eau est donc faible et peut donc être négligée.

Partant de ce constat et sachant que l'huile a une émissivité de 0,94, c'est-à-dire proche de celle de l'eau, on peut raisonnablement penser que le transfert thermique par radiation en trempe huile n'a pas d'influence significative. Cette hypothèse fait l'objet d'une vérification dans le paragraphe suivant.

### 6.2.3. Application à la trempe huile du croissant de la nuance 1

L'influence de l'émissivité sur les amplitudes des phénomènes de déformations et sur la répartition finale des phases est étudiée. Deux cas sont envisagés :

- le premier est celui où l'émissivité nulle. C'est le cas des simulations effectuées dans ces travaux de thèse ;
- le deuxième est celui où l'émissivité égale à 0.88. Cette valeur correspond à un acier oxydé, ce qui est le cas des trempes huiles réalisées.

Comme le prouve la Figure VI - 39, **l'émissivité de 0,88 n'a quasiment pas d'influence sur les amplitudes des phénomènes de déformations**. En effet, la variation moyenne des amplitudes par rapport à celles obtenues avec l'émissivité nulle est de seulement 5%. Seul l'effet lèvres est réellement affecté avec une diminution d'amplitude de 15%

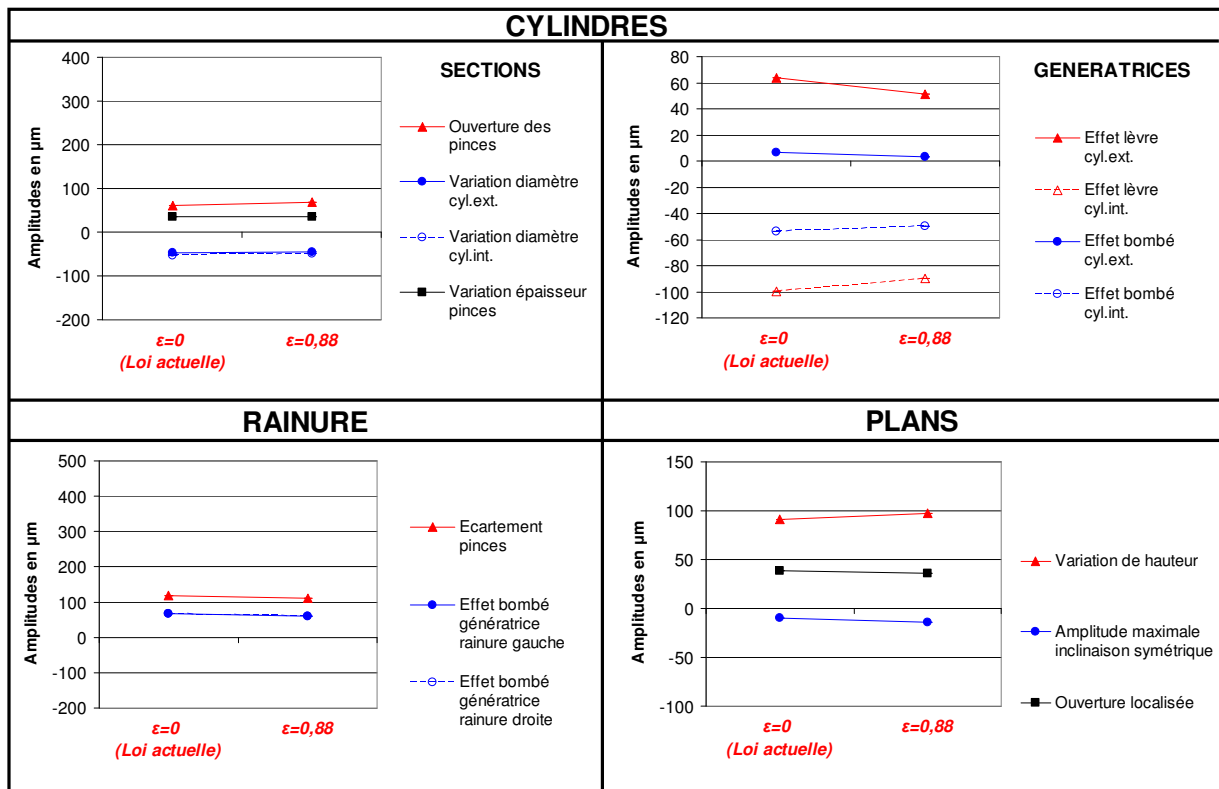


Figure VI - 39 : Influence de l'émissivité sur les amplitudes des phénomènes de déformation du croissant de la nuance 1, en trempe huile

On retrouve cette faible influence de l'émissivité de 0,88 par rapport à l'émissivité nulle en ce qui concerne les structures finales (Figure VI - 40). Toutefois, il est intéressant de constater que la prise en compte des échanges thermiques par rayonnement a pour conséquence l'augmentation des fractions de phases créées au sein du croissant. En effet, l'émissivité accélère le refroidissement du croissant puisqu'en plus de la chaleur cédée par convection au fluide, une autre partie de la chaleur est cédée par radiation. Les moments de débuts de transformations sont donc avancés.

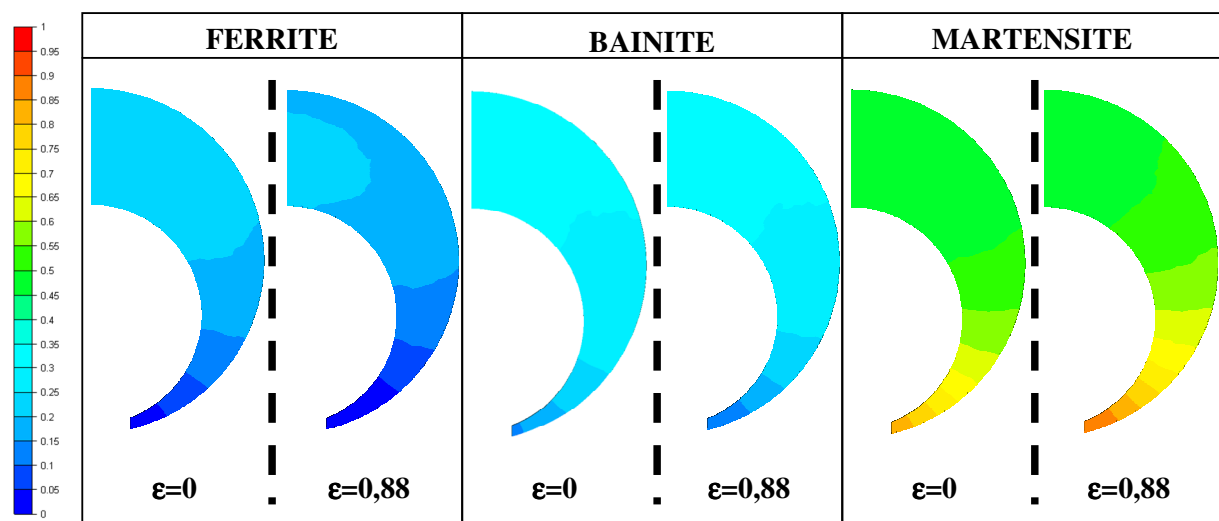


Figure VI - 40 : Influence de l'émissivité sur la répartition finale des phases, 1, trempe huile

### 6.3. Conclusions

La perturbation des échanges thermiques par convection affecte principalement les

déformations des pinces. Ces phénomènes sont d'ailleurs plus sensibles aux échanges thermiques qu'aux paramètres du matériau. En effet, cette perturbation a des répercussions directes sur les effets thermo-mécaniques et métallurgiques de cette zone. La prise en compte du transfert thermique par rayonnement est négligeable devant le transfert par convection et n'a quasiment pas d'influence sur les amplitudes des phénomènes de déformations et sur les fractions de phases formées dans le croissant.

## 7. CONCLUSIONS

### 7.1. Objectif n°1 : Appréhender l'apparition des déformations

L'investigation numérique menée dans ce chapitre a permis d'appréhender les mécanismes de formation des phénomènes de déformations du croissant. Les processus de chauffe et de trempe ont été suivis dans leur totalité, par la prise en compte des interactions réciproques entre les phénomènes thermiques, mécaniques et métallurgiques.

A ce titre, l'utilisation de la méthode développée dans ces travaux de thèse a permis de quantifier l'évolution des phénomènes de déformations aux instants clés de la trempe huile. Les phénomènes de déformations dépendants des effets thermomécaniques et ceux liés aux effets métallurgiques et mécaniques sont ainsi identifiés.

#### 7.1.1. Déformations en chauffe

Les dilatations volumiques sont dues aux conséquences dimensionnelles des effets couplés thermiques et mécaniques. En effet, pendant tout le chauffage, il existe un gradient de température entre la peau (siège de la température maximale) et le cœur de la pièce (siège de la température minimale), gradient d'autant plus important sur les zones de plus forte section, comme la partie massive du croissant. Ce gradient crée donc des déformations élastiques, et donc une dilatation homogène des dimensions des cylindres, des plans et de la rainure. ***Cela aboutit à une augmentation volumique de l'ordre de 3% par rapport au volume initial du croissant, pour les nuances étudiées.***

Les déformations plastiques sont créées par le biais des effets couplés métallurgiques et mécaniques. ***Ainsi, la transformation de la phase ferrito-perlitique en austénite engendre, au moment où elle se produit, une contraction volumique importante, égale à 0,5%. Pour le passage de la martensite à l'austénite (nuance 4), la contraction volumique constatée est de 0,8%.*** Ces amplitudes de contraction sont cohérentes avec celle de 1% annoncée par Murry [MUR00].

Les déformations constatées en fin de chauffe sont familières puisque ce sont celles identifiées expérimentalement lors des trempes. ***La chauffe est donc primordiale car elle conditionne les déformations initiales.*** On aura donc tout intérêt à minimiser les déformations lors de la chauffe. Murry [MUR00] préconise par exemple de réaliser un chauffage d'autant plus lent que la section de la pièce est plus forte et de procéder éventuellement à des interruptions du chauffage pendant lesquelles le gradient de température se résorbera partiellement. En cas d'absence de gradient de température, les transformations de phase sont effectuées simultanément en tout point de la pièce. Il n'y a donc pas de modifications de forme, mais uniquement une augmentation isotrope du volume.

#### 7.1.2. Déformations en trempe

La diminution du volume du croissant lors du refroidissement permet de se rapprocher du volume initial. ***Ainsi, pour la nuance 1, la différence volumique par rapport au croissant théorique est égale à 0,13% en trempe huile, 0,18% en trempes gaz 3b et 12b et 0,19% pour la pression de 18b.*** Par ailleurs, la ***transformation de l'austénite en martensite*** s'accompagne d'une ***dilatation volumique de 0,15% en trempe huile, 0,24% en trempes gaz 3b et 12b et 0,25% en trempe gaz 18b.***

L'évolution des amplitudes des phénomènes de déformations relevées lors de la trempe se fait de la façon suivante :

- de 0s à 10s de trempe, les déformations thermomécaniques n'entraînent globalement qu'une **contraction volumique isotrope** du croissant ;
- dès 10s jusqu'à 200s, les déformations métallurgiques et mécaniques dues aux transformations de phase successives agissent fortement sur la géométrie du croissant. Les fronts de formation de ces phases se propagent circulairement et radialement et modifient l'état des contraintes. Ainsi, la ferrite et la bainite provoquent une frange de compression et la martensite, une frange de traction. La combinaison de ces franges est complexe car la propagation est décalée à la fois temporellement et spatialement : aussi, le gradient thermique et de contraintes entre les pinces et la partie massive est élevé. **La zone des pinces est donc la plus affectée** car avec le faible volume en présence, les transformations de phases y sont les plus rapides et les valeurs de contraintes les plus importantes ;
- de 200s à la fin de la trempe, les effets des déformations thermo-mécaniques sont à nouveau prépondérants. La **contraction volumique**, initiée depuis le début de la trempe, s'achève progressivement.

## 7.2. Objectif n°2 : Evaluer l'influence des données expérimentales

La perturbation des données expérimentales modélisant le comportement mécanique du matériau et les échanges thermiques par convection a permis de mettre en évidence la sensibilité des phénomènes suivants :

- la variation de hauteur ;
- les déformations des pinces, surtout l'ouverture des pinces, la variation de leur épaisseur et l'effet lèvres.

La perturbation de l'échange thermique par convection affecte directement les vitesses de refroidissement et donc les temps de début des transformations de phase. La proportion des phases créées lors de la trempe est donc modifiée : une intensification de 30% de l'échange thermique par convection favorise la formation de martensite, alors qu'une réduction de 30% favorise la bainite. Comme les phases majoritaires sont distinctes d'un cas à l'autre, les déformations dues à ces changements de phase sont différentes.

La perturbation des données mécaniques influence directement les déformations métallurgiques et mécaniques. A ce titre, la plasticité de transformation et les coefficients de dilatation par phase sont les deux paramètres du matériau affectent le plus de phénomènes de déformations du croissant. A l'opposé, la variation volumique lors de la création d'une phase est le paramètre qui affecte le moins de phénomènes de déformation.

Or, la zone des pinces est la plus sensible aux effets thermo-mécaniques et métallurgiques et mécaniques, comme cela a été souligné au cours de ce chapitre. Les phénomènes de déformations en relation avec les pinces sont donc les plus affectés par la perturbation des paramètres mécaniques du matériau et de l'échange thermique par convection. Néanmoins, même avec une perturbation des paramètres au-delà des marges d'incertitudes expérimentales, la prédiction des amplitudes expérimentales n'est pas satisfaisante pour les phénomènes des pinces et la variation de hauteur.

Le logiciel Forge® 2008 utilise un modèle macroscopique pour prédire la déformation globale. Les lois décrivant les matériaux répondent à des aspects phénoménologiques au niveau macroscopique du comportement des matériaux, et basés sur l'observation expérimentale de phénomènes physiques, comme par exemple la plasticité de transformation de phase [PEU03]. Une approche plus locale, micromécanique serait peut être plus adaptée pour prédire les faibles déformations en traitement thermique rencontrées lors de cette étude.



## **CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES**

# Conclusions

Dans le contexte de la compréhension et de la prédiction de la déformation au cours du processus de traitement thermique, la méthode développée dans ces travaux de thèse a permis de répondre aux deux objectifs suivants :

1. la qualification de la déformation totale par l'intermédiaire de phénomènes de déformations, autrement dit d'empreintes géométriques choisies pour leur réalité physique ;
2. la compréhension des mécanismes de la déformation, grâce à l'association avec un modèle éléments finis 3D.

## Qualification des déformations

La méthode développée est applicable pour tester la sensibilité d'un produit face à la déformation, que ce soit par le biais d'essais expérimentaux ou de simulations numériques. Les principales phases sont les suivantes :

1. la comparaison des images géométriques du produit, entre l'état 1 et l'état 2, amène **l'identification d'empreintes géométriques**. La description de ces empreintes par des phénomènes de déformations se fait tout en faisant le lien avec leur origine physique. Si l'origine d'une empreinte est inconnue, une connaissance a posteriori sera effectuée en recourant à la simulation numérique avec les modèles associés ou à des essais expérimentaux, afin d'isoler le paramètre procédé responsable de cette empreinte ;
2. **la modélisation des empreintes géométriques** de telle façon à prendre en compte leur origine physique et leur efficacité à minimiser le résidu. Par ailleurs, elles doivent être d'évolution linéaire et indépendants deux à deux ;
3. **la dissociation mathématique des phénomènes de déformations** par une méthode d'optimisation et la quantification de leur effet.

La qualité de l'identification de la déformation globale du produit est évaluée en propageant les incertitudes du processus de mesure sur les amplitudes des phénomènes de déformations. Cela permet d'indiquer un degré de confiance dans les résultats quantitatifs. Ce degré de confiance sera faible si la mesure du produit est dotée d'une forte incertitude ou bien si certains phénomènes de déformations sont faiblement dépendants. Le premier cas correspond, entre autres, à un nombre et une répartition des points de mesure insuffisants ou à l'utilisation d'un moyen de mesure dont l'incertitude est grande. Le deuxième cas se vérifie quand deux phénomènes de déformations ont une empreinte géométrique semblable mais sans toutefois être mathématiquement identique.

