



HAL
open science

Identification et modélisation des phénomènes thermomécaniques mis en jeu lors du perçage à sec de l'Inconel 718

Kévin Chenegrin

► **To cite this version:**

Kévin Chenegrin. Identification et modélisation des phénomènes thermomécaniques mis en jeu lors du perçage à sec de l'Inconel 718. Autre. Université de Lyon, 2021. Français. NNT : 2021LYSEE002 . tel-03286944

HAL Id: tel-03286944

<https://theses.hal.science/tel-03286944>

Submitted on 15 Jul 2021

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

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



ÉCOLE
CENTRALE LYON

N° d'ordre NNT : 2021LYSEE002

THÈSE DE DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE LYON
opérée au sein de l'École Centrale de Lyon

École Doctorale N° 488
Sciences Ingénierie Santé

Spécialité de doctorat :
Mécanique et Ingénierie

soutenue publiquement le 07/04/2021, par :

Kévin CHENEGRIN

**Identification et modélisation des
phénomènes thermomécaniques mis en jeu
lors du perçage à sec de l'Inconel 718**

Devant le jury composé de :

M. Jean-Baptiste LEBLOND	Professeur	Sorbonne Universités	Président
Mme Mirentxu DUBAR	Professeur	UPHF Valenciennes	Rapporteuse
M. Habibou MAITOURNAM	Professeur	ENSTA ParisTech	Rapporteur
M. Cédric POUVREAU	Mcf	Université Bretagne Sud	Examinateur
M. Mathieu GIRINON	Docteur	CETIM	Examinateur
M. Habib KARAOUNI	Docteur	Safran Tech	Examinateur
M. Éric FEULVARCH	Professeur	École Centrale de Lyon	Directeur de thèse
M. Jean-Michel BERGHEAU	Professeur	École Centrale de Lyon	Co-directeur de thèse
M. François PICHOT	Docteur	Safran Additive Manuf.	Invité
M. Vincent ROBIN	Docteur	Électricité de France	Invité

Remerciements

La rédaction de cette thèse de doctorat représente l'aboutissement d'un travail de recherche conséquent, qui ne peut être que le fruit d'un travail collectif. Pour cette raison, je souhaiterais adresser mes remerciements à toutes les personnes ayant contribué, à leur échelle, à l'accomplissement de ces travaux de recherche.

J'adresse mes premiers remerciements aux membres du jury pour avoir accepté d'évaluer ces travaux de thèse :

- à Jean-Baptiste LEBLOND, membre de l'Académie des sciences, pour m'avoir fait l'immense honneur de présider ce jury;
- à Mirentxu DUBAR et Habibou MAITOURNAM, pour avoir accepté de rapporter ce manuscrit de thèse. Je vous remercie pour votre travail méticuleux et pour les échanges constructifs que nous avons eus durant la soutenance;
- à Cédric POUVREAU, pour avoir accepté d'examiner ces travaux de recherche. Je souhaite également te remercier pour l'excellente collaboration que nous avons eue dans le cadre de cette thèse;
- à Mathieu GIRINON et Habib KARAOUNI, pour avoir pris part à ce jury. Je vous remercie pour votre suivi et pour les échanges que nous avons pu avoir ensemble, aussi bien durant mon stage de Master que durant ces trois années de thèse;
- à François PICHOT et Vincent ROBIN, pour avoir accepté de participer à ce jury. Je vous remercie pour vos interventions et pour l'intérêt que vous portez à ces travaux.

Je tiens à remercier chaleureusement les équipes du LTDS et tout particulièrement :

- Éric FEULVARCH, pour avoir assuré avec une très grande rigueur la direction de cette thèse. Je te remercie de m'avoir toujours accordé ta confiance dans la conduite de ces travaux, et ce, dès mon stage de Master. Grâce à cette confiance, j'ai pu acquérir une expérience d'enseignement et voyager de l'autre côté de l'Atlantique pour participer à un congrès international. Merci de m'avoir inculqué avec passion les fondamentaux de la thermomécanique des procédés, avec ses nombreuses subtilités, mais également ta sérénité et ton sens de la conciliation qui, j'en suis sûr, me serviront à l'avenir. Par ces quelques lignes, je tenais simplement à te témoigner ma profonde gratitude;

- Jean-Michel BERGHEAU, pour ses précieux conseils, ses remarques toujours pertinentes et sa gentillesse. Merci pour l'ensemble des discussions scientifiques que nous avons pu avoir autour de ce très vaste domaine de la mécanique des matériaux;
- Jean-Christophe ROUX, pour la mise en application de l'ANOVA dans ces travaux. Je te remercie pour ton sens de la pédagogie qui m'a grandement aidé à comprendre les concepts, parfois tordus, de la statistique. J'ai également une pensée pour les différents congrès auxquels nous avons participé, j'en garderai de très bons souvenirs;
- Clémentine DIDIER, pour son aide lors de la mise en place des analyses par tomographie RX. Je souhaite également te remercier pour les attentions que tu as eues à mon égard, ainsi que pour ton soutien;
- Bastien AGARD et François JOSSE, pour m'avoir accompagné tout au long de ce parcours doctoral. J'ai eu la chance d'évoluer à vos côtés dans un environnement chaleureux, et d'avoir toujours pu compter sur votre soutien sans faille. Je vous remercie également pour votre cadeau de thèse qui, je l'espère, me portera chance;
- Maxime DUMAS, pour toutes les discussions scientifiques, mais aussi personnelles que nous avons eues durant la thèse. Je garderai un excellent souvenir de notre séjour post-congrès en Amérique du Nord.

De manière plus générale, mes remerciements vont à l'ensemble des doctorants, post-docs et docteurs que j'ai côtoyés durant ces trois années de thèse, et en particulier Rémi BERTRAND, Yabo JIA, Yassine SAADLAOUI, Chaouki TAHRI et Loïc VILLIÉ. Un grand merci à Landry GIRAUD pour son aide salvatrice sur LaTeX aux prémices de la rédaction de ce manuscrit. J'en profite pour adresser un dernier mot de remerciement à Isabelle PLETTO, pour son côté maternel et sa bonne humeur communicative.

J'adresse également mes sincères remerciements au consortium d'industriels à l'origine de ces travaux de thèse :

- au groupe SAFRAN, et plus particulièrement au centre de R&T SAFRAN Tech, pour leur soutien matériel et financier qui m'a permis de réaliser ces travaux de thèse dans les meilleures conditions;
- au Centre Technique des Industries Mécaniques (CETIM), pour leur accompagnement financier et technique durant la thèse.

Je profite de cette occasion pour remercier l'ensemble de mes collègues du pôle Matériaux & Procédés de SAFRAN Tech, pour leur accueil toujours convivial. Je tiens spécialement à remercier Théo DORLIN pour son suivi sérieux et sa disponibilité durant ces deux dernières années de thèse. J'ai également une pensée pour François PICHOT. Je te remercie pour les discussions que nous avons eues concernant les métiers en lien avec la simulation des procédés, ainsi que pour ta confiance.

De même, j'adresse mes remerciements aux équipes universitaires ayant contribué à ces travaux de recherche :

- à l'équipe du site lorientais de l'IRDL, et plus particulièrement à William BERCKMANS, Édouard GESLAIN et Anthony JEGAT, pour leur travail remarquable lors de la campagne expérimentale de perçage. Un immense merci à vous pour ces résultats expérimentaux de grande qualité, qui auront contribué à une meilleure compréhension des phénomènes thermomécaniques en perçage à sec;
- à Denis BOUSCAUD, pour la mise en place et la réalisation des analyses de contraintes résiduelles par DRX. J'ai beaucoup apprécié les discussions que nous avons eues autour de ce sujet, que je maîtrise davantage à présent. Je souhaite également te remercier pour ton travail de relecture concernant la première partie du quatrième chapitre.