L'application à l'éprouvette croissant a démontré tout le potentiel de cette méthode. Les phénomènes de déformations ont été séparés en deux catégories dans le but de regrouper les effets d'origine thermomécaniques, responsables de la variation homogène et les effets d'origine métallurgiques et mécaniques, responsables de la variation hétérogène. Les phénomènes retenus sont satisfaisants par les aspects suivants :

- ils permettent d'expliquer la majorité de la déformation globale du croissant car les écarts résiduels après dissociation des phénomènes de déformations sont faibles. La norme du vecteur résultant, le vecteur résidu, est inférieure à 1 mm ;
- le niveau de confiance sur les résultats quantitatifs est grand. En effet, les incertitudes associées aux phénomènes de déformations sont toutes inférieures à l'incertitude de mesure (1,6  $\mu\text{m}$ ).

La mise en œuvre au test de la sensibilité à la déformation de nuances d'aciers face à plusieurs milieux de trempage est concluante. La quantification des phénomènes de déformations des croissants permet de faire émerger rapidement le couple {nuance ; trempage}

le moins sensible à la déformation et le plus intéressant en terme de propriétés mécaniques. Par ailleurs, les points suivants ressortent de l'étude de l'influence du milieu de trempe :

- l'ouverture des pinces est le phénomène dont l'amplitude est la plus élevée, quelle que soit la drasticité de trempe ;
- les amplitudes des phénomènes de déformations globaux augmentent généralement avec la drasticité de trempe ;
- les phénomènes de déformations locaux, comme l'effet lèvres et la variation de longueur des génératrices en bout des pinces ne suivent pas la même tendance que les phénomènes globaux.

L'application de la méthode couplée à un modèle éléments finis 3D a mis en exergue que les phénomènes de déformations du croissant issu de la simulation numérique sont les mêmes que ceux relevés lors des essais expérimentaux. Les déformations locales, comme l'effet lèvres et l'ouverture des plans, sont également prédites par la simulation.

La prédiction des tendances d'évolution des phénomènes de déformations est globalement satisfaisante si les paramètres des lois de comportement des nuances d'acier sont suffisamment caractérisées. Dans ce cas, le phénomène d'écartement des pinces est celui dont l'amplitude est la mieux prédite. Pour les autres phénomènes, la prédiction de leurs amplitudes n'est pas toujours satisfaisante. Les amplitudes des phénomènes liés à la variation volumique et des phénomènes de déformations locaux (effet lèvres, variation d'épaisseur des pinces) sont surestimées par rapport aux résultats expérimentaux. L'amplitude de l'ouverture des pinces est largement sous-estimée en simulation numérique.

Dans la littérature concernant le croissant, le succès de la corrélation entre les résultats expérimentaux et les simulations numériques est variable d'un article à l'autre. Dans tous les cas, les auteurs se limitent à comparer une valeur moyenne d'écartement des pinces sur toute la hauteur de la rainure alors que l'écartement n'est pas uniforme du fait des déformations des génératrices. L'approche fine des déformations menée dans ces travaux de thèse révèle que, si l'amplitude de l'écartement diverge quelque peu, cela n'empêche pas de grandes similitudes pour les autres phénomènes de déformations.

## Compréhension des déformations

L'investigation numérique menée a permis d'appréhender les mécanismes de formation des phénomènes de déformations du croissant. L'existence d'un gradient de massivité provoque un asynchronisme complexe de l'évolution des températures, des transformations de phase et des contraintes au sein du croissant.

**La chauffe est primordiale car elle conditionne les déformations initiales.** En effet, les phénomènes de déformations sont les mêmes que ceux identifiés après refroidissement. Les effets thermomécaniques provoquent essentiellement une augmentation isotrope des dimensions du croissant, et donc du volume, de l'ordre de 3% par rapport au volume initial du croissant. L'asynchronisme des effets métallurgiques et mécaniques lors de la formation de l'austénite dans le croissant provoquent une modification en cascade de sa géométrie.

Concernant le phénomène d'ouverture des pinces, la **formation de l'austénite** en bout des pinces amorce leur ouverture. Il faut cependant attendre la **propagation de l'austénite à mi-pinces** et la création d'une frange de traction pour que l'ouverture soit amplifiée. Une fois **l'austénite formée dans les pinces**, celles-ci sont à nouveau en compression, à cause des effets thermomécaniques et elles se ferment.

Les phénomènes de déformations locaux sont créés par la combinaison entre la flexion et l'allongement des génératrices des pinces, et leur propagation circulaire sur les pinces. L'effet lèvres est ainsi la conséquence de l'allongement et du « plissement » répétés de la peau en surface des pinces. L'allongement des génératrices crée également le phénomène d'ouverture des plans, localisé à l'avant des pinces

**Le refroidissement brutal du croissant par trempe ne crée pas de nouveau**



**phénomène de déformation mais affecte l'amplitude de ceux existants.** En tout début de trempe, les déformations thermomécaniques n'entraînent globalement qu'une contraction volumique isotrope du croissant. Puis, les déformations métallurgiques et mécaniques dues aux transformations de phase successives se propagent circulairement et radialement. La déformation résultante est complexe du fait du décalage temporel et spatial de franges de contraintes d'origine métallurgique sur le croissant. **La zone des pinces est la plus sensible à cette réponse mécanique** à cause du faible volume en présence. En fin de trempe, les déformations thermomécaniques sont à nouveau prépondérantes : la contraction volumique s'achève progressivement et au final, le volume du croissant est plus grand que celui théorique (0,13% en trempe huile et 0,18-0,19% en trempes gaz).

Les pinces, fortement ouvertes par la chauffe, se ferment et s'ouvrent alternativement avec la formation des phases métallurgiques. La **présence majoritaire de la ferrite et de la bainite** dans les pinces entraîne leur brusque fermeture, due aux fortes contraintes de compression s'y exerçant. Ensuite, dès que la **martensite est majoritairement présente** dans les pinces, celles-ci sont sollicitées en traction, ce qui entraîne leur ré-ouverture. Puis, quand la frange de **martensite disparaît** des pinces, **seule la bainite continue à s'y former**. Les pinces, sollicitées en compression, se ferment à nouveau. Au final, les pinces sont légèrement ouvertes par rapport à leur position nominale.

La perturbation des données expérimentales modélisant le comportement mécanique du matériau et les échanges thermiques par convection a permis de mettre en évidence la forte sensibilité des phénomènes suivants :

- la variation de hauteur ;
- les déformations des pinces, surtout l'ouverture des pinces, la variation de leur épaisseur et l'effet lèvres.

La perturbation des données mécaniques influence directement les déformations métallurgiques et mécaniques. A ce titre, la plasticité de transformation et les coefficients de dilatation par phase sont les paramètres du matériau les plus perturbateurs, la variation volumique lors de la création d'une phase est le paramètre le moins influant.

La perturbation de l'échange thermique par convection affecte les temps de début des transformations de phase et la proportion des phases créées. Une intensification de 30% de l'échange thermique par convection favorise la formation de martensite alors qu'une réduction de 30% favorise la bainite. Comme les effets en termes de déformations et de contraintes sont différents pour chacune des phases, la déformation globale du croissant est modifiée, essentiellement au niveau des pinces. La prise en compte du transfert thermique par rayonnement est négligeable devant le transfert par convection et n'a quasiment pas d'influence sur les amplitudes des phénomènes de déformations et sur les fractions de phases formées dans le croissant.

## Perspectives

La méthode développée dans ces travaux de thèse est applicable à tout type de géométrie. Par ailleurs, elle est adaptée pour qualifier les modifications dimensionnelles ou de forme de tout type de processus (usinage, soudage, traitements de surface, etc.). Certains des phénomènes de déformations modélisés dans ces travaux de thèse sont réutilisables, notamment ceux-liés à la variation volumique, pour les autres, une validation, cas par cas est nécessaire. La modélisation de l'empreinte géométrique de tout nouveau phénomène devra alors être effectuée en respectant les contraintes de la méthode développée. Une compréhension de l'origine physique du phénomène est la particularité forte de cette méthode, mais nécessite une connaissance a priori, soit par la réalisation d'un état de l'art soit par le biais d'essais expérimentaux ou de simulations numériques. La pertinence du nouveau phénomène sera alors validée s'il est physiquement indépendant de tout autre phénomène

existant et s'il permet d'expliquer une partie significative de la déformation globale. Une voie d'amélioration possible est de répertorier les phénomènes de déformations, connus et modélisés, dans une base de connaissances, accessible et utilisable depuis la maquette informatique développée. Cela permettrait de diminuer le temps de développement sur de futures géométries et processus de fabrication. Par ailleurs, la méthode est également exploitable pour effectuer une analyse modale, par exemple dans le cas d'une analyse vibratoire de la déformée d'une poutre.

L'exemple d'application de la méthode de ces travaux de thèse est le croissant. L'étude de cette éprouvette test est complexe du fait de la combinaison spatiale et temporelle des déformations à la fois d'origine thermique, mécanique et métallurgique. Cela a eu pour conséquence une richesse du nombre de phénomènes de déformations à identifier, à modéliser et à en comprendre l'origine. Pour de futurs travaux de recherche, une géométrie présentant moins de phénomènes serait plus appropriée pour mener des études, à plus court terme, sur l'influence d'autres paramètres sur la déformation en traitement thermique : position de la pièce dans le four, cycles de chauffe et de refroidissement, taux d'enrichissement en carbone, répartition des contraintes résiduelles, etc. Ce peut être le cas d'une géométrie axisymétrique, en reprenant par exemple le croissant mais en supprimant l'excentration par un perçage centré. L'asymétrie des transformations de phase dans le sens circulaire serait ainsi annulée et la propagation des phases se ferait uniquement dans les sens radial et longitudinal.

La maquette informatique développée (interface graphique et module d'optimisation) peut s'adapter à toute autre géométrie, par le libre choix des phénomènes de déformations à dissocier. Les phénomènes de déplacements sont adaptés à tout type de géométrie tandis qu'un travail est à réaliser en cas d'implémentation de nouveaux phénomènes de déformations, spécifiques à d'autres géométries d'étude. L'utilisation de la maquette pour des géométries plus complexes reste à valider. Cela ne devrait pas poser de problèmes fondamentaux, si ce n'est d'établir le lien entre les phénomènes de déformations et leur origine physique. Dans le cas d'un pignon traité thermiquement, les phénomènes de déformations risquent d'être encore plus nombreux que pour le croissant et leur corrélation avec les phénomènes thermomécaniques et métallurgiques encore plus difficile à établir. Actuellement, la maquette est utilisable en l'état pour des géométries cylindriques, pleines ou creuses. Cela a été démontré avec succès pour l'étude de la déformation de couronnes de pont, dont la géométrie a été simplifiée par une diminution du nombre de dents.

Les incertitudes associées à chaque phénomène de déformation sont faibles du fait de l'utilisation d'une stratégie de discrétisation fine de la géométrie d'étude et de l'utilisation d'une machine à mesurer tridimensionnelle. L'indice de confiance sur les résultats quantitatifs est donc élevé dans ces conditions de laboratoire. Il serait intéressant d'étudier l'impact de conditions industrielles ou de l'utilisation d'un moyen de mesure autre qu'une Machine à Mesurer Tridimensionnelle sur le degré de confiance des amplitudes des phénomènes. Si cela a été amorcé avec l'influence du nombre et de la répartition des points de mesure sur la géométrie, l'impact de l'incertitude du processus de mesure est à établir. Ainsi, l'étude de l'influence de l'état de surface de la pièce (rugosité, présence de poussières, etc.), des conditions environnementales de la mesure (dérive des températures, vibrations, etc.) et de la précision du moyen de mesure (pied à coulisse, bras Faro, etc.) sont des pistes d'explorations intéressantes dans le contexte industriel. Une incertitude d'un dixième de millimètre (pied à coulisse) sur la mesure du croissant a ainsi pour conséquence une incertitude de 34  $\mu\text{m}$  sur la valeur d'écartement des pinces.

L'utilisation d'images géométriques issues d'autres moyens de mesure (palpeur sans contact, caméra CCD, etc.) ou d'autres logiciels de simulation numérique est possible en

utilisant l'application de palpage virtuel des surfaces. En effet, la méthode développée nécessite l'obtention de points de mesure suivant les normales théoriques associées. L'algorithme de palpage a été mis au point pour traiter les maillages issus du logiciel Forge® 2008. Toutefois, sa compatibilité avec des logiciels CAO ou de simulation numérique ne devrait pas trop poser de problème.

Avec le logiciel Forge® 2008, la prédiction des tendances des phénomènes de déformations en traitement thermique est satisfaisante, la précision de la prédiction quantitative l'est moins. Cela est lié à l'incomplétude des données thermiques, métallurgiques et mécaniques nécessaire à la modélisation de la déformation globale en traitement thermique. Par ailleurs, les lois décrivant les matériaux répondent à des aspects phénoménologiques au niveau macroscopique du comportement des matériaux, et qui sont basés sur l'observation expérimentale de phénomènes physiques. Une approche plus locale ; micromécanique serait peut être plus adaptée pour prédire les petites déformations en traitement thermique.

# REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [ADR06] P.-A. Adragna, S. Samper, F. Formosa and M. Pillet, “Modal Tolerancing - Application to Gap and Flush Analyses”, *In the Proceedings of: 6th International Conference on Integrated Design and Manufacturing in Mechanical Engineering*, 2006.
- [AFN94] NORME NF EN 10052, « Vocabulaire du Traitement Thermique des Produits Ferreux », *Association Française de Normalisation (AFNOR)*, 1994.
- [ALI00] C. Aliaga, « Simulation numérique par éléments finis en 3D du comportement thermomécanique au cours du traitement thermique d'aciers: application à la trempe de pièces forgées ou coulées », *Thèse de doctorat*, ENSM-Paris, 2000.
- [AND06] C. Andersch, M. Ehlers, F. Hoffmann and H.-W. Zoch, “Systematic Analysis of the Relation between Part Geometry and Distortion due to Heat Treatment”, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, vol. 37, pp. 23-28, 2006.
- [ARI98] K. Arimoto, G. Li, A. Arvind and W.T. Wu, “Development of Heat Treatment Simulation System DEFORM-HT”, *In the Proceedings of: the 18th Conference on Heat Treating*, ASM International, pp. 639-654, 1998.
- [ARO05] J.S. Arora and Q. Wang, “Review of formulations for structural and mechanical system optimization”, *Struct. Multidisc. Optim.*, vol. 30, pp. 251-272, 2005.
- [AVR39] M. Avrami, “Kinetics of phase change I: general theory”, *Journal of Chemical Physics*, vol. 7, pp. 1103-1112, 1939.
- [AVR40] M. Avrami, “Kinetics of phase change II: transformation-time relations for random distribution nuclei”, *Journal of Chemical Physics*, vol. 8, pp. 212-224, 1940.
- [AVR41] M. Avrami, “Kinetics of phase change III: granulation, phase change and microstructure”, *Journal of Chemical Physics*, vol. 9, pp. 177-184, 1941.
- [BAD03] M.A. Badar, S. Raman and P.S. Pulat, “Intelligent Search-Based Selection of Sample Points for Straightness and Flatness Estimation”, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol. 125, pp. 263-271, 2003.
- [BAH06] C. Bahnsen, B. Clausen, F. Hoffmann and H.-W. Zoch, “Influence of carburising on distortion behaviour”, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, vol. 37, pp. 58-62, 2006.
- [BAR00] J. Barralis et G. Maeder « Précis de métallurgie : élaboration, structures-propriétés, normalisation », *Edition Afnor, Nathan*, ISBN (Afnor) 2-12-260121-6, 2000.
- [BAL93] A. Ballu, « Identification de modèles géométriques composés pour la spécification et la mesure par coordonnées des caractéristiques fonctionnelles des pièces mécaniques », *Thèse de doctorat*, Université Nancy I, Nancy, 1993.
- [BAUC03] K. Bauckhage, P. Mayr, C.S. Cui, U. Fritsching and A. Schulz, “Spray Forming of Steel Preforms Insensitive to Distortion”, *Distortion Engineering téléchargeable à l'adresse: [www.sfb570.uni-bremen.de/english/index.htm](http://www.sfb570.uni-bremen.de/english/index.htm)*, 2003.
- [BAU05] C. Baudouin et R. Bigot, « Etude de la déformation de denture à module élevé: comparaison de deux nuances forgées et rectifiées », *Rapport de travail SERAM n°80118 - Laboratoire LGIPM (équipe IFAB), Ascométal CREAS -, Arts et Métiers ParisTech Metz*, 2005.
- [BAU06] C. Baudouin, « Contribution à la qualification d'un processus de fabrication par une approche dimensionnelle : application au pignon conique forgé dit 'net shape' », *Thèse de doctorat*, Arts et Métiers ParisTech Metz, 2006.

- [BAU07]** C. Baudouin, R. Bigot, S. Leleu and P. Martin, “Gear Geometric Control Software: Approach by Entities”, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2007.
- [BEA03]** D. Beauchesne and X. Doussot, “Vacuum carburizing: A technology whose time has come”, *Industrial Heating*, vol. 70, pp. 29-33, 2007.
- [BER04]** S. Berbenni, V. Favier, X. Lemoine, and M. Berveiller, “Micromechanical modeling of the elastic-viscoplastic behavior of polycrystalline steels having different microstructures”, *Materials Science & Engineering, Series A*, vol. 372, pp. 128-136, 2004.
- [BOI98]** F. Boitout, D. Dry, Y. Gooroochurn, P. Mourgue and H. Porznerand, “Presentation of an Industrial Method for the Simulation of the Heat Treatment of Complex Shaped Three-dimensional Parts: Distortion of a Large Gear After Quenching”, *ESI Group-Sysweld Manual*, 1998.
- [BOU87]** P. Bourdet, « Contribution à la mesure tridimensionnelle: Modèle d'identification géométrique des surfaces, Métrologie fonctionnelle des pièces mécaniques, Correction géométrique des machines à mesurer tridimensionnelle », *Thèse de doctorat*, Université de Nancy I, 1987.
- [BOU99]** P. Bourdet, « Métrologie tridimensionnelle et géométrie des pièces mécaniques », *Cours de Licence de Technologie Mécanique PARIS VI /ENS de Cachan*, 1999.
- [BOY07]** E. Boyle, R. Bowers and D. O. Northwood, “The Use of Navy C-Ring Specimens to Investigate the Effects of Initial Microstructure and Heat Treatment on the Residual Stress, Retained Austenite, and Distortion of Carburized Automotive Steels”, *In the proceedings of: Society of automotive engineers (SAE) World Congress & Exhibition*, pp. 31-40, 2007.
- [BRO07]** B.E. Brooks and C. Beckermann, “Prediction of Heat Treatment Distortion of Cast Steel C-Rings”, *In the proceedings of: 61th Technical and Operating Conference*, Chicago, 2007.
- [BRZ06]** M. Brzoza, E. Specht, J. Ohland, O. Belkessam, Th. Lübben and U. Fritsching, “Minimizing Stress and Distortion for Shafts and Discs by Controlled Quenching in a Field of Nozzles”, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, vol. 37, pp. 97-102, 2006.
- [CAR01]** V. Carbone, M. Carocci, E. Savio, G. Sansoni and L. De Chiffre, “Combination of a Vision System and a Coordinate Measuring Machine for the Reverse Engineering of Freeform Surfaces”, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 17, pp. 263-271, 2001.
- [CARD08]** D. Cardinaux, « Etude et modélisation numérique 3D par éléments finis d'un procédé de traitement thermique de tôles embouties après chauffage par induction : application à un renfort de pied central automobile », *Thèse de doctorat*, Mines ParisTech, 2008.
- [CHO04]** J.R. Cho, W.J. Kang, M.G. Kim, J.H. Lee, Y.S. Lee and W.B. Bae, “Distortions induced by heat treatment of automotive bevel gears”, *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 153-154, pp. 476-481, 2004.
- [CIA01]** P. Ciarlini, M.G. Cox, E. Filipe, F. Pavese and D. Richter, “Advanced mathematical & computational tools in metrology V”, Series on Advances in Mathematics for Applied Sciences vol. 57, *World Scientific Publishing Company*, ISBN 978-9810244941, 2001.
- [CLA02]** S. Claudinon, P. Lamesle, J.J. Orteu and R. Fortunier, “Continuous in situ measurement of quenching distortions using computer vision”, *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 122., pp. 69-81, 2002.

- [COL92a]** F. Colonna, « Modélisation numérique du refroidissement de rails », *Thèse de doctorat*, ENSMP, 1992.
- [COL92b]** F. Colonna, E. Massoni, S. Denis, J.L. Chenot, J. Wendenbaum and E. Gauthier, “On thermo-elastic-viscoplastic analysis of cooling processes including phases changes”, *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 34., pp. 525-532, 1992.
- [COO91]** T. Coorevits et J.M. David, « Le contrôle tridimensionnel sur machine à mesurer et machine-outil », *Edition Paris: Renishaw*, Techno-Nathan, 1991.
- [COUP00]** T. Coupez, H. Dignonnet and R. Ducloux, “Parallel meshing and remeshing”, *Applied Mathematical Modelling*, Vol. 25 (2), pp. 153-175, 2000.
- [COUR03]** J.-C. Courtier et P. Giacomo, « Vocabulaire de la mesure », *Edition Techniques de l'Ingénieur (TI)*, dossier R 113, 2003.
- [CUI06]** C. Cui, A. Schulz, U. Fritsching and R. Kohlmann, “Spray Forming of Homogeneous 20MnCr5 Steel of Low Distortion Potential”, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, vol. 37, pp. 34-39, 2006.
- [DALT98]** G. Dalton, “Reverse Engineering using laser metrology”, *Sensor Review*, vol. 18, pp. 92-96, 1998.
- [DAL06]** M. Dalgic and G. Löwisch, “Transformation Plasticity at Different Phase Transformations of Bearing steel”, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, vol. 37, pp. 122-127, 2006.
- [DAM99]** S. Damodarasamy and S. Anand, “Evaluation of Minimum Zone for Flatness by Normal Plane Method and Simplex Search”, *IIE Transaction*, vol. 31, pp. 617-626, 1999.
- [DAV85]** J. M. David, « Liaison CAO - MMT : Déformations des vilebrequins », *Rapport de travail SERAM*, Arts et Métiers ParisTech Lille, 1985.
- [DEN87]** S. Denis, S. Sjötröm and A. Simon, “Coupled temperature, stress, phase transformation calculation model. Numerical illustration of the internal stress evolution during cooling of an eutectoid carbon steel cylinder”, *Metallurgical and Materials Transactions A*, vol. 18, pp. 1203-1212, 1987.
- [DEN02]** S. Denis, P. Archambault, E. Gautier, A. Simon and G. Beck, “Prediction of Residual Stress and Distortion of Ferrous and Non-Ferrous Metals: Current Status and Future Developments”, *Journal of Materials Engineering and Performance*, vol. 11, pp. 92-102, 2002.
- [DES04]** Y. Desalos, « Bases métallurgiques des traitements thermiques », *Edition Techniques de l'Ingénieur (TI)*, dossier M1 111, 2004.
- [DIO06]** G. Diolez, « Maîtrise de la position géométrique des solides : vers de nouveaux outils plus efficaces », *Thèse de doctorat*, Arts et Métiers ParisTech Lille, 2006.
- [DOW97]** M.M. Dowling, P.M. Griffin, K.L. Tsui and C. Zhou, “Statistical Issues in Geometric Feature Inspection Using Coordinate Measuring Machines”, *Technometrics*, vol. 39, pp. 3-17, 1997.
- [EDG99]** R. Edgeworth and R.G. Wilhelm, “Adaptive sampling for coordinate metrology”, *Precision Engineering*, vol.23, pp. 144-154, 1999.
- [END03]** D.H. Endrias and H. Feng, “Minimum-Zone Form Tolerance Evaluation Using Rigid-Body Coordinate Transformation”, *Journal of Computing and Information Science in Engineering*, vol. 3, pp. 31-38, 2003.
- [EUR\*\*]** EUROTRON-France, « Notice d'utilisation de calibreurs haute précision, Pyrométrie infrarouge », *site internet: [www.eurotron.fr](http://www.eurotron.fr)*.
- [ESC\*\*]** ESCIL, « Microduromètres série MH », Technologies de précision pour la

Recherche et l'Industrie », *site internet*: [www.precisionnews.com/article\\_Microdurometres-serie-MH\\_987.html](http://www.precisionnews.com/article_Microdurometres-serie-MH_987.html).

**[FER02]** B.L. Ferguson, A. M. Freborg, G. Petrus and M. L. Callabresi, "Predicting the Heat-Treat Response of a Carburized Helical Gear", *Gear Technology*, pp. 20-25, 2002.

**[FER05]** B.L. Ferguson, Z. Li and A.M. Freborg, "Modeling heat treatment of steel parts", *Computational Materials Science*, vol. 34, pp. 274-281, 2005.

**[FOR04]** R. Forestier, « Développement d'une méthode d'identification de paramètres par analyse inverse couplée avec un modèle éléments finis 3D », *Thèse de doctorat*, Mines ParisTech, 2004.

**[FRE06]** F. Frerichs, D. Landek, Th. Lübben, F. Hoffmann, and H.-W. Zoch, "Prediction of Distortion of Cylinders without Phase Transformations", *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, vol. 37, pp. 63-68, 2006.

**[GAU94]** D. Gaunet, « Modèle fondamental de tolérancement de position, contribution à l'aide au tolérancement des mécanismes en CFAO », *Thèse de doctorat*, ENS Cachan, 1994.

**[GAUT87]** E. Gautier, A. Simon and G. Beck « Plasticité de transformation durant la transformation perlitique d'un acier eutectoïde », *Acta Metallurgica*, vol. 35, pp. 1367-1375, 1987.

**[GAUT95]** E. Gautier, J.S. Zhang and X.M. Zhang "Martensitic transformation under stress in ferrous alloys. Mechanical behavior and resulting morphologies", *Journal de Physique IV*, vol. 5, pp. 41-50, 1995.

**[GIL04]** J. Gilles, « Etude expérimentale des aspects thermiques liés à une opération de trempe », *Thèse de doctorat*, EPUN Nantes, 2004.

**[GON04]** L. Gonzalez, « Quels palpeurs pour vos machines à mesurer ? », *Mesures*, n°768, pp. 47-50, 2004.

**[GOU99]** J.B. Gou, "Theory and Algorithms for Coordinate Metrology", *PhD thesis*, Hong Kong University of Science and Technology, 1999.

**[GRE65]** G.W. Greenwood and R.H. Johnson, "The deformation of metal under small stresses during phase transformation", *In the Proceedings of: The Royal Society of London, Series A*, vol. 283, pp. 403-422, 1965.

**[HAR05]** R.A. Hardin and C. Beckermann, "Simulation of Heat Treatment Distortion", *In the Proceedings of: 59th Technical and Operating Conference*, Chicago, 2005.

**[HEN07]** F. Hennebelle, « Détermination des incertitudes de mesures sur machines à mesurer tridimensionnelles: application aux engrenages », *Thèse de doctorat*, Arts et Métiers ParisTech Lille, 2007.

**[HERN05]** B. Hernández-Morales, O. Barba-Méndez, A. Ingalls-Cruz and J.A. Barrera-Godínez, "Mathematical modelling of temperature and stress evolution during cooling of a stainless steel Navy C-ring probe", *International Journal of Materials and Product Technology*, vol. 24, pp. 306-318, 2005.

**[HER05]** P. Hervé, « Mesure de l'émissivité thermique », *Edition Techniques de l'Ingénieur (TI)*, dossier R2737, 2005.

**[HIP05]** F. Hippenstiel, "Metallurgical and Production-related Measures to Reduce Distortion in Heat-treated Components for Gear Manufacture", *In the Proceedings of: First International Conference on Distortion Engineering*, Bremen, pp. 57-64, 2005.

**[HOP95]** T.H. Hopp and M.S. Levenson, "Performance Measures for Geometric Fitting in the NIST Algorithm Testing and Evaluation Program for Coordinate Measurement Systems", *Journal of Research of the National Institute of Standards and Technology (NIST)*,

vol. 100, pp. 563-574, 1995.

**[HUA02]** W. Huang and D. Ceglarek, “Mode-based Decomposition of Part Form Error by Discrete-Cosine-Transform with Implementation to Assembly and Stamping System with Compliant Parts”, *Annals of the CIRP*, vol. 51, pp. 21-26, 2002.

**[IEC82]** Norme IEC 584-2, « Couples thermoélectriques. Partie 2 : tolérances. », *International Electrotechnical Commission (IEC)*, 1982.

**[ISO99]** Norme ISO 14660-1-2, « GPS (Geometrical Product Specification) - Eléments géométriques - Partie 1: Termes généraux et définitions – Partie 2, Ligne médiane extraite d'un cylindre et d'un cône, surface médiane extraite, taille locale d'un élément extrait », *International Standards Organisation (ISO)*, 1999.

**[ISO00]** Norme ISO 17450-1, « GPS - Partie 1 : Modèle pour la spécification et la vérification géométrique », *International Standards Organisation (ISO)*, 2000.

**[ISO02a]** Norme ISO 17450-2, « GPS- Partie 2 : Principes de base, spécifications, opérateurs et incertitudes », *International Standards Organisation (ISO)*, 2002.

**[ISO02b]** Norme PrNF EN ISO 2692, « Tolérancement géométrique: exigence du maximum de matière (MMR) et exigence du minimum de matière (LMR) », *International Standards Organisation (ISO)*, 2002.

**[ISO03]** Norme NF EN ISO 643, « Aciers - Détermination micrographique de la grosseur de grain apparente », *International Standards Organisation (ISO)*, 2003.

**[ISO05]** Norme EN ISO 6507, « Matériaux métalliques - Essai de dureté Vickers - Partie 1: Méthode d'essai - Partie 2: Vérification et étalonnage des machines d'essai - Partie 3: Étalonnage des blocs de référence - Partie 4: Tableaux des valeurs de dureté », *International Standards Organisation (ISO)*, 2005.

**[JIA04]** P.X. Jiang, M. Li, T.J. Lu, L. Yu and Z.P. Ren, “Experimental research on convection heat transfer in sintered porous plate channels”, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 47, pp. 2085-2096, 2004.

**[JOH39]** W.A. Johnson and R.F. Mehl, “Reaction kinetics in process of nucleation and growth”, *Transactions of American Institute of Mining, Metallurgical and Petroleum*, vol. 135, p.416-427, 1939.

**[KES06]** O. Kessler, A. Irretier, O. Pieper, G. Dolatta, F. Hoffmann and H.-W. Zoch, “Distortion Behaviour and Mechanical Properties of AlCu4Mg1 Sheet Components after High-Pressure Gas Quenching in Comparison to Liquid Quenching”, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, vol. 37, pp. 110-115, 2006.

**[KIL03]** T. Killmaier and A.R. Babu, “Genetic approach for automatic detection of form deviations of geometrical features for effective measurement strategy”, *Precision Engineering*, vol.27, pp. 370-381, 2003.

**[KLE06]** D. Klein, K.D. Thoben and L. Nowag, “Using Indicators to Describe Distortion Along a Process Chain”, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, vol. 37, pp. 19-22, 2006.

**[KOI59]** D.P. Koistinen and R.E. Marburger, “A general equation prescribing the extent of the austenite-martensite transformation in pure iron-carbon alloys and plain carbon steels”, *Acta Metallurgica*, vol. 7, pp. 59-60, 1959.

**[KRE05]** T. Kreis, J. Müller, C. von Kopylow and W. Jüptner, “Noncontacting Measurement of Distortion by Digital Holographic Interferometry”, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, vol. 37, pp. 76-80, 2006.