Enfin, je souhaite adresser mes derniers remerciements à mes proches :

- à tous mes amis rencontrés sur les bancs de l'école d'ingénieurs. Nous avons chacun emprunté des chemins différents, qui nous ont parfois conduits aux quatre coins de la France, mais le plaisir de se retrouver ensemble est toujours intact;
- à mes amis de longue date, Aurélien, Damien et Jérémie. Comment ne pas avoir un mot pour vous tant vous avez fait partie de ma vie depuis le lycée. Je vous remercie pour votre soutien sans faille sur lequel j'ai pu compter durant ces longues années d'études. J'ai beaucoup de chance d'être entouré de personnes comme vous;
- à Maëlle, pour son soutien et sa patience durant ces années de thèse. Un immense merci pour tous tes conseils graphiques, et en particulier pour ton travail d'illustration sur certaines figures;
- à ma famille, et tout particulièrement à mes parents, pour leur soutien inconditionnel, leur confiance totale et leurs encouragements qui ont grandement contribué à l'aboutissement de ces années d'études.

Sommaire

Introduction générale	1
1 Étude bibliographique et généralités	7
2 Stratégie numérique pour la simulation thermomécanique du perçage	39
3 Analyse des transferts de chaleur en perçage à sec de l'Inconel 718	61
4 Modélisation des conséquences mécaniques induites	93
Conclusion générale et perspectives	113
Bibliographie	117
A Annexes du Chapitre 2	I
B Annexes du Chapitre 3	V

Table des matières

Introduction générale	1
1 Étude bibliographique et généralités	7
1.1 La simulation numérique du procédé d'usinage	8
1.1.1 Les principaux formalismes	8
1.1.2 Les schémas d'intégration temporelle	17
1.1.3 Le traitement numérique de l'incompressibilité plastique	18
1.1.4 Synthèse	19
1.2 Le perçage et sa modélisation numérique	20
1.2.1 L'opération de perçage	20
1.2.2 La simulation numérique du perçage	23
1.2.3 Synthèse	29
1.3 Comportement de l'alliage Inconel 718	30
1.3.1 Propriétés physiques et usinabilité	30
1.3.2 Modélisation du comportement de l'Inconel 718 en usinage	33
1.3.3 Synthèse	37
2 Stratégie numérique pour la simulation thermomécanique du perçage	39
2.1 Introduction	40
2.2 Conception de la zone de coupe	40
2.2.1 Modélisation analytique des mécanismes de coupe	40
2.2.2 Stratégie de construction	43
2.3 Modélisation physique de l'opération de perçage	45
2.3.1 Modélisation de l'écoulement de matière	45
2.3.2 Calibration du modèle de Norton-Hoff	47
2.3.3 Transferts thermiques au sein du modèle	50
2.4 Stratégie numérique Rigid-ALE	53
2.4.1 Maillage de l'outil coupant	53

2.4.2	Stratégie de modélisation	54
2.4.3	Discrétisation du problème à résoudre	58
2.5	Conclusion	60
3	Analyse des transferts de chaleur en perçage à sec de l’Inconel 718	61
3.1	Introduction	62
3.2	Identification des phénomènes thermiques en perçage à sec	62
3.2.1	Conditions expérimentales de l’étude	62
3.2.2	Positionnement des thermocouples à l’aide de la tomographie RX	64
3.2.3	Résultats expérimentaux et analyses des phénomènes thermiques	69
3.3	Calibration du modèle pour la phase de perçage	73
3.3.1	Plan d’expérience numérique et application de l’ANOVA	73
3.3.2	Estimation des grandeurs α_{dissip} , h_{int} et θ_{int}	78
3.3.3	Simulation des phases 1 et 2	81
3.4	Simulation complète de l’opération de perçage	84
3.4.1	Étude des transferts de chaleur en fin de perçage	84
3.4.2	Modélisation de l’échauffement en phase 3	86
3.5	Conclusion	90
4	Modélisation des conséquences mécaniques induites	93
4.1	Introduction	94
4.2	Analyses expérimentales des conséquences mécaniques induites	94
4.2.1	Découpe des éprouvettes cylindriques percées	94
4.2.2	Analyses des contraintes résiduelles par diffraction des rayons X	95
4.2.3	Résultats des analyses de contraintes	98
4.3	Simulation numérique des contraintes résiduelles	101
4.3.1	Calcul 3D	101
4.3.2	Calcul 2D axisymétrique	106
4.3.3	Confrontation des résultats expérimentaux et numériques	108
4.4	Conclusion	110
	Conclusion générale et perspectives	113
	Bibliographie	117
A	Annexes du Chapitre 2	I
B	Annexes du Chapitre 3	V

Liste des figures

1.1	Description Lagrangienne du maillage à deux instants successifs.	9
1.2	Simulation numérique 2D de la coupe orthogonale par une approche Lagrangienne : (a) modèle géométrique et maillage; (b) prédiction du copeau comparée à l'expérimental [10].	10
1.3	Simulation numérique 2D des contraintes résiduelles par une approche Lagrangienne : (a) distribution des contraintes résiduelles dans la pièce; (b) comparaison des profils de contraintes résiduelles en profondeur pour différentes acuités d'arête [15].	11
1.4	Description Eulérienne du maillage à deux instants successifs.	12
1.5	Simulation numérique 2D de la coupe orthogonale par une approche Eulérienne : (a) conditions aux limites du modèle; (b) répartition du taux de déformation dans le copeau [32].	12
1.6	Description ALE du maillage à deux instants successifs.	13
1.7	Simulation numérique 2D de la coupe orthogonale par une approche ALE : (a) modèle numérique ALE; (b) champ de température simulé dans le copeau et dans l'outil [37].	14
1.8	Simulation numérique 3D du tournage de l'Inconel 718 par une approche ALE : (a) modèle numérique et maillage; (b) distribution de la déformation plastique équivalente [35].	15
1.9	Conditions initiales et maillage d'un modèle numérique CEL en 3D [47].	16
1.10	Simulation numérique 2D de la coupe orthogonale par une approche CEL : (a) distribution de la déformation plastique équivalente; (b) distribution des températures [49].	16
1.11	Simulation numérique 2D du processus de coupe par l'intermédiaire de : (a) l'approche VOS [50]; (b) la méthode MMEM [52].	17
1.12	Illustration de la géométrie globale d'un foret hélicoïdal [62].	20
1.13	Cinématique d'un foret durant la phase de perçage.	21

1.14	Distribution de la vitesse de coupe le long des deux arêtes principales du foret en vue de dessous.	22
1.15	Distribution des températures sur le foret au cours d'un perçage à sec [64].	24
1.16	Champ de température simulé à différentes profondeurs de perçage [68].	25
1.17	Simulation numérique 3D d'une opération de perçage sous ABAQUS®/Explicit : (a) modèle géométrique; (b) formation des copeaux après 30 millisecondes de perçage [71].	26
1.18	Simulation numérique 3D d'une opération de perçage à sec sous DEFORM®- 3D [1].	26
1.19	Proportion finale de martensite sur la surface du trou [75].	27
1.20	Évolution du champ de température (°C) au cours d'une opération de perçage à sec sous SYSWELD® [77].	28
1.21	Distribution des températures dans la pièce et sur le foret lors du perçage à sec de l'Inconel 718 : (a) foret avec un revêtement classique; (b) foret micro- texturé [81].	29
1.22	Structure cristalline cubique à faces centrées de la matrice austénitique γ	31
1.23	Traitement thermique TR de l'Inconel 718.	32
1.24	Courbes contrainte-déformation issues d'essais SHPB pour différents taux de déformation à une température de : (a) 20°C et (b) 500°C [91].	34
1.25	Champ de température (°C) simulé au cours du soudage FSW d'un alliage d'aluminium [100].	36
2.1	Coupe d'un matériau métallique dans un plan normal à l'arête de coupe.	41
2.2	Stratégie de construction de la ZCP dans le cas d'un foret à deux arêtes de coupe : (a) vue de dessous et (b) vue de face du foret.	44
2.3	Exemple de construction du maillage pour un foret en carbure monobloc SECO de référence SD203A 8.5-27-10R1-M : (a) arêtes de coupe; (b) maillage créé.	45
2.4	Taux de déformation (s^{-1}) mis en jeu dans les procédés de fabrication [112].	47
2.5	Évolution de la consistance $K_{(T)}$ calibrée pour l'Inconel 718 en fonction de la température.	48
2.6	Évolutions de la contrainte équivalente du modèle de Johnson-Cook en fonc- tion du taux de déformation, pour des températures comprises entre 20 et 800°C.	49
2.7	Évolutions de la contrainte équivalente du modèle de Norton-Hoff calibrée à partir du modèle de Johnson-Cook.	49
2.8	Schématisation des transferts de chaleur dans la matière usinée.	52