**[LAM05]** P. Lamesle, E. Vareilles and M. Aldanondo, “Towards a Knowledge Based System (KBS) for a Qualitative Distortion Prediction for Heat Treatments”, *In the*



- Proceedings of: First International Conference on Distortion Engineering*, Bremen, pp. 39-47, 2005.
- [LAS97]** R. Lasserre et E. Henault, « Une Méthodologie d'Etude des Déformations lors du Traitement Thermique, l'Eprouvette de Déformation », *Journées franco-allemandes, ATTTT-AWT Belfort*, pp. 26-30, 1997.
- [LAW03]** B. Lawford, "Uncertainty analysis and quality assurance for coordinate measuring system software", *PhD thesis*, University of Maryland, 2003.
- [LEB89]** J.B. Leblond, J. Devaux and J.C. Devaux, "Mathematical modelling of transformation plasticity in steels I: case of ideal-plastic phases", *International Journal of Plasticity*, vol. 5, pp. 551-572, 1989.
- [LEE97]** G. Lee, J. Mou and Y. Shen, "Sampling strategy design for dimensional measurement of geometric features using coordinate measuring machine", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 37, pp. 917-934, 1997.
- [LEE01]** H.J. Lee and S.Y. Lee, "Heat transfer correlation for boiling flows in small rectangular horizontal channels with low aspect ratios", *International Journal of Multiphase Flow*, vol. 27, pp. 2043-2062, 2001.
- [LEF99]** Y. Lefèvre et F. Vanaquer, « Capteur de viscosité et régulateur pour le contrôle continu d'un bain de trempe », *Process industries, Brevet WO/1999/042808* : [www.wipo.int/pctdb/en/wo.jsp?IA=FR1999000371](http://www.wipo.int/pctdb/en/wo.jsp?IA=FR1999000371), 1999.
- [LEFE04]** L. Lefèvre, D. Domergue, F. Chaffotte, A. Goldsteinas et L. Pelissier, « Procédé de refroidissement rapide de pièces par transfert convectif et radiatif », *Air Liquide, Brevet WO/2004/027098* : [www.wipo.int/pctdb/en/wo.jsp?IA=FR2003000053](http://www.wipo.int/pctdb/en/wo.jsp?IA=FR2003000053), 2004.
- [LEL00]** S. Leleu, « Contribution à l'évaluation des angles - conception, réalisation et validation d'un plateau pivotant de très haute précision – vers une référence nationale », *Thèse de doctorat*, Arts et Métiers ParisTech Lille, 2000.
- [LEV93]** R. Lévêque, « Guide de choix des traitements des aciers à outils », *Edition Techniques de l'Ingénieur (TI)*, dossier M1 137, 1993.
- [LI05]** Z. Li, B.L. Ferguson, X. Sun and P. Bauerle, "Experiment and Simulation of Heat Treatment Results of C-Ring Test Specimen", *In the Proceedings of: 23rd ASM Heat Treating Society Conference*, Pittsburgh, pp. 245-252, 2005.
- [LI06]** Z. Li, R.V. Grandhi and R. Srinivasan, "Distortion minimization during gas quenching process", *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 172, pp. 249-257, 2006.
- [LU06]** C. Lu, L. Zhang, Q. Tai, Q. Zheng and Z. Wang, "Numerical Simulation and Technological Parameter Optimization for Quenching Process of a Gas Turbine Compressor Disk Based on Metallo-Thermo-Mechanics", *Journal of Materials Science and Technology*, vol. 22, pp. 860-864, 2006.
- [MAK08]** J. Makem, H. Ou, C.G. Armstrong, A. Rennie and S. Nikov, "A Virtual Inspection Technique for Assessing the Dimensional Accuracy of Forged Compressor Blades Using FE Modeling and CMM Inspection", *International Journal of Material Forming*, 2008.
- [MUK04]** R. Mukai and D.-Y. Ju, "Simulation of Carburizing-Quenching of a Gear. Effect of Carbon Content on Residual Stresses and Distortion", *Journal de Physique IV*, vol.120, pp. 489-497, 2004.
- [MUR00]** G. Murry, « Traitements thermiques dans la masse des aciers. Partie 1 », *Edition Techniques de l'Ingénieur (TI)*, dossier M1 126, 2000.
- [NAS99]** A.O. Nassef and H.A. ElMaraghy, "Determination of Best Objective Function

for Evaluating Geometric Deviations”, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 15, pp. 90-95, 1999.

[NIC07] C. Nicolas, C. Baudouin, S. Leleu, M. Teodorescu et R. Bigot, « Stratégie de contrôle dimensionnel et identification de la déformation d'un produit - Application à une pièce test traitée thermiquement », *In the Proceedings of: Conception et Production Intégrées (CPI)*, Rabat (Maroc), 2007.

[NIC08] C. Nicolas, C. Baudouin, S. Leleu, M. Teodorescu and R. Bigot, “Dimensional control strategy and products distortions identification”, *International Journal of Material Forming* (Springer), vol. 1, pp. 1039-1042, 2008.

[NIC09] C. Nicolas, C. Baudouin, S. Leleu, M. Teodorescu and R. Bigot, “Comparison of experimental and simulation distortions of quenched C-ring test parts”, *International Journal of Material Forming* (Springer), vol. 2, 2009.

[NOR07] D.O. Northwood, L. He, E. Boyle, R. Bowers, “Retained austenite - Residual stress - Distortion relationships in carburized SAE 8620 steel”, *Materials Science Forum*, vol. 539-543, pp. 4464-4469, 2007.

[NOV97] O. Novaski and A.L.C. Barczak, “Utilization of Voronoi diagrams for circularity algorithms”, *Precision Engineering*, vol. 20, pp. 188-195, 1997.

[NOW06] L. Nowag, J. Sölter, A. Walter and E. Brinksmeier, “Effect of Machining Parameters and Clamping Technique on Residual Stresses and Distortion of Bearing Rings”, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, vol. 37, pp. 45-51, 2006.

[OKI08] K. Okita, K. Tsutsumi, K. Iwasaki, M. Fujita, H. Hatano and H. Yaguchi, “Heat treatment simulation of carburised gears and its verification”, *In the Proceedings of: Second International Conference on Distortion Engineering*, Bremen, pp.285-291, 2008.

[PEN55] R. Penrose, “A generalized inverse for matrices”, *Actes de conférences de la Cambridge Philosophical Society*, vol. 51, pp. 406-413, 1955.

[PEU03] B. Peultier, T. Ben Zineb et E. Patoor « Simulation d'une structure à mémoire de forme », *Actes de conférences du 16<sup>ème</sup> Congrès Français de Mécanique (CFM)*, 2003.

[PET00] S. Petit-Grotbussiat, « Conséquences mécaniques des transformations structurales dans les alliages ferreux », *Thèse de doctorat*, INSA Lyon, 2000.

[PFE01] T. Pfeifer, S. Kurokawa and S. Meyer, “Derivation of parameters of global form deviations for 3-dimensional surfaces in actual manufacturing processes”, *Measurement*, vol. 29, pp. 179-200, 2001.

[POU01] J.M. Pou, « Et si le V.I.M. s'était trompé ? », *Actes de conférences du 10<sup>ème</sup> congrès de métrologie de Saint Louis*, Saint-Louis (France), 2001.

[POU81] P. Poupeau, « Traitements thermiques et conception structurale des métaux et alliages », *Edition Techniques de l'Ingénieur (TI)*, dossier M1 105, 1981.

[PRA04] C. Prakasvudhisarn and S. Raman, “Framework for Cone Feature Measurement Using Coordinate Measuring Machines”, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol. 126, pp. 169-177, 2004.

[PRE06] Th. Pretorius, G. Habedank, J. Woitschig and F. Vollertsen, “Thermal Generation of Residual Stress Fields for Purpose of Distortion Minimization”, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, vol. 37, pp. 85-91, 2006.

[PRI06] C. Prinz, B. Clausen, F. Hoffmann, R. Kohlmann and H.-W. Zoch, “Metallurgical influence on distortion of the case-hardening steel 20MnCr5”, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, vol. 37, pp. 29-33, 2006.

[ROU85] J.-F. Rouh, « Chauffage des locaux par panneaux radiants », *Edition*

*Techniques de l'Ingénieur (TI)*, dossier B 2320, 1985.

**[ROS06]** A. Rose, O. Kessler, F. Hoffmann and H.-W. Zoch, "Quenching Distortion of Aluminium Castings - Improvement by Gas Cooling", *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, vol. 37, pp. 116-121, 2006.

**[SAMU00]** G.L. Samuel and M.S. Shunmugam, "Evaluation of Circularity from Coordinate and Form Data Using Computational Geometric Techniques", *Precision Engineering*, vol. 24, pp. 251-263, 2000.

**[SAM07]** S. Samper and F. Formosa, "Form Defects Tolerancing by Natural Modes Analysis", *Journal of Computing and Information Science in Engineering*, vol. 7, pp. 44-51, 2007.

**[SCHE35]** E. Scheil, "Statistische Gefügeuntersuchungen", *I. Zs. f. Metallkunde*, vol. 27, pp. 199-210.

**[SCH05]** F. Schneider, « Tolérancement géométrique : interprétation », *cours IUFM De Lorraine téléchargeable à l'adresse : [www.ac-nancy-metz.fr](http://www.ac-nancy-metz.fr)*, 2005.

**[SCHM06a]** A. Schmidt, B. Suhr, T. Moshagen, M. Wolff and M. Böhm, "Adaptive Finite Element Simulations for Macroscopic and Mesoscopic Models of Steel", *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, vol. 37, pp. 142-146, 2006.

**[SCHM06b]** R.-R. Schmidt and U. Fritsching, "Homogenization of hardness distribution and distortion in high pressure gas quenching", *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, vol. 37, pp. 103-109, 2006.

**[SCHU06]** S. Schüttenberg, M. Hunkel, U. Fritsching and H.-W. Zoch, "Controlling of Distortion by means of Quenching in adapted Jet Fields", *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, vol. 37, pp. 92-96, 2006.

**[SHA00]** R. Sharma, K. Rajagopal and S. Anand, "A Genetic Algorithm Based Approach for Robust Evaluation of Form Tolerances" *Journal of Manufacturing System*, vol. 19, pp.46-57, 2000.

**[SIG07]** M. Siggen, « La science a-t-elle réponse à tout? », *Edition Edifa-Mame*, ISBN 978-2-9163-5009-7, 2007.

**[ŞIM05]** C. Şimşir and C.H. Gür, "FE Simulation of steel quenching to investigate residual stresses and distortion", *In the Proceedings of: First International Conference on Distortion Engineering*, Bremen, pp.407-414, 2005.

**[SIN91]** A.K. Sinha, "Defects and Distortion in Heat-Treated Parts", *In: Handbook of Heat treating*, ASM Handbooks online: <http://products.asminternational.org/hbk/index.jsp>, vol. 4, 1991.

**[SUM02]** K.D. Summerhays, R.P. Henke, J.M. Baldwin, R.M. Cassou and C.W. Brown, "Optimizing discrete point sample patterns and measurement data analysis on internal cylindrical surfaces with systematic form deviations", *Precision Engineering*, vol. 26, pp. 105-121, 2002.

**[SUR05]** H. Surm, O. Kessler, F. Hoffmann and H.-W. Zoch, "Manufacturing Residual Stress States in Heat Treatment Simulation of Bearing Rings", *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, vol. 37, pp. 52-57, 2006.

**[TEO06]** M. Teodorescu, J. Demurger and J. Wendenbaum, "Comprehension of Cooling Distortion Mechanisms by the mean of F.E. Simulation", *In the Proceedings of: 15th IFHTSE*, Vienne, 2006.

**[TEO08]** M. Teodorescu, J. Demurger and J. Wendenbaum, "Comprehension of Distortion Mechanisms of Gas Quenched Automotive Shafts", *In the Proceedings of: 17th*

*IFHTSE Congress*, Kobe, 2008.

[TRA08] Transvalor S.A., “Heat Treatment Simulation”, *Forge® v2008 Manual*, Transvalor S.A - SOPHIA ANTIPOLIS - France, 2008.

[VAN08a] L. Vanoverberghe, Lucia Garcia-Aranda, David Ryckelynck and Yvan Chastel, “Detection of deviations origins in a heat treatment process using Proper Orthogonal Decomposition (POD) basis”, *International Journal of Material Forming*, 2008.

[VAN08b] L. Vanoverberghe, « Anticipation des déformations lors du traitement thermique de pignons de boîtes de vitesses », *Thèse de doctorat*, Mines ParisTech, 2008.

[VOL05] J. Volkmuth, S. Lane, M. Jung and U. Sjöblom, “Uneven residual stresses in bearing rings prior to hardening and their effect on shape changes after hardening”, *In the Proceedings of: First International Conference on Distortion Engineering*, Bremen, pp. 23-30, 2005.

[WAL02] H.W. Walton, “Deflection Methods to Estimate Residual Stress”, *In: Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel*, Editors G. Totten, M. Howes and T. Inoue, ASM International, pp. 89-98, 2002.

[WEB03] M. Weber, “Simulation der Waermebehandlung eines niedriglegierten Stahlgussteils mit dem Simulationsprogramm MAGMASOFTTM”, *Diplomarbeit*, Institut fuer Werkstoffkunde I, Universitaet Karlsruhe, 2003.

[WEC98] A. Weckenmann and M. Knauer, “The influence of measurement strategy on the uncertainty of CMM-measurements”, *Annals of the CIRP*, vol. 47, pp. 451-454, 1998.

[YAO04] X. Yao, L.H. Zhu and M.V. Li, “Finite Element Analysis of Residual Stress and Distortion in an Eccentric Ring Induced by Quenching”, *In the Proceedings of: 14th Congress of International Federation for Heat Treatment and surface Engineering*, Shanghai, pp.746-751, 2004.

[YAU96] H.T. Yau and C.H. Menq, “A unified least-squares approach to the evaluation of geometric errors using discrete measurement data”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 36, pp. 1269-1290, 1996.

[YAU98] H.T. Yau, “Uncertainty analysis in geometric best fit”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 38, p. 1323-1342, 1998.

[ZOC06] H.-W. Zoch, “From Single Production Step to Entire Process Chain – the Global Approach of Distortion Engineering”, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, vol. 37, pp. 6-10, 2006.



# ANNEXE 1 : ORTHONORMALISATION DE LA MATRICE $M_{PH}$

Nous réalisons cette étape en utilisant la méthode de Gram Schmidt, qui est basée sur la construction successive de vecteurs orthogonaux deux à deux et de norme unité (équation [1]).

$$\begin{aligned} \vec{e}'_{(Ph_p)} &= \frac{\vec{e}_{(Ph_p)} - \dots - \lambda_i \vec{e}'_{(Ph_j)} - \dots - \lambda_1 \vec{e}'_{(Ph_1)}}{\left\| \vec{e}_{(Ph_p)} - \dots - \lambda_i \vec{e}'_{(Ph_j)} - \dots - \lambda_1 \vec{e}'_{(Ph_1)} \right\|} \\ \text{avec } \lambda_i &\text{ tel que } \vec{e}'_{(Ph_j)} \cdot \vec{e}'_{(Ph_{j+1})} = 0 \\ \text{et la norme Euclidienne : } &\left\| \vec{e}_{(Ph_j)} \right\| = \sqrt{\sum_{i=1}^n e^2_{(Ph_j)_i}} \end{aligned} \quad [1]$$

Nous obtenons ainsi une base orthonormale, appelée  $M'_{ph}$ , dont les scalaires sont données par l'équation [2]. Cette base d'analyse forme un hyperplan de dimension  $p$ , défini par les  $p$  vecteurs phénomènes.

$$M'_{ph} = \left\{ \begin{array}{cccc} e'_{(Ph_1)_1} & \dots & e'_{(Ph_i)_1} & \dots & e'_{(Ph_p)_1} \\ \vdots & \ddots & \vdots & \ddots & \vdots \\ e'_{(Ph_1)_i} & \dots & e'_{(Ph_j)_i} & \dots & e'_{(Ph_p)_i} \\ \vdots & \ddots & \vdots & \ddots & \vdots \\ e'_{(Ph_1)_n} & \dots & e'_{(Ph_j)_n} & \dots & e'_{(Ph_p)_n} \end{array} \right\} \quad [2]$$

Le vecteur  $\vec{\varphi}$  est déterminé par l'équation [3].  $P$  est la matrice de passage de la base orthonormale  $M'_{ph}$  vers la base de mesure  $M_{ph}$ .

$$\begin{aligned} \varphi &= P \cdot {}^t M'_{ph} \cdot \varepsilon \\ \text{avec } P &\text{ la matrice de passage entre } {}^t M'_{ph} \text{ et } M_{ph} \\ M'_{ph} &\text{ est une base orthonormale de } M_{ph} \end{aligned} \quad [3]$$

Cette méthode de diagonalisation est relativement robuste car l'ordre choisi des séquences des  $Ph_i$  phénomènes pour construire la base orthonormale n'affecte pas le résultat final sauf si les phénomènes sont partiellement dépendants. Comparée à Gram Schmidt, la décomposition en valeurs singulières est plus robuste face aux erreurs numériques et donne un résultat unique même si les vecteurs sont faiblement dépendants. Mais cet avantage théorique est négligeable car les erreurs causées par la modélisation physique (et la linéarisation) des phénomènes sont plus grand que les erreurs numériques [DIO06]. Enfin, les méthodes de Greville et la factorisation QR permettent également l'orthogonalisation de matrices.