2.9	Conditions aux limites du modèle de perçage.	52
2.10	Démarche de numérisation et modélisation du foret SECO : (a) foret réel; (b) foret numérisé par ALICONA; (c) foret maillé.	54
2.11	Ensemble des éléments constituant le modèle de perçage.	55
2.12	Positionnement des éléments de perçage à différents instants du calcul : (a) début, (b) milieu et (c) fin de l'opération de perçage.	55
2.13	Maillages de Ω_2 , Ω_3 et Ω_4	56
2.14	Vitesse matérielle \mathbf{v} imposée aux nœuds jaunes situés à l'interface entre Ω_3 et Ω_4	56
2.15	Schématisation de la vitesse du maillage $\mathbf{v}_{maillage}$ (en noir) et des vitesses de convection \mathbf{v}_{cv} (en blanc) imposées aux différents éléments.	57
2.16	Tétraèdre P1 + /P1/P1 utilisé pour traiter le verrouillage volumique.	59
2.17	Graphe biparti de la connectivité entre les nœuds des surfaces en contact [120].	59
3.1	Géométrie et dimensions des pièces percées.	62
3.2	Traitement thermique de détensionnement réalisé en amont des essais de perçage.	63
3.3	Photo prise lors d'un essai de perçage à sec non instrumenté.	64
3.4	Vue en coupe simplifiée du positionnement d'un thermocouple : (a) avant et (b) après soudage.	65
3.5	Vue en perspective de la pièce instrumentée en thermocouples.	65
3.6	Positionnement radial des thermocouples par rapport à la surface du trou percé : (a) vue de dessus; (b) vue de dessous.	66
3.7	Positionnement des thermocouples à l'intérieur de la pièce : (a) coupe A-A; (b) coupe B-B.	66
3.8	Comparaison entre : (a) les positions théoriques de chaque thermocouple et (b) les positions mesurées par tomographie RX en vue de dessus.	67
3.9	Comparaison entre : (a) les positions théoriques de chaque thermocouple et (b) les positions mesurées par tomographie RX en vue de dessous.	67
3.10	Comparaison entre : (a) les positions théoriques de chaque thermocouple et (b) les positions mesurées par tomographie RX, selon le plan de coupe A-A de la Figure 3.6	68
3.11	Comparaison entre : (a) les positions théoriques de chaque thermocouple et (b) les positions mesurées par tomographie RX, selon le plan de coupe B-B de la Figure 3.6	68

3.12	Photos issues de la caméra infrarouge : (a) échauffement de la surface du trou pendant la phase de perçage; (b) copeaux observés après la remontée du foret.	69
3.13	Moyenne arithmétique des cinétiques thermiques mesurées pour les 3 essais de perçage à sec instrumentés (SF : Sortie de la pointe du Foret - RF : Remontée du Foret).	70
3.14	Schématisation de la chaleur reçue par l'Inconel 718 au cours de l'opération de perçage à sec.	71
3.15	Décomposition de l'histoire thermique vécue par l'Inconel 718 au niveau de la surface du trou percé.	72
3.16	Moyenne arithmétique des cinétiques thermiques mesurées pendant les phases 1 et 2 de l'opération de perçage.	73
3.17	Étude numérique de l'influence des paramètres α_{dissip} , h_{int} et θ_{int} sur la température T_{max} TC1.	79
3.18	Étude numérique de l'influence des paramètres h_{int} et θ_{int} sur les températures T_{palier} TC1 et T_{palier} TC3, à l'instant $t = 10$ s.	80
3.19	Comparaison des cinétiques thermiques expérimentales et numériques pour les phases 1 et 2 ($\alpha_{dissip} = 0.33 - h_{int} = 1000 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1} - \theta_{int} = 250\text{°C}$).	81
3.20	Champ de température (°C) simulé pour les phases 1 et 2 à l'instant $t = 6.7$ s.	83
3.21	Comparaison des cinétiques thermiques simulées pour différentes conditions de contact entre le foret et les copeaux : contact thermique parfait versus aucun échange de chaleur.	83
3.22	Schématisation du phénomène de suréchauffement à l'approche de la face de sortie du foret dans la pièce : (a) échauffement en phases 1 et 2; (b) suréchauffement en phase 3.	84
3.23	Évolution de la température moyenne $\bar{\theta}(t)$ dans le volume des copeaux.	85
3.24	Évolution de la dérivée $\frac{\partial \bar{\theta}}{\partial t}$ dans le volume des copeaux.	85
3.25	Comparaison des cinétiques thermiques expérimentales (essai n°1) et numériques en tenant compte de l'échauffement en phase 3.	87
3.26	Évolution du champ de température (°C) au cours du perçage à sec de l'Inconel 718.	88
3.27	Évolution du champ de température (°C) au cours du perçage à sec dans les éléments Ω_3 et Ω_4 (cf. sous-section 2.4.2).	89
3.28	Champ de température (°C) au cours d'une opération de chariotage à sec selon deux angles de vue.	91
4.1	Découpe des éprouvettes cylindriques percées : (a) Zones de découpe; (b) Échantillon utilisé pour l'analyse des contraintes résiduelles.	95

4.2	Schéma de diffraction des rayons X.	96
4.3	Position des trois points d'analyse dans un quart de pièce.	96
4.4	Illustration de la procédure d'analyse des contraintes résiduelles par DRX pour le point d'analyse n°2.	97
4.5	Contraintes résiduelles axiales obtenues expérimentalement.	99
4.6	Contraintes résiduelles circonférentielles obtenues expérimentalement. . .	100
4.7	Champ de déplacement (mm) selon l'axe horizontal y à l'instant $t = 8$ s. . .	101
4.8	Évolution du diamètre moyen après perçage en fonction de la profondeur percée.	102
4.9	Maillage 3D de la pièce utilisé pour le calcul des contraintes résiduelles. . .	103
4.10	Champ de température (°C) projeté sur le maillage Lagrangien à l'instant $t = 6.7$ s.	104
4.11	Évolution de la contrainte résiduelle de von Mises (MPa) dans la pièce. . . .	105
4.12	Évolution de la valeur maximale du ratio σ_{eq}/σ_y pendant la simulation 3D.	106
4.13	Évolution de la valeur maximale du ratio σ_{eq}/σ_y pendant la simulation 2D.	107
4.14	Évolution de la contrainte résiduelle de von Mises (MPa) à mi-hauteur du trou.	107
4.15	Comparaison des contraintes résiduelles circonférentielles expérimentales et numériques (modèle 2D axisymétrique et modèle 3D).	109
4.16	Photo du disque de soufflante en TA6V à l'origine de l'accident aérien survenu à Pensacola (Floride, USA), le 6 juillet 1996 [66].	110
4.17	Évolution de la valeur maximale du ratio σ_{eq}/σ_y pendant la simulation 2D.	111
A.1	Évolution de la capacité thermique volumique de l'Inconel 718 en fonction de la température.	II
A.2	Évolution de la conductivité thermique de l'Inconel 718 en fonction de la température.	II
A.3	Évolution du module de Young de l'Inconel 718 en fonction de la température.	III
A.4	Courbes d'écrouissage monotone de l'Inconel 718 en fonction de la température.	III
B.1	Cinétiques thermiques mesurées pour les trois essais de perçage à sec instrumentés.	VI