Pour conclure, ces quatre méthodes donnent une matrice dont la définition correspond à celle de la pseudo-inverse [PEN55] qui est la généralisation de l'inverse d'une matrice. Le calcul de cette pseudo-inverse passent par la résolution d'un système surdimensionné par une méthode d'optimisation, au sens des moindres carrés.

# ANNEXE 2 : EXEMPLE D'UN FICHIER DE PROGRAMMATION DE LA MMT

Elle a pour but la présentation d'un fichier DMI. Nous analysons la structure et les instructions du langage DMIS sur le fichier de création du repère pièce.

```

DMISMN/'repere_piece_v3.dmi'
FILNAM/'repere_piece_v3.DMO'
UNITS/MM,ANGDEC
$$$
*****
$$ MetroSoft CM : DMIS Source Export Option
$$ (c) 2002 Metromec Software AG, CH-7007 Chur
$$ Part Program Number : 9 Name : repere piece
$$ Workpiece Number : 5303 Name : Croissant avec palpeur
$$ étoile
$$ Program Comments :
$$ Drawing Number :
$$ Programmed by : Cyril NICOLAS
$$ Creation Date : 13-01-06 Time : 09:16:01
$$ Modification Date : 02-02-06 Time : 15:37:35
$$ Last Modified By : Mod No : 68
$$ Inspection Plan Nr : 9 Name :
$$ Insp. Plan Comments :
$$$
*****
MODE/PROG,MAN
SNSET/APPRCH,5.00
SNSET/RETRCT,5.00
SNSET/SEARCH,15.00
ACLRAT/MESACL,PCENT,0.70
ACLRAT/POSACL,PCENT,0.70
FEDRAT/MESVEL,PCENT,0.70
FEDRAT/POSVEL,PCENT,0.70
D(mcs)=DATSET/MCS

```

**Noms du fichier**  
Unités : mm pour les coordonnées et degré pour les angles

**Entête d'informations clés :**

- numéro du programme : « 9 » et le nom associé : « repere pièce » ;
- numéro de la pièce : 5303 et son nom ;
  - ...

**Paramètres machines en mm et %:**

- distance d'approche au point à palper ;
- distance de retrait ;
- distance de recherche si coordonnées théoriques du point atteintes ;
- accélérations en mode mesure et déplacement ;
- vitesses en mode mesure et déplacement

**RECALL/DA(5303)** Rappel du repère palette créé précédemment, ayant le numéro 5303

**GOTO/-70.00000,-70.00000,20.00000** Instruction de déplacement sans mesure, aux coordonnées x, y, z

```

F(1)=FEAT/CYLNDR,OUTER,CART
MEAS/CYLNDR,F(1),24
SNSLCT/SA(0),3
GOTO/-19.13400,-46.19400,-20.00000
PTMEAS/CART,-13.39400,-32.33600,-20.00000,-0.38291,-0.92379,0.00000
GOTO/0.00000,-50.00000,-20.00000
PTMEAS/CART,13.39400,-32.33600,-20.00000,0.38291,-0.92379,0.00000
GOTO/35.35500,-35.35500,-20.00000
SNSLCT/SA(0),4
PTMEAS/CART,32.33600,-13.39400,-20.00000,0.92379,-0.38291,0.00000
GOTO/50.00000,0.00000,-20.00000
PTMEAS/CART,32.33600,13.39400,-20.00000,0.92379,0.38291,0.00000
GOTO/35.35500,35.35500,-20.00000
SNSLCT/SA(0),5
PTMEAS/CART,13.39400,32.33600,-20.00000,0.38291,0.92379,0.00000
GOTO/0.00000,50.00000,-20.00000
ENDMES
GOTO/-46.19400,-19.13400,-80.00000
GOTO/-46.19400,-19.13400,50.00000
SNSLCT/SA(0),1

```

**Changement au stylet n°3 de l'étoile**

**Mesure de l'élément cylindre F(1) en 24 points.**

**PTMEAS/CART :**  
coordonnées théoriques du point à mesurer: x, y, z, Nx, Ny et Nz

**Fin de la mesure de l'élément F(1)**

```
F(2)=FEAT/PLANE,CART,13.64795,50.40384,75.49010,-0.00224,0.00018,1.00000
MEAS/PLANE,F(2),4
PTMEAS/CART,-19.54400,20.10900,0.00000,0.00000,0.00000,1.00000
PTMEAS/CART,20.00000,20.00000,0.00000,0.00000,0.00000,1.00000
PTMEAS/CART,24.74900,-4.82500,0.00000,0.00000,0.00000,1.00000
PTMEAS/CART,8.50700,-29.72200,0.00000,0.00000,0.00000,1.00000
```

Mesure de l'élément plan supérieur F(2) en 4 points.

**ENDMES**

```
GOTO/-7.77800,-7.77800,10.00000
GOTO/-7.77800,-7.77800,-135.00000
F(3)=FEAT/PLANE,CART,8.30044,7.94547,-0.58833,-0.00016,0.00364,0.99999
```

**MEAS/PLANE,F(3),4**

```
SNSLCT/SA(0),4
PTMEAS/CART,-32.40500,-6.69100,-100.00000,0.00000,0.00000,-1.00000
SNSLCT/SA(0),1
GOTO/-7.77800,-7.77800,-135.00000
SNSLCT/SA(0),3
PTMEAS/CART,-10.37200,18.06000,-100.00000,0.00000,0.00000,-1.00000
SNSLCT/SA(0),2
PTMEAS/CART,18.06000,-10.37200,-100.00000,0.00000,0.00000,-1.00000
SNSLCT/SA(0),1
GOTO/-7.77800,-7.77800,-135.00000
SNSLCT/SA(0),5
PTMEAS/CART,-6.69100,-32.40500,-100.00000,0.00000,0.00000,-1.00000
```

Mesure de l'élément plan inférieur F(3) en 4 points, avec 4 changements de stylets.

**ENDMES**

```
SNSLCT/SA(0),1
GOTO/-7.77800,-7.77800,-135.00000
GOTO/-7.77800,-7.77800,-13.50000
GOTO/-25.00000,-25.00000,-13.50000
```

```
F(4)=FEAT/POINT,CART,-30.01271,-19.27580,-23.77000,1.00000,0.00000,0.00000
```

**MEAS/POINT,F(4),1**

```
PTMEAS/CART,-30.00000,-19.30000,-13.50000,1.00000,0.00000,0.00000
```

**ENDMES**

```
F(5)=FEAT/POINT,CART,-20.23491,-29.67772,-23.77000,0.00000,1.00000,0.00000
```

**MEAS/POINT,F(5),1**

```
PTMEAS/CART,-19.30000,-30.00000,-13.50000,0.00000,1.00000,0.00000
```

**ENDMES**

```
GOTO/-25.00000,-25.00000,-13.50000
GOTO/-7.77800,-7.77800,-13.50000
GOTO/-7.77800,-7.77800,60.00000
```

DATDEF/FA(1),DAT(A)

D(TEMP1)=DATSET/DAT(A),ZDIR,XORIG,YORIG

```
F(10)=FEAT/PLANE,CART,0.28900,-3.23100,-50.54600,0.00000,0.00000,-1.00000
```

CONST/PLANE,F(10),MIDPL,FA(2),FA(3)

```
F(11)=FEAT/POINT,CART,-0.28900,3.23100,0.00000,0.00000,0.00000,-1.00000
```

CONST/POINT,F(11),INTOF,FA(10),FA(1)

DATDEF/FA(11),DAT(B)

D(TEMP2)=TRANS/XORIG,DAT(B),YORIG,DAT(B),ZORIG,DAT(B)

```
F(12)=FEAT/POINT,CART,-24.75300,-24.62200,36.93900,0.00000,0.00000,0.00000
```

CONST/POINT,F(12),MIDPT,FA(5),FA(4)

```
F(13)=FEAT/LINE,UNBND,CART,-12.37700,-12.31100,18.47000,-0.48701,-0.48401, $
0.72702,-0.83082,0.00000,-0.55654
```

CONST/LINE,F(13),BF,FA(11),FA(12)

DATDEF/FA(13),DAT(D)


D(TEMP3)=ROTATE/ZAXIS,DAT(D),YDIR

D(TEMP4)=ROTATE/ZAXIS,180.00000

D(1)=TRANS/XORIG,0.00000,YORIG,-33.18600,ZORIG,0.00000

SAVE/DA(1)

SNSLCT/SA(0),1

**ENDFIL**  Fin de fichier

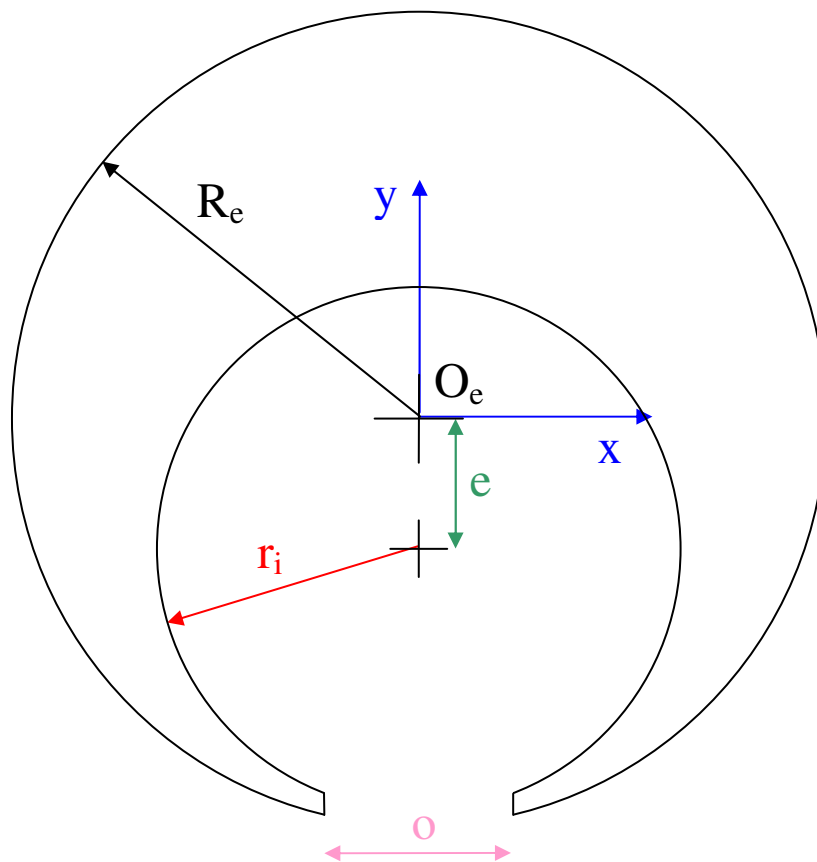
Construction géométrique du repère pièce à partir des éléments mesurés précédemment



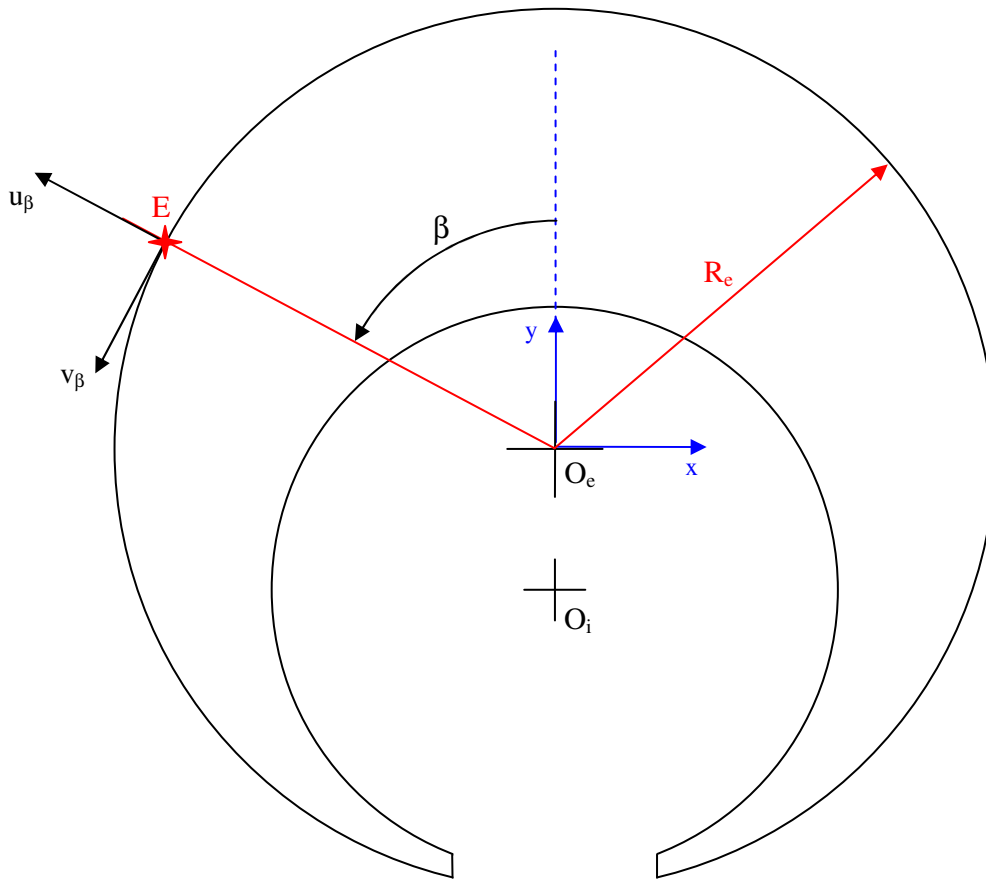
## ANNEXE 3 : SIGNATURE DE L'OUVERTURE DES PINCES

### Données initiales du croissant

- ✓ rayon extérieur :  $R_e = 35$  mm
- ✓ rayon intérieur :  $r_i = 22.5$  mm
- ✓ excentration :  $e = 11$  mm
- ✓ ouverture :  $o = 16$  mm
- ✓ discrétisation : 82 points de  $-162^\circ$  à  $+162^\circ$  espacés de  $4^\circ$
- ✓ repère centré sur  $O_e$ , centre du cercle extérieur



## Obtention des points sur le cercle extérieur



Coordonnées du point E :

---

$$\overrightarrow{O_e E} = R_e (-\sin \beta \cdot \vec{x} + \cos \beta \cdot \vec{y})$$

Normale au point E ( $u_\beta$ ) :

---

$$\vec{u}_\beta = -\sin \beta \cdot \vec{x} + \cos \beta \cdot \vec{y}$$

Tangente au point E ( $v_\beta$ ) :