Liste des tableaux

1.1	Composition chimique de l’Inconel 718 (% massique).	30
1.2	Propriétés physiques de l’Inconel 718 à 20°C.	32
2.1	Données d’entrée pour le calcul de t_1 et ϕ	43
2.2	Valeurs numériques de t_1 et ϕ dans le plan tangent à la surface cylindrique du trou.	43
2.3	Paramètres du modèle de Johnson-Cook pour l’alliage Inconel 718 [92].	48
2.4	Vitesses, formulation et type de calcul de chaque élément du maillage.	57
2.5	Nombre d’éléments et de nœuds compris dans chaque zone du modèle.	58
3.1	Conditions de perçage de l’étude.	63
3.2	Plan d’expérience numérique mis en œuvre pour la calibration des phases 1 et 2.	74
3.3	Résultats des tests de Shapiro-Wilk pour les 4 variables d’intérêt.	76
3.4	Résultats du test ANOVA pour les 4 variables d’intérêt.	77
4.1	Caractéristiques des trois points d’analyse.	96
B.1	Températures obtenues en appliquant le plan d’expérience numérique.	VII

Liste des symboles

- A Limite d'élasticité (modèle de Johnson-Cook) [MPa]. 33, 48
- A_1 Première constante du modèle de Zvorykin. 42, 43
- A_2 Seconde constante du modèle de Zvorykin. 42
- α Coefficient de dilatation thermique [$^{\circ}\text{C}^{-1}$]. 32
- α Risque de première espèce. 75, 76, 78
- α_{dissip} Coefficient de Taylor-Quinney. 50, 51, 73, 74, 76, 77, 78, 81, 115, VII
- B Module d'écroutissage [MPa]. 33, 48
- β Angle de friction [$^{\circ}$]. 42, 43
- C Sensibilité au taux de déformation (modèle de Johnson-Cook). 33, 35, 48
- C_p Chaleur spécifique [$\text{J.kg}^{-1}.\text{C}^{-1}$]. 32, 50
- d_{hkl} Distance interréticulaire [Å]. 95
- D Taux de déformation plastique uniaxial [s^{-1}]. 46
- \mathbf{D} Tenseur des taux de déformation [s^{-1}]. 18, 45, 46, 50
- \mathbf{D}^e Tenseur des taux de déformation élastique [s^{-1}]. 18
- \mathbf{D}^p Tenseur des taux de déformation plastique [s^{-1}]. 18, 46
- \mathbf{D}^{th} Tenseur des taux de déformation thermique [s^{-1}]. 18
- E Module de Young [GPa]. 32
- $\bar{\epsilon}^p$ Déformation plastique équivalente. 33
- $\dot{\bar{\epsilon}}^p$ Taux de déformation plastique équivalent [s^{-1}]. 33, 35, 46
- $\dot{\epsilon}_0$ Taux de déformation de référence [s^{-1}]. 33, 48
- f Avance par tour [mm.tr^{-1}]. 42, 54, 57, 58
- F Statistique calculée au moyen de la loi de Fisher-Snedecor. 75, 76, 77
- f_z Avance par tour et par dent [$\text{mm.tr}^{-1}.\text{dent}^{-1}$]. 42, 43, 54

γ Angle de coupe [°]. 42, 43, 44

h_{ext} Coefficient d'échange thermique avec l'air ambiant [$\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{C}^{-1}$]. 51

h_{int} Coefficient d'échange thermique avec le milieu confiné [$\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{C}^{-1}$]. 53, 62, 73, 74, 76, 77, 78, 80, 81, 86, 87, 90, 114, 115, VII

I Tenseur identité. 45

κ_r Angle de direction d'arête [°]. 42, 43

$K_{(T)}$ Consistance du matériau [$\text{MPa}\cdot\text{s}^m$]. 35, 46, 47, 48, 50

λ Conductivité thermique [$\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{C}^{-1}$]. 32, 50

λ Longueur d'onde de la source RX [nm]. 95, 98

m Exposant d'adoucissement thermique. 33, 48

$m_{(T)}$ Sensibilité de la contrainte au taux de déformation. 35, 46, 47, 48, 50

μ Viscosité dynamique [$\text{MPa}\cdot\text{s}$]. 45, 46, 48

$\bar{\mu}$ Coefficient de frottement apparent. 43

n Exposant d'écrouissage. 33, 48

n Taille d'échantillon. 75, 76

ω Vecteur taux de rotation instantané [$\text{rad}\cdot\text{s}^{-1}$]. 57

p Pression hydrostatique [MPa]. 45

Δt Pas de temps [s]. 18, 54, 57, 58, 86, 101, 102, 106

ϕ Angle de cisaillement primaire [°]. 41, 42, 43, 44

q Densité surfacique de flux de chaleur [$\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$]. 51, 53, 86, 87

Q Terme source de l'équation de la chaleur [$\text{W}\cdot\text{m}^{-3}$]. 50

r Vecteur position [mm]. 57

R Rayon du foret [mm]. 43

ρ Masse volumique [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$]. 32, 50

R_m Résistance à la traction [MPa]. 32

$R_{p0.2}$ Limite conventionnelle d'élasticité à 0.2% de déformation [MPa]. 32

S Déviateur du tenseur des contraintes de Cauchy [MPa]. 45, 46, 50

σ Tenseur des contraintes de Cauchy [MPa]. 45

σ_{eq} Contrainte équivalente de von Mises [MPa]. 33, 35, 46, 104, 105, 106, 111

σ_y Limite d'élasticité [MPa]. 105, 106, 111

- t Temps [s]. xv, 50, 58, 71, 75, 80, 81, 84, 86, 87, 101, 102, 104, 105
- T Température instantanée [°C]. 33, 35
- T^* Température homologue [°C]. 33
- T_0 Température de référence [°C]. 33, 48
- t_1 Épaisseur du copeau non déformé [mm]. 42, 43
- T_f Température de fusion [°C]. 33, 48
- θ Température instantanée [°C]. 50, 51, 53, 58, 86
- θ Angle entre le rayon incident et le plan atomique [°]. 95, 98
- $\bar{\theta}$ Température moyenne dans le volume des copeaux [°C]. 84, 86
- θ_0 Température de référence [°C]. 86
- θ_{ext} Température de l'air ambiant [°C]. 51
- θ_{int} Température du milieu confiné [°C]. 53, 62, 73, 74, 76, 77, 78, 80, 81, 86, 87, 90, 114, 115, VII
- θ_{LAG} Champ de température sur le maillage Lagrangien [°C]. 102
- θ_{R-ALE} Champ de température sur le maillage R-ALE [°C]. 102
- \mathbf{v} Vitesse de la matière [m.s⁻¹]. 46, 54, 56, 57
- V_c Vitesse de coupe [m.min⁻¹]. 21, 41
- V_{cop} Vitesse d'écoulement du copeau [m.min⁻¹]. 41
- \mathbf{v}_{cv} Vitesse de convection [m.s⁻¹]. 50, 54, 56, 57
- V_f Vitesse d'avance de l'outil [mm.min⁻¹]. 21
- $\mathbf{v}_{maillage}$ Vitesse de maillage [m.s⁻¹]. 54, 57
- W Statistique du test de Shapiro-Wilk. 75, 76
- W_{crit} Seuil critique pour le test de Shapiro-Wilk. 75, 76

Liste des acronymes

- ALE** *Arbitrary Lagrangian-Eulerian* / Arbitrairement Lagrangien-Eulérien. 8, 13, 14, 15, 16, 19, 54, 57
- ANOVA** *ANalysis Of VAriance* / Analyse de la variance. 74, 75, 76, 78, 90, 114
- CAO** Conception Assistée par Ordinateur. 53
- CEL** *Coupled Eulerian-Lagrangian* / Couplage Eulérien-Lagrangien. 8, 15, 16, 17, 19, 27
- CETIM** CEntre Technique des Industries Mécaniques. 2, 3
- CFC** Cubique à faces centrées. 30
- CFD** *Computational Fluid Dynamics* / Mécanique des fluides numérique. 11, 28, 115
- CPU** *Central Processing Unit*. 4, 9, 11, 16, 17, 25, 26, 28, 29, 40, 53, 56, 58, 60, 62, 74, 104, 106, 110, 113, 114, 115
- DDL** Degrés De Liberté. 76, 77
- DRX** Diffraction des rayons X. 94, 95, 96, 104, 108, 114
- FSW** *Friction Stir Welding* / Soudage par friction-malaxage. 36, 53
- LBB** Ladyjenskaïa-Babuška-Brezzi. 59
- LTDS** Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes. 2
- MMEM** *Multi-Material Eulerian Method* / Formulation Eulérienne améliorée. 17
- QST** *Quick-Stop Test*. 13, 40
- R-ALE** Rigid-ALE. 27, 28, 40, 53, 81, 90, 101, 102, 106, 115
- RX** Rayons X. 65, 66, 69, 90, 95, 98, 114
- SCE** Somme des Carrés des Écarts. 76, 77
- SHPB** *Split Hopkinson Pressure Bar* / Barres d'Hopkinson. 34
- TR** Trempé et Revenu. 31