---

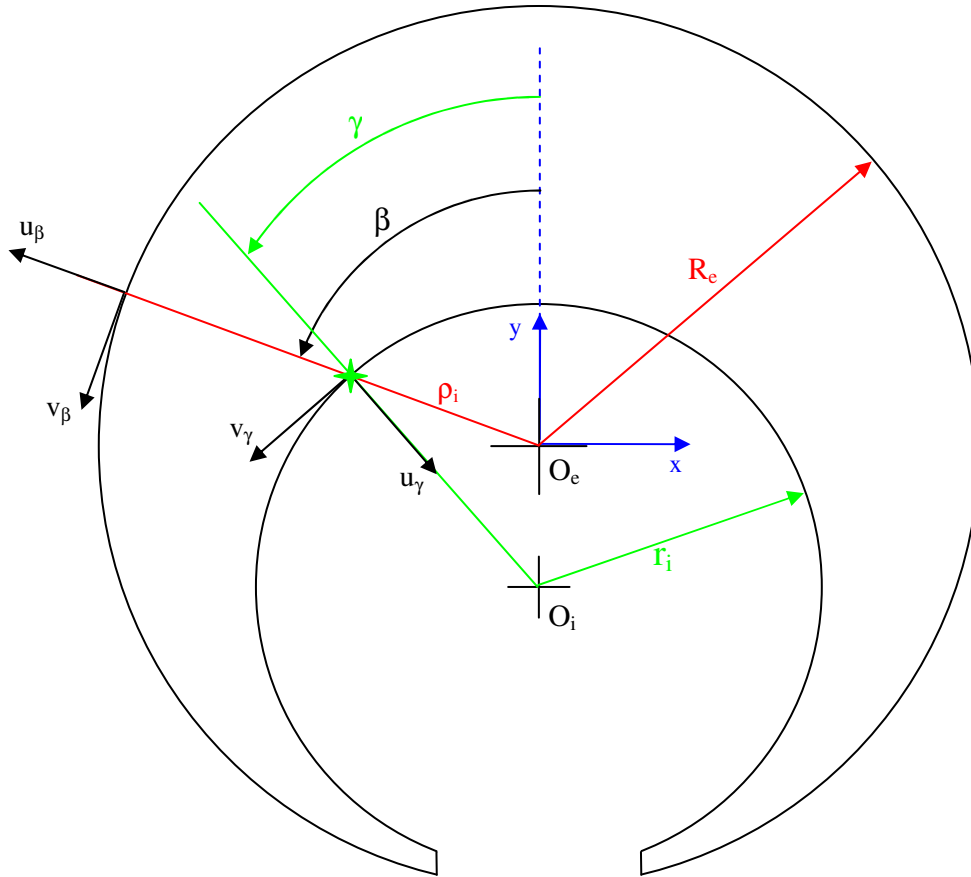
$$\vec{v}_\beta = -\cos \beta \cdot \vec{x} - \sin \beta \cdot \vec{y} = \vec{u}_{\beta + \frac{\pi}{2}}$$

Répartition des points :

---

Il est mesuré 82 points de  $-162^\circ$  à  $+162^\circ$  espacés de  $4^\circ$

## Obtention des points sur le cercle intérieur



Coordonnées du point I :

$$\overrightarrow{O_e I} = \rho_i (-\sin \beta \cdot \vec{x} + \cos \beta \cdot \vec{y})$$

✓ D'après Al-Kashi (Pythagore généralisé) dans le triangle  $O_e I O_c$  :

$$\forall \beta \geq 0 ; r_i^2 = \rho_i^2 + e^2 - 2 \cdot \rho_i \cdot e \cdot \cos(\pi - \beta)$$

$$\forall \beta \leq 0 ; r_i^2 = \rho_i^2 + e^2 - 2 \cdot \rho_i \cdot e \cdot \cos(-\pi - \beta)$$

✓ Or :

$$\cos(\pi - \beta) = \cos(-(\pi + \beta)) = -\cos \beta$$

✓ Donc :

$$\forall \beta \in [-2\pi, 2\pi] ; r_i^2 = \rho_i^2 + e^2 + 2 \cdot \rho_i \cdot e \cdot \cos \beta$$

✓ Il s'agit d'une équation du second degré à résoudre :

$$\forall \beta \in [-2\pi, 2\pi] ;$$

$$\Delta = (2 \cdot e \cdot \cos \beta)^2 - 4 \cdot (e^2 - r_i^2)$$

$$\rho_i = \frac{-2 \cdot e \cdot \cos \beta \pm \sqrt{\Delta}}{2} = -e \cdot \cos \beta \pm \sqrt{(e \cdot \cos \beta)^2 - (e^2 - r_i^2)}$$

✓ La longueur  $\rho_i$  étant nécessairement positive :

$$\forall \beta \in [-2\pi, 2\pi] ;$$

$$\rho_i = -e \cdot \cos \beta + \sqrt{(e \cdot \cos \beta)^2 - (e^2 - r_i^2)}$$

### Normale au point I ( $u_\gamma$ ) :

---

$$\vec{u}_\gamma = \sin \gamma \cdot \vec{x} - \cos \gamma \cdot \vec{y}$$

✓ D'après Al-Kashi (Pythagore généralisé) dans le triangle  $O_eIO_c$  :

$$\forall \gamma \geq 0 ; \rho_i^2 = r_i^2 + e^2 - 2.r_i.e.\cos(\gamma)$$

$$\forall \gamma \leq 0 ; \rho_i^2 = r_i^2 + e^2 - 2.r_i.e.\cos(-\gamma)$$

✓ Or :

$$\cos(\gamma) = \cos(-\gamma)$$

✓ Donc :

$$\forall \gamma \in [-2\pi, 2\pi] ;$$

$$\rho_i^2 = r_i^2 + e^2 - 2.r_i.e.\cos \gamma$$

$$\cos \gamma = \frac{r_i^2 + e^2 - \rho_i^2}{2.r_i.e}$$

$$\forall \beta \geq 0 ; \gamma = \arccos \left[ \frac{r_i^2 + e^2 - \rho_i^2}{2.r_i.e} \right]$$

$$\forall \beta \leq 0 ; \gamma = -\arccos \left[ \frac{r_i^2 + e^2 - \rho_i^2}{2.r_i.e} \right]$$

$$\vec{u}_\gamma = \sin \gamma \cdot \vec{x} - \cos \gamma \cdot \vec{y}$$

### Tangente au point E ( $v_\beta$ ) :

---

$$\vec{v}_\gamma = -\cos \gamma \cdot \vec{x} - \sin \gamma \cdot \vec{y} = v_{\gamma + \frac{\pi}{2}}$$

### Résumé :

---

$$\forall \beta \in [-2\pi, 2\pi] ;$$

$$\vec{O_eI} = \rho_i \left( -\sin \beta \cdot \vec{x} + \cos \beta \cdot \vec{y} \right)$$

$$\rho_i = -e.\cos \beta + \sqrt{(e.\cos \beta)^2 - (e^2 - r_i^2)}$$

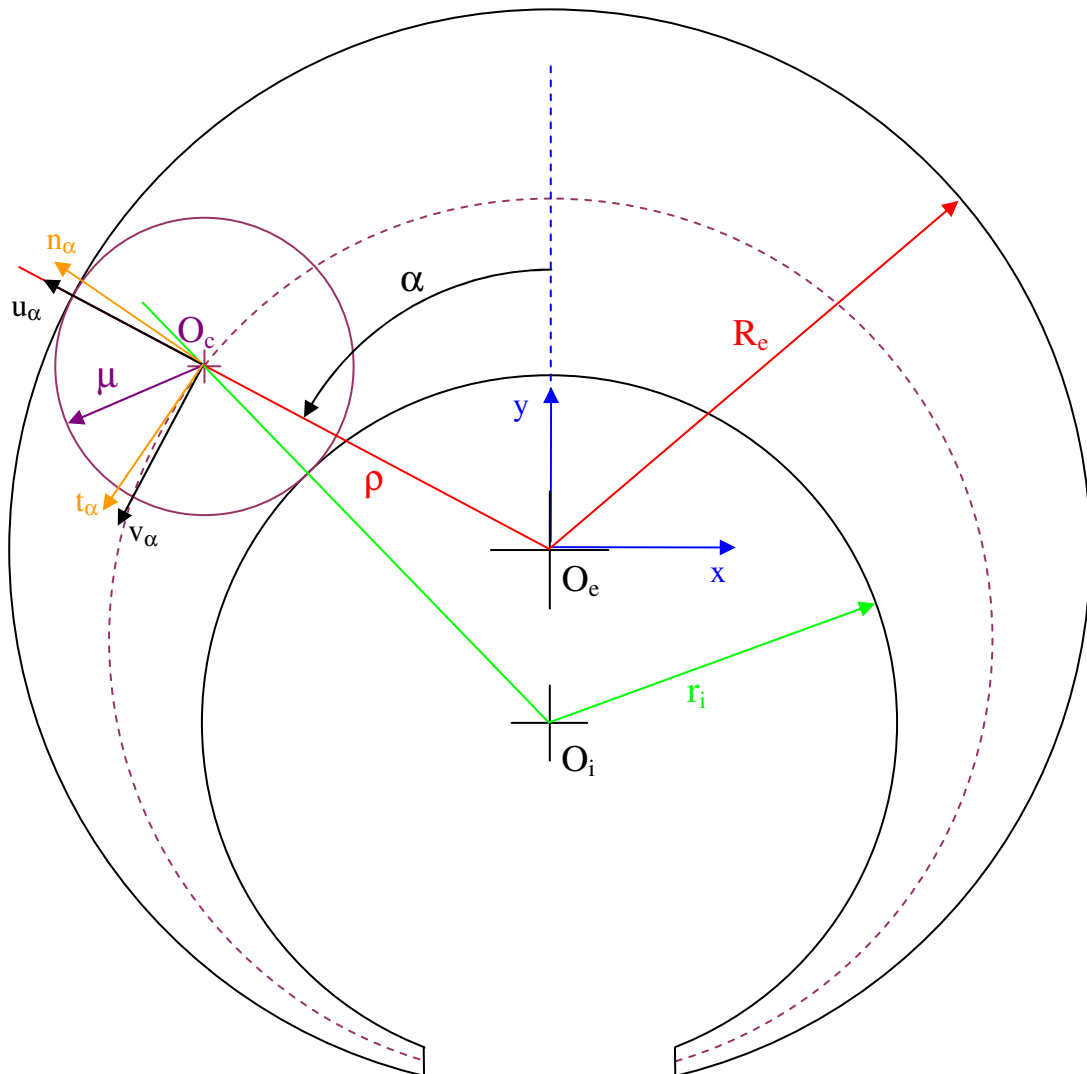
$$\vec{u}_\gamma = \sin \gamma \cdot \vec{x} - \cos \gamma \cdot \vec{y}$$

$$\vec{v}_\gamma = -\cos \gamma \cdot \vec{x} - \sin \gamma \cdot \vec{y}$$

$$\cos \gamma = \frac{r_i^2 + e^2 - \rho_i^2}{2.r_i.e}$$

## Obtention de la ligne moyenne

**Définition :** Ligne obtenue par l'ensemble des centres des cercles bitangents aux cercles extérieur et intérieur du croissant.



Base mobile :

$$\vec{u}_\alpha = -\sin \alpha \cdot \vec{x} + \cos \alpha \cdot \vec{y} \quad \vec{v}_\alpha = -\cos \alpha \cdot \vec{x} - \sin \alpha \cdot \vec{y} = u_{\alpha + \frac{\pi}{2}}$$

Equation polaire de la ligne moyenne  $\rho = f(\alpha)$  :

$$\rho = O_e O_c = R_e - \mu$$

✓ D'après Al-Kashi (Pythagore généralisé) dans le triangle  $O_e O_i O_c$  :

$$\forall \alpha \geq 0 ; (r_i + \mu)^2 = (R_e - \mu)^2 + e^2 - 2.e.(R_e - \mu).\cos(\pi - \alpha)$$

$$\forall \alpha \leq 0 ; (r_i + \mu)^2 = (R_e - \mu)^2 + e^2 - 2.e.(R_e - \mu).\cos(\pi + \alpha)$$

✓ Or :

$$\cos(\pi + \alpha) = \cos(\pi - \alpha) = -\cos \alpha$$

✓ Donc :

$$\forall \alpha \in [-2\pi, 2\pi] ; (r_i + \mu)^2 = (R_e - \mu)^2 + e^2 + 2.e.(R_e - \mu).\cos \alpha$$

✓ Par suite :

$$\forall \alpha \in [-2\pi, 2\pi] ;$$

$$r_i^2 + 2.r_i.\mu + \mu^2 = R_e^2 - 2.R_e.\mu + \mu^2 + e^2 + 2.e.(R_e - \mu).\cos \alpha$$

$$2.R_e.\mu + 2.r_i.\mu + 2.e.\mu.\cos \alpha = R_e^2 - r_i^2 + e^2 + 2.e.R_e.\cos \alpha$$

$$\mu = \frac{R_e^2 - r_i^2 + e^2 + 2.e.R_e.\cos \alpha}{2.(R_e + r_i + e.\cos \alpha)}$$

✓ En conclusion :

$$\forall \alpha \in [-2\pi, 2\pi] ;$$

$$\rho = R_e - \mu = R_e - \frac{R_e^2 - r_i^2 + e^2 + 2.e.R_e.\cos \alpha}{2.(R_e + r_i + e.\cos \alpha)}$$

$$\rho = \frac{2.(R_e + r_i + e.\cos \alpha).R_e - R_e^2 - r_i^2 + e^2 + 2.e.R_e.\cos \alpha}{2.(R_e + r_i + e.\cos \alpha)}$$

$$\rho = \frac{2.R_e^2 + 2.R_e.r_i + 2.R_e.e.\cos \alpha - R_e^2 - r_i^2 - e^2 - 2.e.R_e.\cos \alpha}{2.(R_e + r_i + e.\cos \alpha)}$$

$$\rho = \frac{R_e^2 + 2.R_e.r_i + r_i^2 - e^2}{2.(R_e + r_i + e.\cos \alpha)}$$

$$\rho = \frac{(R_e + r_i)^2 - e^2}{2.(R_e + r_i + e.\cos \alpha)}$$

Vecteur position dans le repère (O<sub>e</sub>, x, y) :

$$\forall \alpha \in [-2\pi, 2\pi] ; \overrightarrow{O_e O_c} = \rho . \overrightarrow{u_\alpha}$$

Vecteur tangent (non unitaire) à la ligne moyenne dans le repère (O<sub>e</sub>, x, y) :

$$\forall \alpha \in [-2\pi, 2\pi] ;$$

$$\overrightarrow{t_\alpha} = \frac{d \overrightarrow{O_e O_c}}{d \alpha} = \rho'(\alpha) . \overrightarrow{u_\alpha} + \rho(\alpha) . \overrightarrow{v_\alpha}$$

$$\overrightarrow{t_\alpha} = \frac{d}{d \alpha} \left( \frac{(R_e + r_i)^2 - e^2}{2.(R_e + r_i + e.\cos \alpha)} \right) . \overrightarrow{u_\alpha} + \left( \frac{(R_e + r_i)^2 - e^2}{2.(R_e + r_i + e.\cos \alpha)} \right) . \overrightarrow{v_\alpha}$$

$$\overrightarrow{t_\alpha} = \left( \frac{(R_e + r_i)^2 - e^2}{2} \cdot \frac{-[-e.\sin \alpha]}{(R_e + r_i + e.\cos \alpha)^2} \right) . \overrightarrow{u_\alpha} + \left( \frac{(R_e + r_i)^2 - e^2}{2.(R_e + r_i + e.\cos \alpha)} \right) . \overrightarrow{v_\alpha}$$

$$\overrightarrow{t_\alpha} = \left( \frac{(R_e + r_i)^2 - e^2}{2.(R_e + r_i + e.\cos \alpha)} \cdot \frac{e.\sin \alpha}{(R_e + r_i + e.\cos \alpha)} \right) . \overrightarrow{u_\alpha} + \left( \frac{(R_e + r_i)^2 - e^2}{2.(R_e + r_i + e.\cos \alpha)} \right) . \overrightarrow{v_\alpha}$$

$$\overrightarrow{t_\alpha} = \frac{(R_e + r_i)^2 - e^2}{2.(R_e + r_i + e.\cos \alpha)} \cdot \left( \frac{e.\sin \alpha}{(R_e + r_i + e.\cos \alpha)} \overrightarrow{u_\alpha} + \overrightarrow{v_\alpha} \right)$$

✓ La division par un scalaire donne toujours un vecteur tangent (non unitaire) :

$$\forall \alpha \in [-2\pi, 2\pi] ;$$

$$\overrightarrow{t_\alpha} = \frac{e.\sin \alpha}{(R_e + r_i + e.\cos \alpha)} \overrightarrow{u_\alpha} + \overrightarrow{v_\alpha}$$

$$\begin{aligned}\vec{t}_\alpha &= \frac{e \cdot \sin \alpha}{(R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha)} \cdot \left[ -\sin \alpha \cdot \vec{x} + \cos \alpha \cdot \vec{y} \right] + \left[ -\cos \alpha \cdot \vec{x} - \sin \alpha \cdot \vec{y} \right] \\ \vec{t}_\alpha &= \left[ \frac{-e \cdot \sin^2 \alpha}{(R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha)} - \cos \alpha \right] \cdot \vec{x} + \left[ \frac{e \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha}{(R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha)} - \sin \alpha \right] \cdot \vec{y} \\ \vec{t}_\alpha &= \left[ \frac{-e \cdot \sin^2 \alpha - (R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha) \cdot \cos \alpha}{(R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha)} \right] \cdot \vec{x} + \left[ \frac{e \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha - (R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha) \cdot \sin \alpha}{(R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha)} \right] \cdot \vec{y} \\ \vec{t}_\alpha &= \left[ -\frac{(R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + e}{(R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha)} \right] \cdot \vec{x} + \left[ \frac{-(R_e + r_i) \cdot \sin \alpha}{(R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha)} \right] \cdot \vec{y}\end{aligned}$$

✓ La division par un scalaire donne toujours un vecteur tangent (non unitaire) :

$$\forall \alpha \in [-2\pi, 2\pi] ;$$

$$\vec{t}_\alpha = -[(R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + e] \cdot \vec{x} - [(R_e + r_i) \cdot \sin \alpha] \cdot \vec{y}$$

Vecteur tangent (**unitaire**) à la ligne moyenne dans le repère ( $O_e, x, y$ ) :

$$\forall \alpha \in [-2\pi, 2\pi] ;$$

$$\begin{aligned}\vec{t}_\alpha &= \frac{-[(R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + e] \cdot \vec{x} - [(R_e + r_i) \cdot \sin \alpha] \cdot \vec{y}}{\sqrt{[(R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + e]^2 + [(R_e + r_i) \cdot \sin \alpha]^2}} \\ \vec{t}_\alpha &= \frac{-[(R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + e] \cdot \vec{x} - [(R_e + r_i) \cdot \sin \alpha] \cdot \vec{y}}{\sqrt{[(R_e + r_i) \cdot \cos \alpha]^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2 + [(R_e + r_i) \cdot \sin \alpha]^2}} \\ \vec{t}_\alpha &= \frac{-[(R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + e] \cdot \vec{x} - [(R_e + r_i) \cdot \sin \alpha] \cdot \vec{y}}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}}\end{aligned}$$

$$\vec{t}_\alpha = \frac{-[(R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + e]}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}} \cdot \vec{x} + \frac{-(R_e + r_i) \cdot \sin \alpha}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}} \cdot \vec{y}$$

Vecteur normal (**unitaire**) à la ligne moyenne dans le repère ( $O_e, x, y$ ) :

$$\forall \alpha \in [-2\pi, 2\pi] ;$$

$$\vec{n}_\alpha = \frac{-(R_e + r_i) \cdot \sin \alpha}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}} \cdot \vec{x} + \frac{(R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + e}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}} \cdot \vec{y}$$

Résumé :

$\forall \alpha \in [-2\pi, 2\pi]$  ;

$$\rho = \frac{(R_e + r_i)^2 - e^2}{2.(R_e + r_i + e.\cos \alpha)}$$

$$\vec{O_e O_c} = \frac{-((R_e + r_i)^2 - e^2).\sin \alpha}{2.(R_e + r_i + e.\cos \alpha)} \cdot \vec{x} + \frac{((R_e + r_i)^2 - e^2).\cos \alpha}{2.(R_e + r_i + e.\cos \alpha)} \cdot \vec{y}$$

$$\vec{t}_\alpha = \frac{-[(R_e + r_i).\cos \alpha + e]}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2.(R_e + r_i).e.\cos \alpha + e^2}} \cdot \vec{x} + \frac{-(R_e + r_i).\sin \alpha}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2.(R_e + r_i).e.\cos \alpha + e^2}} \cdot \vec{y}$$

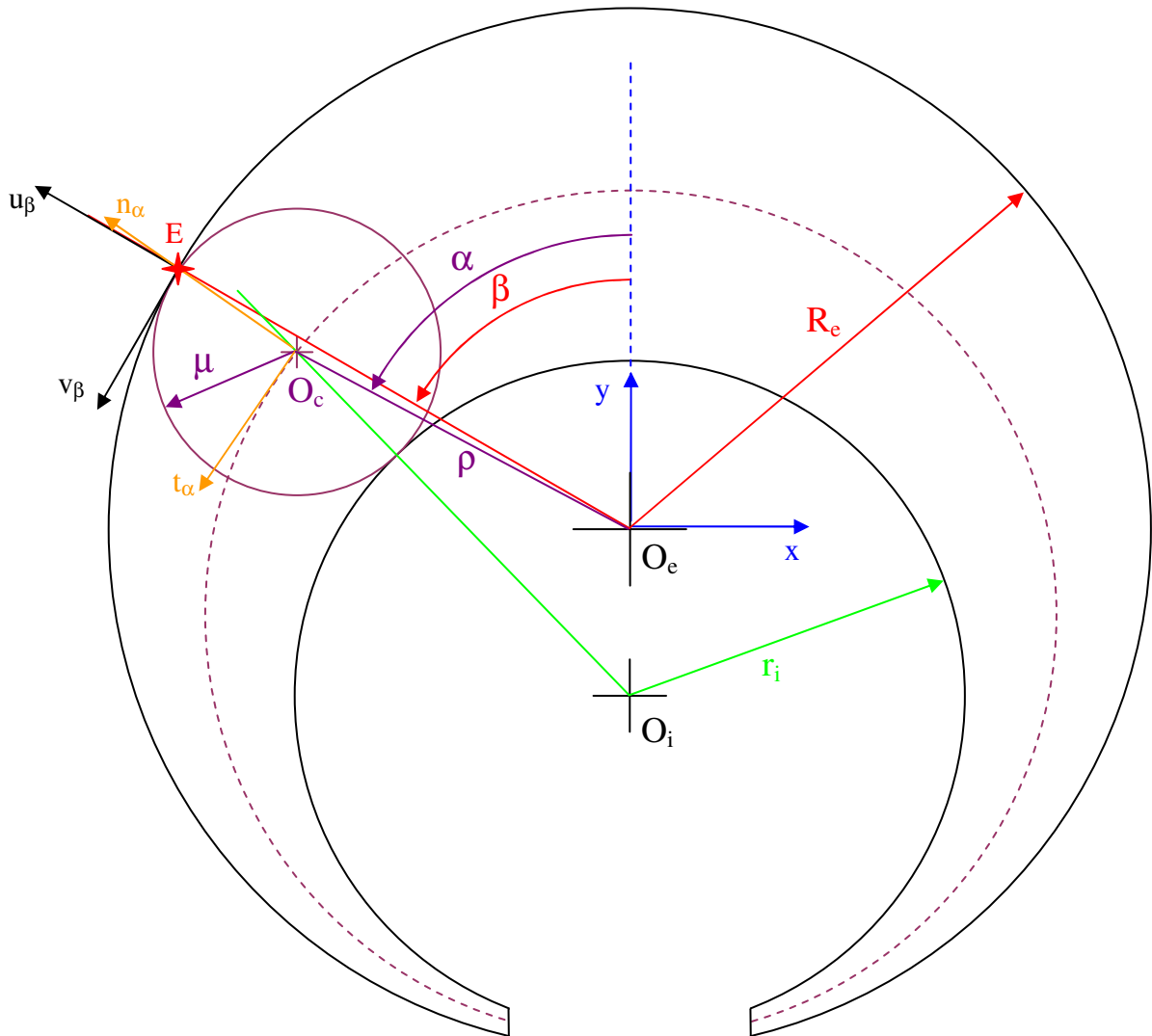
$$\vec{n}_\alpha = \frac{-(R_e + r_i).\sin \alpha}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2.(R_e + r_i).e.\cos \alpha + e^2}} \cdot \vec{x} + \frac{(R_e + r_i).\cos \alpha + e}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2.(R_e + r_i).e.\cos \alpha + e^2}} \cdot \vec{y}$$



## Ouverture du croissant

**Définition :** On appelle « *section droite* » les sections planes qui sont perpendiculaires à la ligne moyenne. L'intersection d'une section droite avec une branche du croissant est un rectangle dont la hauteur est égale à celle du croissant, et la largeur est variable en fonction du point considéré sur la ligne moyenne.

**Proposition 1 :** Pour tout point E du cercle extérieur, il existe un et un seul point  $O_c$  de la ligne moyenne tel que le point E appartienne à la section droite passant par  $O_c$ .



Mise en équations :

- ✓ Le point E est défini par ses coordonnées  $(X_E, Y_E)$  ou  $(R_e, \beta)$  :

$$\overrightarrow{O_e E} = X_E \cdot \vec{x} + Y_E \cdot \vec{y} = R_e \cdot (-\sin \beta \cdot \vec{x} + \cos \beta \cdot \vec{y})$$

- ✓ Le point  $O_c$  appartient à la ligne moyenne :

$$\overrightarrow{O_e O_c} = \rho \cdot (-\sin \alpha \cdot \vec{x} + \cos \alpha \cdot \vec{y}) \quad \text{avec} \quad \rho = \frac{(R_e + r_i)^2 - e^2}{2 \cdot (R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha)}$$

- ✓ La section droite passant par le point  $O_c$  est orthogonale au vecteur tangent  $t_\alpha$ . On note  $d_e$  la distance  $O_cE$  :

$$\overrightarrow{O_cE} = d_e \vec{n}_\alpha = d_e \left( \frac{-(R_e + r_i) \cdot \sin \alpha}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2(R_e + r_i)e \cdot \cos \alpha + e^2}} \cdot \vec{x} + \frac{(R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + e}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2(R_e + r_i)e \cdot \cos \alpha + e^2}} \cdot \vec{y} \right)$$

- ✓ La fermeture géométrique conduit à l'équation :

$$\overrightarrow{O_eE} = \overrightarrow{O_eO_c} + \overrightarrow{O_cE}$$

- ✓ Après projection sur les axes x et y :

$$\begin{cases} X_E = -R_e \cdot \sin \beta = -\frac{(R_e + r_i)^2 - e^2}{2(R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha)} \cdot \sin \alpha + d_e \cdot \frac{-(R_e + r_i) \cdot \sin \alpha}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2(R_e + r_i)e \cdot \cos \alpha + e^2}} \\ Y_E = R_e \cdot \cos \beta = \frac{(R_e + r_i)^2 - e^2}{2(R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha)} \cos \alpha + d_e \cdot \frac{(R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + e}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2(R_e + r_i)e \cdot \cos \alpha + e^2}} \end{cases}$$

Pour  $X_E$  et  $Y_E$  donnés, il suffit de trouver  $\alpha$  et  $d_e$ .

### Résolution :

$$\begin{cases} X_E + \frac{(R_e + r_i)^2 - e^2}{2(R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha)} \cdot \sin \alpha = d_e \cdot \frac{-(R_e + r_i) \cdot \sin \alpha}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2(R_e + r_i)e \cdot \cos \alpha + e^2}} \\ Y_E - \frac{(R_e + r_i)^2 - e^2}{2(R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha)} \cos \alpha = d_e \cdot \frac{(R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + e}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2(R_e + r_i)e \cdot \cos \alpha + e^2}} \end{cases}$$

$$\Rightarrow \frac{X_E + \frac{(R_e + r_i)^2 - e^2}{2(R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha)} \cdot \sin \alpha}{Y_E - \frac{(R_e + r_i)^2 - e^2}{2(R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha)} \cos \alpha} = \frac{-(R_e + r_i) \cdot \sin \alpha}{(R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + e}$$

$$\Rightarrow \frac{2 \cdot X_E \cdot (R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha) + [(R_e + r_i)^2 - e^2] \cdot \sin \alpha}{2 \cdot Y_E \cdot (R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha) - [(R_e + r_i)^2 - e^2] \cdot \cos \alpha} = \frac{-(R_e + r_i) \cdot \sin \alpha}{(R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + e}$$

$$\Rightarrow \begin{aligned} & (2 \cdot X_E \cdot (R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha) + [(R_e + r_i)^2 - e^2] \cdot \sin \alpha) \cdot ((R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + e) \\ & = - (2 \cdot Y_E \cdot (R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha) - [(R_e + r_i)^2 - e^2] \cdot \cos \alpha) \cdot (R_e + r_i) \cdot \sin \alpha \end{aligned}$$

$$\Rightarrow \begin{aligned} & 2 \cdot X_E \cdot (R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha) \cdot (R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + 2 \cdot X_E \cdot (R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha) \cdot e \\ & + [(R_e + r_i)^2 - e^2] \cdot \sin \alpha \cdot (R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + [(R_e + r_i)^2 - e^2] \cdot \sin \alpha \cdot e \\ & = -2 \cdot Y_E \cdot (R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha) \cdot (R_e + r_i) \cdot \sin \alpha + [(R_e + r_i)^2 - e^2] \cdot \cos \alpha \cdot (R_e + r_i) \cdot \sin \alpha \end{aligned}$$

$$\Rightarrow \begin{aligned} & 2 \cdot X_E \cdot (R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha) \cdot (R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + 2 \cdot X_E \cdot (R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha) \cdot e + [(R_e + r_i)^2 - e^2] \cdot \sin \alpha \cdot e \\ & = -2 \cdot Y_E \cdot (R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha) \cdot (R_e + r_i) \cdot \sin \alpha \end{aligned}$$



En considérant que la pièce à mesurer admet une facette plane orthogonale à la normale de mesure au voisinage du point mesuré, l'effet de l'ouverture de la ligne moyenne sur le point E s'écrit :

$$\varepsilon = a \cdot \cos(\vec{n}_\alpha, \vec{u}_\beta)$$

avec

a l'amplitude de l'ouverture au point  $O_c$

$$\vec{n}_\alpha = \frac{-(R_e + r_i) \cdot \sin \alpha}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}} \cdot \vec{x} + \frac{(R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + e}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}} \cdot \vec{y}$$

$$\vec{u}_\beta = -\sin \beta \cdot \vec{x} + \cos \beta \cdot \vec{y}$$

✓ Comme les vecteurs  $\vec{n}_\alpha$  et  $\vec{u}_\beta$  sont unitaires, leur produit scalaire donne :

$$\vec{n}_\alpha \cdot \vec{u}_\beta = |\vec{n}_\alpha| |\vec{u}_\beta| \cdot \cos(\vec{n}_\alpha, \vec{u}_\beta) = \cos(\vec{n}_\alpha, \vec{u}_\beta)$$

$$\vec{n}_\alpha \cdot \vec{u}_\beta = \frac{(R_e + r_i) \cdot \sin \alpha \cdot \sin \beta}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}} + \frac{[(R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + e] \cdot \cos \beta}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}}$$

$$\vec{n}_\alpha \cdot \vec{u}_\beta = \frac{(R_e + r_i) [\sin \alpha \cdot \sin \beta + \cos \alpha \cdot \cos \beta] + e \cdot \cos \beta}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}}$$

$$\vec{n}_\alpha \cdot \vec{u}_\beta = \frac{(R_e + r_i) \cdot \cos(\alpha - \beta) + e \cdot \cos \beta}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}}$$

✓ d'où :

$$\varepsilon = a \cdot \frac{(R_e + r_i) \cdot \cos(\alpha - \beta) + e \cdot \cos \beta}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}}$$