VOF *Volume of Fluid* / Méthode du volume de fluide. 15

VOS *Volume of Solid* / Méthode du volume de solide. 17

ZCP Zone de cisaillement primaire. 14, 41, 42, 43, 44, 46, 47, 51, 78, 84

ZCS Zone de cisaillement secondaire. 41, 42, 51

ZCT Zone de cisaillement tertiaire. 41, 42

Introduction générale

Dans le contexte industriel actuel, les acteurs du secteur aéronautique et spatial cherchent à atteindre un haut niveau de performance pour la tenue en fatigue de pièces jugées critiques, tout en réduisant les dépenses associées à leur production. Cette industrie a été l'une des premières à faire de la maîtrise des procédés de fabrication un axe privilégié de sa recherche, car les conséquences de la rupture d'un composant en service peuvent être désastreuses, tant sur le plan économique que sur le plan humain. Parmi les différents procédés existants, l'usinage représente encore aujourd'hui une grande part dans la fabrication des pièces critiques en ébauche, en finition, voire en super finition. Il s'agit en effet d'un procédé robuste, possédant une bonne productivité et globalement bien maîtrisé industriellement.

Une fois en service, les structures critiques subissent de sévères sollicitations mécaniques à haute température qui nécessitent l'emploi de matériaux spécifiques tels que le superalliage à base nickel Inconel 718. Cet alliage a la particularité de conserver ses excellentes propriétés mécaniques jusqu'à une température d'environ 650°C. De par cette caractéristique, l'Inconel 718 est largement utilisé dans les secteurs de l'aéronautique et de l'énergie, dans lesquels demeurent des exigences techniques toujours plus élevées. En revanche, les caractéristiques mécaniques et métallurgiques de l'Inconel 718 le classent parmi les matériaux les plus difficiles à usiner. En raison de sa faible usinabilité, cet alliage exige une surveillance accrue des surfaces fonctionnelles usinées.

Le perçage demeure aujourd'hui l'opération d'usinage la plus répandue dans l'industrie. Pourtant, l'opération de perçage est certainement la plus difficile à étudier en raison de la forme géométrique réalisée. En effet, la création de trous cylindriques empêche toute observation directe des mécanismes de coupe durant la phase de perçage. D'autre part, cette spécificité géométrique contribue à concentrer la chaleur dans le trou percé. En raison de l'environnement confiné dans lequel s'effectue le processus de coupe, le perçage est considéré comme étant l'opération d'usinage la plus pénalisante pour l'outil et la matière.

En contexte industriel, le perçage à sec résulte le plus souvent d'une coupure de lubrification accidentelle. Dans un tel cas de figure, les phénomènes thermiques jouent un rôle d'autant plus important sur les mécanismes d'apparition des contraintes résiduelles.

De fait, la compréhension des phénomènes thermomécaniques mis en jeu lors du perçage à sec de pièces critiques en Inconel 718 représente aujourd'hui un réel défi scientifique et industriel.

Contexte industriel

Cette thèse de doctorat a été réalisée en contrat CIFRE au sein du groupe SAFRAN et en étroite collaboration avec le Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes UMR CNRS 5513 (LTDS). Cette dernière constitue le deuxième volet du projet MODRILL (*MOdelling of DRILLing processes*), qui regroupe le centre de R&T SAFRAN Tech ainsi que le Centre Technique des Industries Mécaniques (CETIM). Ce projet, initialement lancé en 2014 via les travaux de thèse de Girinon [1], a pour objectif de mieux appréhender les phénomènes thermomécaniques mis en jeu lors d'une opération de perçage à sec.

Au sein du groupe SAFRAN, l'usinage des pièces critiques est aujourd'hui considéré comme un procédé particulier. Historiquement, plusieurs pièces de turboréacteurs d'avions ont été sujettes à de graves défaillances ayant pour origine des anomalies matières générées lors du processus d'usinage. L'accident aérien survenu à Pensacola (Floride, USA) en juillet 1996 a marqué un tournant important dans la façon de caractériser les défauts d'usinage. Cette catastrophe aérienne s'est en effet produite à la suite de l'éclatement d'un disque de soufflante en TA6V, causé par une anomalie matière générée lors du perçage. D'après les expertises, l'outil se serait rompu à la suite d'une coupure de lubrification en cours de perçage. La surchauffe provoquée par cet aléa fut à l'origine de l'amorçage et de la propagation d'une fissure depuis le trou percé, conduisant à l'éclatement du disque en service.

Depuis ce grave accident, la maîtrise de l'impact du perçage sur la tenue mécanique des pièces critiques est devenue une réelle priorité pour les motoristes aéronautiques. En effet, en cas de crise majeure (ex. : accident aérien), ces derniers doivent apporter aux autorités compétentes des réponses tangibles sur les causes d'une telle catastrophe. Les modèles numériques développés sont alors d'une aide capitale dans la gestion de crise. Dans ce contexte, l'accident de Pensacola est à l'origine de l'apparition de plusieurs groupes de travail intermotoristes (ex. : projets RoMan, ManHIRP, ACCENT...). Ces programmes visent à évaluer l'impact des aléas d'usinage sur la durée de vie en fatigue des pièces critiques, tout en renforçant de manière significative leur contrôle.

Le projet MODRILL s'inscrit dans le cadre de ces différents programmes industriels. Par son intermédiaire, le principal enjeu pour SAFRAN est d'obtenir l'état de contraintes résiduelles dans une pièce après perçage. Dans un premier temps, les résultats des simulations seront exploités par le bureau des méthodes pour optimiser la mise au point des gammes de fabrication. Par la suite, ils seront intégrés comme données d'entrée pour le dimensionnement des pièces réalisé par le bureau d'étude. Par ailleurs, les résultats nu-

mériques et expérimentaux issus de ces travaux de thèse formeront une base de données importante sur le perçage à sec de l’Inconel 718. Ils permettront également de centraliser le savoir-faire de l’industriel dans le domaine de la simulation numérique du perçage, en vue d’aboutir à une montée en compétences de l’entreprise dans ce domaine.

L’autre enjeu pour SAFRAN est de développer un outil d’aide à la décision par la simulation, en cas de problèmes liés au perçage de pièces à très haute valeur ajoutée. La coupure de lubrification en cours de perçage donne systématiquement lieu à une dérogation de production. Dans un tel cas de figure, l’industriel doit avoir à sa disposition un outil numérique robuste, capable de prédire les conséquences mécaniques induites par l’opération de perçage à sec. En guise d’exemple, les disques de turbine Basse Pression (BP) des turboréacteurs CFM56® en Inconel 718 ont un coût de production de plusieurs dizaines de milliers d’euros par pièce. De ce fait, l’impact financier d’un aléa d’usinage peut être colossal pour l’industriel si celui-ci n’est pas quantifié de manière suffisamment fiable. C’est dans ce cadre que se positionnent les travaux de recherche proposés, en considérant une coupure de lubrification au cours d’une opération de perçage industrielle.

Le CETIM joue quant à lui un rôle important dans l’accompagnement des entreprises aéronautiques et de leurs sous-traitants pour la mise en œuvre des procédés de fabrication. Travaillant en étroite collaboration avec SAFRAN, il a tout intérêt à développer des moyens de simulation avancés capables de prédire l’impact et les conséquences mécaniques induites par une opération de perçage à sec. Dans cette optique, les conclusions apportées dans cette thèse pour l’Inconel 718 viendront compléter les travaux de Girinon [1] déjà entrepris sur le perçage à sec de l’acier inoxydable 316L.