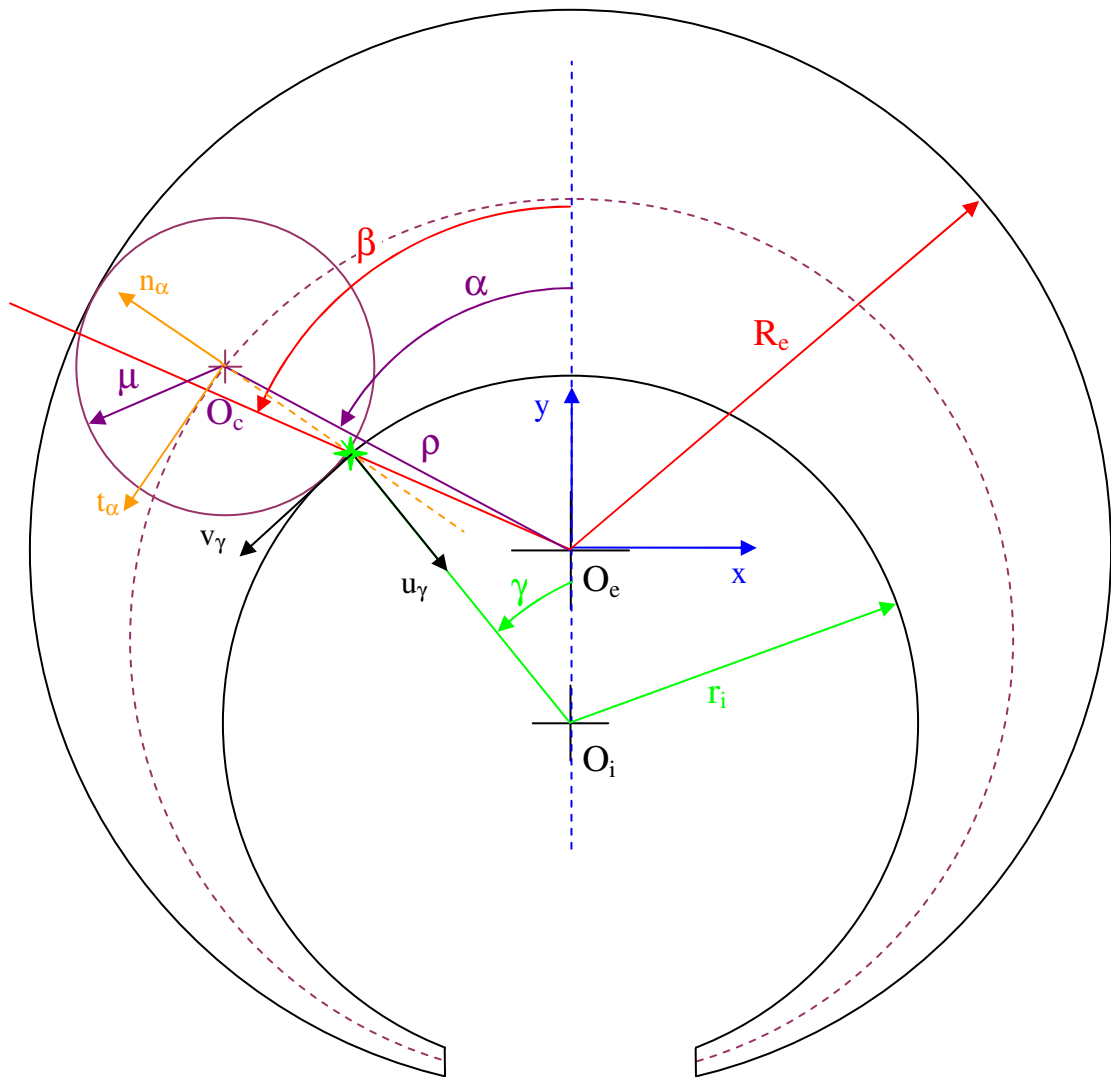
On vérifie la linéarité de la signature exprimée sur les points extérieurs en vérifiant l'égalité :

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{2a}$$

Autrement dit :

$$\varepsilon_A = \varepsilon_{2A}$$

**Proposition 2 :** Pour tout point I du cercle intérieur, il existe un et un seul point  $O_c$  de la ligne moyenne tel que le point I appartienne à la section droite passant par  $O_c$ .



Mise en équations :

- ✓ Le point I est défini par ses coordonnées  $(X_I, Y_I)$  ou  $(\rho_\beta, \beta)$  :

$$\overrightarrow{O_e I} = X_I \cdot \vec{x} + Y_I \cdot \vec{y} = \rho_\beta \cdot (-\sin \beta \cdot \vec{x} + \cos \beta \cdot \vec{y})$$

$$\text{avec } \rho_\beta = -e \cdot \cos \beta + \sqrt{(e \cdot \cos \beta)^2 - (e^2 - r_i^2)}$$

- ✓ Le point  $O_c$  appartient à la ligne moyenne :

$$\overrightarrow{O_e O_c} = \rho \cdot (-\sin \alpha \cdot \vec{x} + \cos \alpha \cdot \vec{y}) \quad \text{avec} \quad \rho = \frac{(R_e + r_i)^2 - e^2}{2 \cdot (R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha)}$$

- ✓ La section droite passant par le point  $O_c$  est orthogonale au vecteur tangent  $t_\alpha$ . On note  $d_i$  la distance  $O_c I$  :

$$\overrightarrow{O_c I} = -d_i \cdot \vec{n}_\alpha = -d_i \cdot \left( \frac{-(R_e + r_i) \cdot \sin \alpha}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}} \cdot \vec{x} + \frac{(R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + e}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}} \cdot \vec{y} \right)$$

✓ La fermeture géométrique conduit à l'équation :

$$\overrightarrow{O_e I} = \overrightarrow{O_e O_c} + \overrightarrow{O_c I}$$

✓ Après projection sur les axes x et y :

$$\begin{cases} X_I = -\rho_\beta \cdot \sin \beta = -\frac{(R_e + r_i)^2 - e^2}{2 \cdot (R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha)} \cdot \sin \alpha - d_i \cdot \frac{-(R_e + r_i) \cdot \sin \alpha}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}} \\ Y_I = \rho_\beta \cdot \cos \beta = \frac{(R_e + r_i)^2 - e^2}{2 \cdot (R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha)} \cdot \cos \alpha - d_i \cdot \frac{(R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + e}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}} \end{cases}$$

Pour  $X_I$  et  $Y_I$  donnés, il suffit de trouver  $\alpha$  et  $d_i$ .

Résolution :

$$\begin{cases} X_I + \frac{(R_e + r_i)^2 - e^2}{2 \cdot (R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha)} \cdot \sin \alpha = -d_i \cdot \frac{-(R_e + r_i) \cdot \sin \alpha}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}} \\ Y_I - \frac{(R_e + r_i)^2 - e^2}{2 \cdot (R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha)} \cdot \cos \alpha = -d_i \cdot \frac{(R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + e}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}} \end{cases}$$

$$\Rightarrow \frac{X_I + \frac{(R_e + r_i)^2 - e^2}{2 \cdot (R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha)} \cdot \sin \alpha}{Y_I - \frac{(R_e + r_i)^2 - e^2}{2 \cdot (R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha)} \cdot \cos \alpha} = \frac{-(R_e + r_i) \cdot \sin \alpha}{(R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + e}$$

✓ La formule est analogue à celle qui concerne le cylindre extérieur. Il vient :

$$\Rightarrow 2 \cdot (R_e + r_i + e \cdot \cos \alpha) \cdot [(X_I \cdot \cos \alpha + Y_I \cdot \sin \alpha)(R_e + r_i) + e \cdot X_I] + e \cdot [(R_e + r_i)^2 - e^2] \sin \alpha = 0$$

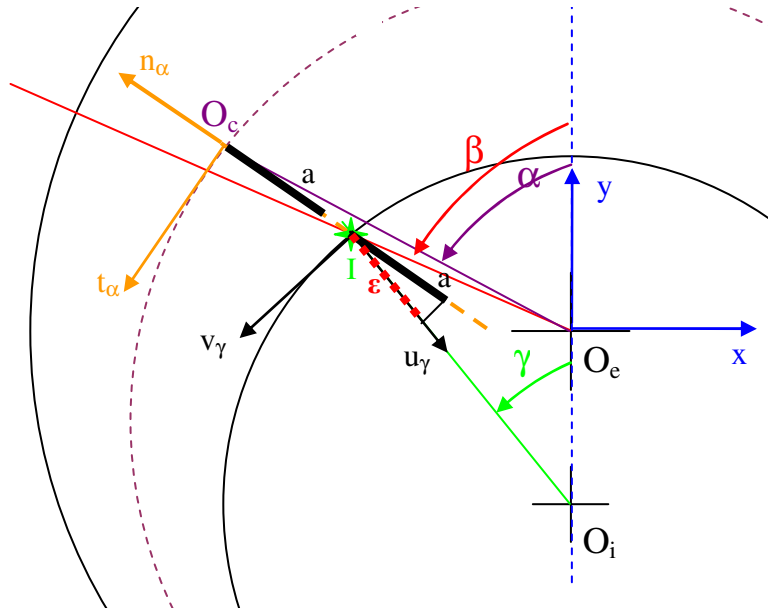
Recherche de l'effet de l'ouverture de la ligne moyenne sur le point I :

Il s'agit de transposer l'ouverture de la ligne moyenne sur le point I du cercle intérieur. La démarche est la même que pour le cercle extérieur : l'ouverture de la ligne moyenne est modélisée par la fonction « 1-cos ». Cela se traduit par la valeur de déplacement  $\mathbf{a}$  du point  $O_c$  de la ligne moyenne, suivant la normale  $\vec{n}_\alpha$ . Ce déplacement est donné par la formule suivante:

$$\mathbf{a} = A \cdot (1 - \cos \frac{\alpha}{2})$$

Ce déplacement  $\mathbf{a}$  est transposable au point I suivant la normale  $\vec{n}_\alpha$ . La projection orthogonale de  $\mathbf{a}$  sur  $\vec{u}_\gamma$ , la normale théorique au point I, donne  $\varepsilon$ . L'écriture de toutes les

valeurs du vecteur  $\vec{\varepsilon}$  nous donne la signature de l'ouverture de la ligne moyenne sur les points du cercle intérieur. C'est ce vecteur que l'on cherche dans le cadre de l'optimisation des écarts de mesure par la méthode de la base orthonormale.



En considérant que la pièce à mesurer admet une facette plane orthogonale à la normale de mesure au voisinage du point mesuré, l'effet de l'ouverture de la ligne moyenne sur le point I s'écrit :

$$\varepsilon = a \cdot \cos(\vec{n}_\alpha, \vec{u}_\gamma)$$

avec

a l'amplitude de l'ouverture au point  $O_c$

$$\vec{n}_\alpha = \frac{-(R_e + r_i) \cdot \sin \alpha}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}} \cdot \vec{x} + \frac{(R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + e}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}} \cdot \vec{y}$$

$$\vec{u}_\gamma = \sin \gamma \cdot \vec{x} - \cos \gamma \cdot \vec{y}$$

avec

$$\forall \beta \geq 0 ; \quad \gamma = \arccos \left[ \frac{r_i^2 + e^2 - \rho_i^2}{2 \cdot r_i \cdot e} \right]$$

$$\forall \beta \leq 0 ; \quad \gamma = -\arccos \left[ \frac{r_i^2 + e^2 - \rho_i^2}{2 \cdot r_i \cdot e} \right]$$

$$\rho_i = -e \cdot \cos \beta + \sqrt{(e \cdot \cos \beta)^2 - (e^2 - r_i^2)}$$

✓ Le produit scalaire  $\vec{n}_\alpha \cdot \vec{u}_\gamma$ , avec les vecteurs unitaires donne :

$$\vec{n}_\alpha \cdot \vec{u}_\gamma = |\vec{n}_\alpha| \cdot |\vec{u}_\gamma| \cdot \cos(\vec{n}_\alpha, \vec{u}_\gamma) = \cos(\vec{n}_\alpha, \vec{u}_\gamma)$$

$$\vec{n}_\alpha \cdot \vec{u}_\gamma = \frac{-(R_e + r_i) \cdot \sin \alpha \cdot \sin \gamma}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}} + \frac{-[(R_e + r_i) \cdot \cos \alpha + e] \cdot \cos \gamma}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}}$$

$$\vec{n}_\alpha \cdot \vec{u}_\gamma = \frac{-(R_e + r_i) [\sin \alpha \cdot \sin \gamma + \cos \alpha \cdot \cos \gamma] - e \cdot \cos \gamma}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}}$$

$$\vec{n}_\alpha \cdot \vec{u}_\gamma = \frac{-(R_e + r_i) \cdot \cos (\alpha - \gamma) - e \cdot \cos \gamma}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}}$$

✓ d'où :

$$\varepsilon = a \cdot \frac{-(R_e + r_i) \cdot \cos (\alpha - \gamma) - e \cdot \cos \gamma}{\sqrt{(R_e + r_i)^2 + 2 \cdot (R_e + r_i) \cdot e \cdot \cos \alpha + e^2}}$$





# DEVELOPPEMENT D'UNE METHODE POUR QUALIFIER LA DEFORMATION D'UN PRODUIT ISSU D'UN TRAITEMENT THERMIQUE. APPROCHES EXPERIMENTALE ET NUMERIQUE

**RESUME:** La déformation en traitement thermique est associée à des mécanismes complexes du fait de l'interaction d'un grand nombre de paramètres technologiques et physiques. Dans ce contexte, la méthode développée dans ces travaux de thèse définit un cadre générique pour étudier l'influence de ces paramètres sur la déformation d'un produit. Cette méthode comporte trois facettes d'intérêt. La première est la qualification de la déformation au moyen de signatures géométriques 3D significatives, choisies pour leur réalité physique : les phénomènes de déformations. Ceux-ci sont ensuite quantifiés et leur pertinence est évaluée par un indicateur de niveau de confiance. La deuxième facette de la méthode est la possibilité de confronter directement les résultats expérimentaux et ceux issus de la simulation numérique. La prédiction de la déformation est ainsi vérifiée en comparant les amplitudes des signatures géométriques. La troisième et dernière facette est la compréhension des mécanismes de la déformation. Elle s'effectue par le suivi des amplitudes des phénomènes de déformations en fonction des effets thermiques, métallurgiques et mécaniques survenant lors du traitement thermique.

Appliquée à l'éprouvette croissant, la méthode a permis d'illustrer l'influence de deux paramètres sur la déformation : la nuance d'acier et le milieu de trempe. Pour cela, les phénomènes de déformations ont été séparés en deux catégories : la première correspond à la variation homogène des dimensions dues aux effets thermomécaniques, la seconde, à la partie hétérogène due aux effets métallurgiques et mécaniques. L'application de la méthode à un cas issu de la simulation numérique 3D a révélé la prédiction satisfaisante des signatures géométriques, y compris celles locales. Les investigations numériques ont permis d'appréhender les mécanismes de la déformation du croissant et de mettre en évidence la forte sensibilité de certains phénomènes de déformations face à la variation des paramètres expérimentaux, utilisés comme données initiales dans les simulations.

**Mots-clés:** *déformation, traitement thermique, processus de fabrication, analyse vectorielle, MMT, simulation numérique*

---

## DEVELOPMENT OF A METHOD TO QUALIFY DISTORTIONS OF HEAT TREATED PRODUCTS. EXPERIMENTAL AND NUMERICAL APPROACHES

**ABSTRACT:** Nowadays, heat treatment distortion is still difficult to control because of the lack in the corresponding mechanisms comprehension. Indeed, many technological and physical parameters are involved in the distortion formation and evolution, their coupled effects influencing the final results in a complex manner. In this context, the developed method defines a background suitable to study the influences of all parameters on a part distortion. This method is threefold. One point refers to the distortion significant components identification related to specific 3D part geometry: "distortion phenomena". They are quantified and their accuracy is evaluated using reliability indicators. The second point concerns the comparison of the experimental results with the numerical simulation ones. The numerical simulation prediction of the distortion is investigated by comparing the magnitudes of the distortion significant components. The third point is focused on the distortion mechanisms comprehension. The thermal, metallurgical and mechanical effects on each "distortion phenomenon" magnitude are examined in order to dissociate their influences on the final distortion results.

Applied to the C-ring specimen, the developed method allows us to analyze the influence of two parameters on distortion: steel grade and quenching media. Two categories of "distortion phenomena" were detached: homogeneous dimensional variation due to the thermomechanical effects and heterogeneous dimensional variation due to the metallurgical and mechanical effects. Furthermore, the method was adapted to the analysis of numerical simulation results. Thus, distortion numerical simulation results were compared to the experimental ones. A good prediction is obtained for the distortion significant components, even for the local ones. Investigating the numerical simulation results allowed us to understand the distortion mechanisms and to highlight the strong sensibility of some "distortion phenomena" to the experimental parameters variation, used as initial data for simulation.

**Keywords:** *Distortion, heat treatment, manufacturing process, vectorial analysis, CMM, numerical simulation.*