Contexte scientifique

Cette thèse de doctorat propose une stratégie expérimentale et numérique pour identifier et modéliser les phénomènes thermomécaniques mis en jeu lors du perçage à sec de l’alliage Inconel 718. Contrairement à d’autres techniques d’usinage telles que le tournage et le fraisage, le perçage n’a été que très peu étudié au cours des dernières années en raison de sa complexité géométrique et multi-physique. De fait, les références bibliographiques sont limitées, tant sur la compréhension des phénomènes thermomécaniques associés au perçage que sur la modélisation des conséquences mécaniques induites.

La démarche scientifique proposée dans cette thèse aura pour principal objectif d’appréhender les phénomènes thermomécaniques mis en jeu lors du perçage à sec de l’Inconel 718. En ce sens, le recours à la simulation numérique semble être une voie prometteuse pour modéliser l’opération en elle-même, ainsi que son impact sur le matériau en termes de contraintes résiduelles. Malgré un état de l’art relativement limité, la modélisation numérique du perçage s’est peu à peu développée avec l’accroissement des capacités de calcul. Ainsi, ces dernières années ont vu l’émergence de modèles 3D capables

de représenter l'intégralité des phénomènes mis en jeu dans la zone de coupe, grâce notamment à la mise en œuvre de formalismes partiellement ou totalement Lagrangien. Malheureusement, l'emploi de telles formulations permet seulement de simuler des profondeurs percées allant de quelques dixièmes de millimètres à environ 3 mm dans les cas les plus favorables. De plus, ce type de formalisme donne lieu à des temps de calcul CPU considérables, en raison des procédures de remaillage nécessaires pour maintenir une qualité de maillage satisfaisante. Par conséquent, les faibles profondeurs simulées ne permettent pas d'étudier les phénomènes thermomécaniques à l'échelle du trou percé.

Comme nous le verrons au cours de cette étude, il ne semble pas envisageable de simuler une opération de perçage dans son intégralité par l'intermédiaire des approches numériques employées dans la littérature. Or, il est primordial d'atteindre cet objectif pour comprendre la phénoménologie du perçage à sec à l'intérieur du trou. En effet, les mesures expérimentales ne permettent pas à elles seules d'étudier l'ensemble des phénomènes mis en jeu en raison de l'environnement confiné dans lequel s'effectuent les mécanismes de coupe. Cependant, il est nécessaire d'obtenir des données expérimentales pertinentes afin de pouvoir procéder à la calibration du modèle numérique. Le premier objectif de ces travaux sera donc d'identifier les phénomènes pouvant être observés, tout en étant capable de simuler l'intégralité d'une opération de perçage avec un temps CPU de quelques heures. Un autre objectif de ces travaux sera d'utiliser les données expérimentales et les résultats de simulation pour analyser les phénomènes thermomécaniques mis en jeu du début à la fin de l'opération de perçage. Les différentes analyses effectuées permettront d'appréhender ces phénomènes, dans le but de comprendre quels sont les mécanismes à l'origine de la génération des contraintes résiduelles en perçage à sec de l'Inconel 718.

Plan du manuscrit

Le présent manuscrit de thèse se décompose en quatre chapitres permettant chacun d'exposer les travaux de recherche proposés. Le premier chapitre présentera une étude bibliographique sur la simulation numérique de l'usinage, ainsi que sur les différentes problématiques associées à la modélisation de ce procédé. Ensuite, cette étude se focalisera sur le perçage et sa modélisation numérique. Pour finir, celle-ci s'intéressera à l'alliage Inconel 718 et en particulier à la modélisation de son comportement en usinage.

Le second chapitre exposera la stratégie numérique mise en œuvre pour la simulation thermomécanique d'une opération de perçage à sec. L'objectif de la stratégie proposée sera de prédire en 3D l'évolution transitoire des transferts de chaleur à l'échelle du trou percé, avec un temps CPU de quelques heures. Ce chapitre présentera tout d'abord la construction géométrique de la zone de coupe au sein du modèle, pour ensuite se focaliser sur la modélisation physique de l'opération de perçage. Finalement, celui-ci détaillera l'approche Rigid-ALE transitoire développée pour la simulation du perçage.

À travers une étude expérimentale et numérique, le troisième chapitre s'intéressera aux phénomènes thermiques mis en jeu lors du perçage à sec de l'Inconel 718. Dans un premier temps, les résultats expérimentaux seront détaillés afin d'identifier les phénomènes thermiques associés au perçage à sec de ce matériau. Par la suite, l'interaction thermique entre la surface du trou, le foret et les copeaux sera quantifiée au moyen d'une stratégie de calibration simple et rapide. Cette dernière s'attachera à démontrer la capacité du modèle à représenter en 3D les phénomènes identifiés expérimentalement. Enfin, les résultats de simulation seront présentés afin d'appréhender les phénomènes thermo-mécaniques mis en jeu du début à la fin de l'opération de perçage.

Le quatrième et dernier chapitre se focalisera sur la modélisation des conséquences mécaniques induites par l'opération de perçage à sec étudiée au chapitre 3. Tout d'abord, les résultats des analyses expérimentales menées au niveau de la surface du trou seront présentés et commentés. Puis, les simulations numériques développées pour le calcul des contraintes résiduelles seront détaillées et confrontées aux mesures expérimentales, afin de comprendre les mécanismes d'apparition des contraintes résiduelles en perçage à sec de l'Inconel 718.

1

Étude bibliographique et généralités

Sommaire

1.1 La simulation numérique du procédé d'usinage	8
1.1.1 Les principaux formalismes	8
1.1.2 Les schémas d'intégration temporelle	17
1.1.3 Le traitement numérique de l'incompressibilité plastique	18
1.1.4 Synthèse	19
1.2 Le perçage et sa modélisation numérique	20
1.2.1 L'opération de perçage	20
1.2.2 La simulation numérique du perçage	23
1.2.3 Synthèse	29
1.3 Comportement de l'alliage Inconel 718	30
1.3.1 Propriétés physiques et usinabilité	30
1.3.2 Modélisation du comportement de l'Inconel 718 en usinage	33
1.3.3 Synthèse	37

1.1 La simulation numérique du procédé d'usinage

Au cours des dernières décennies, la simulation numérique des procédés de fabrication est devenue indispensable en vue de mieux appréhender les phénomènes multiphysiques et fortement non linéaires mis en jeu. En ce sens, diverses méthodes numériques ont été développées dans le but de maîtriser davantage l'impact des procédés de fabrication sur la durée de vie de composants industriels. En usinage, les mécanismes de coupe peuvent être modélisés par différentes approches numériques qui présentent toutes des objectifs communs. On retrouve notamment la prédiction des efforts de coupe, des déformations, des taux de déformation et des températures au cours du processus d'usinage. Pour l'analyse de ces quantités, la connaissance de la géométrie de la zone de coupe joue un rôle prépondérant sur la qualité des résultats obtenus.

Dans la littérature, les méthodes numériques employées pour simuler le procédé d'usinage sont nombreuses, la plus populaire étant très certainement la méthode des éléments finis. D'autres méthodes numériques dites particulières ou sans maillage sont également utilisées dans la littérature, mais jamais pour simuler une opération de perçage profonde. L'objectif de cette partie est de passer en revue les différents formalismes employés pour la simulation numérique du procédé d'usinage, ainsi que les différentes problématiques pouvant être associées à la modélisation des mécanismes de coupe.

1.1.1 Les principaux formalismes

La méthode des éléments finis se base principalement sur deux formalismes : le formalisme Lagrangien et le formalisme Eulérien. Ces deux formalismes sont également combinés dans la littérature de façons différentes. Il s'agit de la formulation ALE (*Arbitrary Lagrangian-Eulerian*) et de la formulation CEL (*Coupled Eulerian-Lagrangian*).

La formulation Lagrangienne

L'approche Lagrangienne est traditionnellement employée en mécanique du solide, mais également pour la simulation numérique du procédé d'usinage. L'usage d'une telle approche implique que chaque particule de matière soit définie à partir de sa configuration initiale. Les nœuds du maillage et les points d'intégration des éléments sont considérés comme des points matériels. Par conséquent, le maillage suit la matière dans son mouvement au cours du temps. La [Figure 1.1](#) illustre schématiquement l'évolution du maillage dans une description Lagrangienne.

En usinage, le principal avantage de cette approche est de pouvoir retracer l'histoire de la matière à chaque instant. Cette propriété permet de simuler l'écoulement thermomécanique au voisinage de l'outil à partir des paramètres de coupe et des propriétés

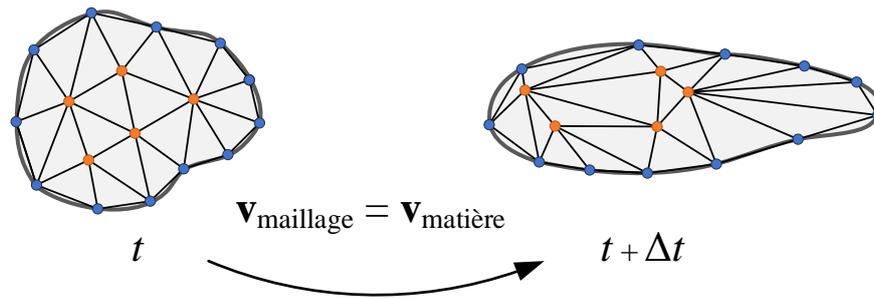


FIGURE 1.1 – Description Lagrangienne du maillage à deux instants successifs.

du matériau. Malheureusement, la formulation Lagrangienne entraîne des distorsions de maillage induites par les très hauts taux de déformation mis en jeu dans le procédé d'usinage. De ce fait, elle requiert des opérations de remaillage périodiques [2, 3, 4, 5]. En effet, une distorsion disproportionnée du maillage peut engendrer des difficultés numériques, voir même l'impossibilité d'aboutir à une simulation complète.

Lors d'une étape de remaillage, les champs thermomécaniques calculés sont projetés de l'ancien maillage vers le nouveau maillage. Les transferts de champs entre deux maillages sont souvent très longs et très complexes à mettre en œuvre. Par conséquent, le remaillage monopolise une part importante du temps CPU global.

La simulation numérique de l'usinage par une approche Lagrangienne nécessite également l'utilisation d'un critère de séparation entre le copeau et la surface usinée. La séparation de la matière a fait l'objet de plusieurs travaux dans la littérature et peut être principalement traitée de deux manières différentes : par déboutonnage des nœuds ou au moyen d'un modèle d'endommagement.

Dans le premier cas, la séparation de la matière est modélisée par un déboutonnage des nœuds situés le long d'une ligne préalablement définie, correspondant à la surface finale usinée. Le critère de déboutonnage est généralement basé sur la déformation plastique équivalente [6] ou bien sur l'état de contrainte [7]. Dans ces deux cas de figure, la séparation de la matière se produit respectivement lorsqu'une valeur critique est atteinte. Au-delà de cette valeur, les nœuds du maillage se scindent entraînant la rupture progressive de la matière et la formation du copeau en fonction de la vitesse de coupe.

Le déboutonnage des nœuds peut également être défini par un critère purement géométrique [8]. Celui-ci a pour principe de scinder les nœuds lorsque la distance entre la pointe de l'outil et le nœud en vis à vis est inférieure à une distance critique. Le principe des critères de séparation par déboutonnage est relativement simple, mais se limite uniquement à des modèles numériques en 2D.

Les critères de séparation basés sur des modèles d'endommagement sont aussi utilisés dans le cadre de la simulation numérique de l'usinage. Parmi eux, le modèle d'endommagement de Johnson-Cook [9] a été appliqué pour simuler la séparation de la matière lors de la coupe orthogonale d'un alliage de titane Ti-6Al-4V [10]. Comme le montre la Figure 1.2, le modèle numérique repose sur la désactivation d'éléments du maillage le

long d'une bande de séparation en contact avec la pointe de l'outil. Nous pouvons également citer le critère d'endommagement de Cockroft-Latham [11] qui a été utilisé à des fins similaires pour simuler la formation du copeau lors d'une opération de coupe orthogonale [12, 13]. Du point de vue numérique, l'emploi de tels modèles d'endommagement apporte des résultats satisfaisants en termes de géométries de copeau simulées. Néanmoins, leur calibration reste très difficile pour de grands taux de déformation et de hautes températures.

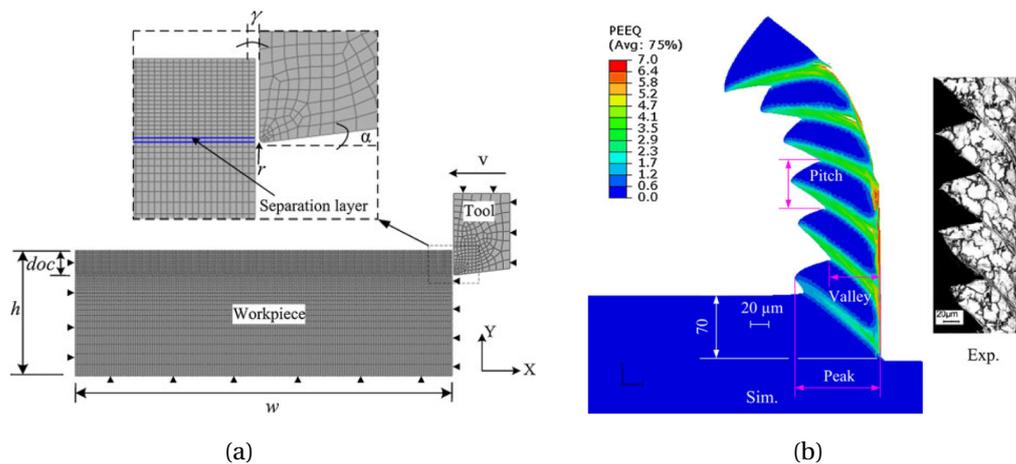


FIGURE 1.2 – Simulation numérique 2D de la coupe orthogonale par une approche Lagrangienne : (a) modèle géométrique et maillage; (b) prédiction du copeau comparée à l'expérimental [10].

L'approche Lagrangienne a également été employée pour la simulation numérique des contraintes résiduelles d'usinage en 2D [14, 12, 15] (Figure 1.3). Dans leurs travaux, Attanasio *et al.* [16] développent un modèle en 3D capable de simuler les contraintes résiduelles induites par une opération de chariotage. Les auteurs comparent les approches Lagrangienne et ALE à l'aide du code de calcul DEFORM®-3D [17] pour une longueur d'usinage inférieure à 5 mm. D'après ces derniers, la description Lagrangienne du processus de coupe est bien plus coûteuse en temps de calcul que la formulation ALE (une semaine contre deux jours), mais donne un résultat de meilleure qualité.

Si l'on s'intéresse plus spécifiquement à l'usinage de l'Inconel 718, la littérature fait état de nombreux travaux de simulation à son sujet. Plusieurs auteurs utilisent un modèle éléments finis 2D Lagrangien pour prédire les efforts de coupe, les températures et la géométrie du copeau au cours d'une opération de coupe orthogonale [18, 19, 20]. De manière analogue, Uhlmann *et al.* [21] proposent un modèle Lagrangien permettant de simuler l'endommagement ductile subit par le matériau, tandis que Jafarian *et al.* [22] s'intéressent à la prédiction de la taille de grain à proximité de la surface usinée.

Plusieurs modèles éléments finis 3D ont été développés pour simuler la formation du copeau en tournage [23, 24] ou encore pour étudier l'influence des phénomènes thermo-mécaniques sur l'usure de l'outil [25]. Parmi ces modèles 3D, nous pouvons citer l'étude réalisée par He *et al.* [26] sur le fraisage de l'Inconel 718. Dans cette étude, les tempé-

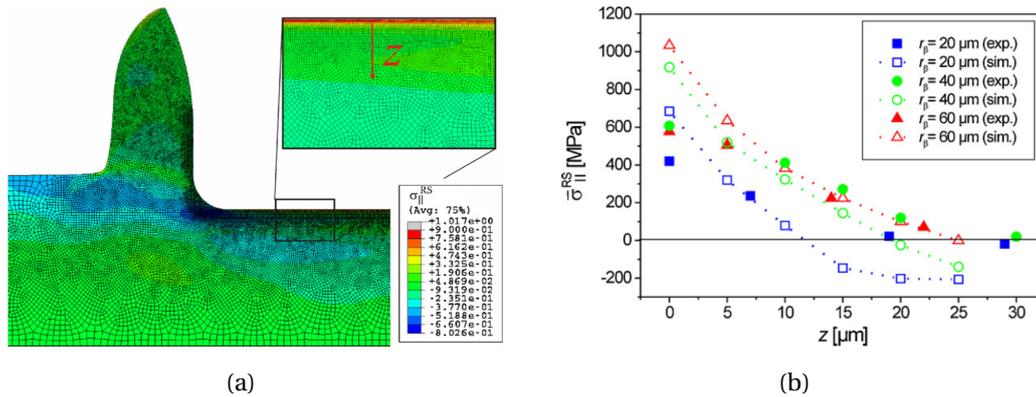


FIGURE 1.3 – Simulation numérique 2D des contraintes résiduelles par une approche Lagrangienne : (a) distribution des contraintes résiduelles dans la pièce; (b) comparaison des profils de contraintes résiduelles en profondeur pour différentes acuités d'arête [15].

ratures et les efforts de coupe générés par le procédé sont calculés et comparés à des résultats expérimentaux. D'autres travaux se focalisent sur la prédiction des contraintes résiduelles induites par l'usinage de l'Inconel 718 [27, 28].

Nous pouvons constater que l'approche Lagrangienne a largement été employée pour la modélisation du processus de coupe en usinage. Cependant, outre le fait qu'elle permette de simuler la formation d'un copeau segmenté ou discontinu, cette dernière présente de nombreux inconvénients en raison de sa formulation. Tout d'abord, les distorsions du maillage peuvent être importantes puisque celui-ci est entièrement lié au mouvement de la matière. Dans le cas de déformations trop importantes, des étapes de remaillage deviennent nécessaires et conduisent à des temps de calcul très coûteux. À cela, il faut ajouter la nécessité de modéliser la séparation de la matière qui peut être très complexe à calibrer, en particulier en 3D. De par ces différentes caractéristiques, les temps d'usinage simulés par cette approche ne dépassent pas quelques millisecondes, avec des temps CPU supérieurs à plusieurs dizaines d'heures dans les cas les plus favorables. Du point de vue industriel, il ne semble pas envisageable de simuler une opération d'usinage dans son intégralité par l'intermédiaire d'une approche purement Lagrangienne.

La formulation Eulérienne

La description Eulérienne est couramment utilisée en mécanique des fluides numérique (*Computational Fluid Dynamics* - CFD). Contrairement à une approche Lagrangienne, le maillage forme une grille rigide indéformable qui reste fixe au cours du temps. La matière s'écoule au travers de cette grille, ce qui permet de suivre l'évolution temporelle du champ de vitesse en chaque nœud du maillage. De par la vitesse nulle du maillage, la qualité des éléments reste constante au cours du temps ce qui n'altère en rien la précision du calcul. Le principe de la description Eulérienne est illustré de manière schématique en Figure 1.4.

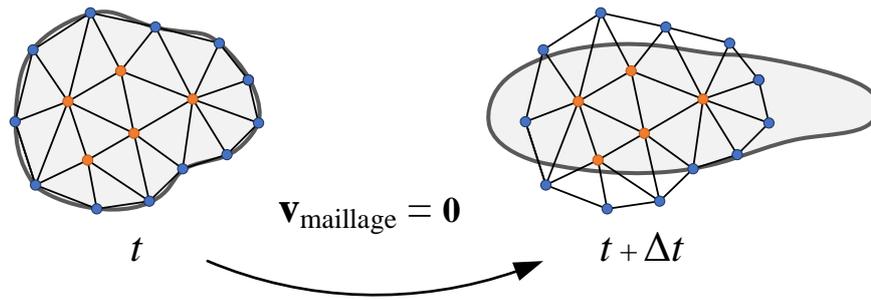


FIGURE 1.4 – Description Eulérienne du maillage à deux instants successifs.

Dans la littérature, la formulation Eulérienne a été couplée avec la méthode des éléments finis dans le cadre de la simulation numérique de l’usinage. En effet, l’avantage de cette approche est qu’elle permet de s’affranchir de la formation du copeau au cours du temps, et par conséquent, des procédures de remaillage en cours de simulation. Ainsi, les difficultés numériques engendrées par les transferts de champs entre les différents maillages sont éliminées. D’autre part, ce type de simulation ne nécessite pas de critères ou de méthodes spécifiques pour modéliser la séparation du matériau, puisqu’elle ne tient pas compte de la déformation vécue par la matière usinée.

Ces différentes caractéristiques à première vue avantageuses font de l’approche Eulérienne une alternative intéressante pour simuler les mécanismes de coupe en usinage. Différents travaux font état de sa mise en œuvre en 2D pour la prédiction des contraintes, déformations plastiques, températures et taux de déformation en coupe orthogonale [29, 30, 31, 32] (Figure 1.5). Plus récemment, Girinon *et al.* [33] ont développé un modèle 3D pour calculer l’état stabilisé des transferts de chaleur induits par une opération de chariotage.

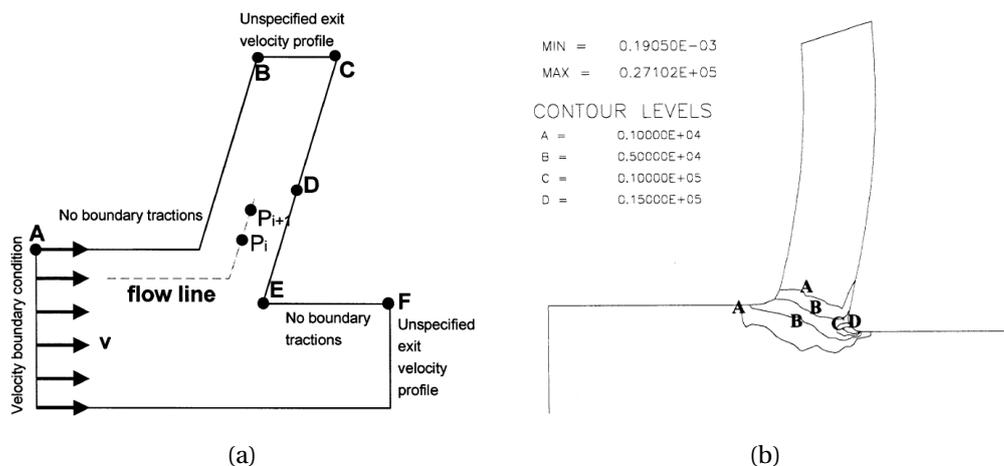


FIGURE 1.5 – Simulation numérique 2D de la coupe orthogonale par une approche Eulérienne : (a) conditions aux limites du modèle; (b) répartition du taux de déformation dans le copeau [32].

L'approche Eulérienne permet de mener à bien des simulations numériques mettant en jeu de très hauts taux de déformation, sans risque de distorsions de maillage. Pour le procédé d'usinage, cette approche reste peu utilisée puisqu'elle nécessite a priori la connaissance de la géométrie de la zone de coupe, pour créer le maillage de calcul. Par exemple, celle-ci peut être obtenue par des techniques expérimentales de type *Quick-Stop Test* (QST) délicates à mettre en œuvre. Le processus de coupe ne peut être simulé que pour une géométrie stabilisée de la zone de coupe, d'où l'incapacité du formalisme Eulérien à traiter la formation transitoire du copeau en début de process.

De plus, de nombreux travaux faisant appel à une description Eulérienne négligent volontairement l'influence de la déformation sur le comportement du matériau, et en particulier la déformation élastique. Par conséquent, l'état de contraintes résiduelles dans le matériau ne peut pas être prédit par ce type de simulation.

Comparativement au formalisme Lagrangien, la description Eulérienne ne permet pas de prédire la géométrie de la zone de coupe et de calculer les conséquences induites par le procédé : distorsions et contraintes résiduelles. Cependant, elle présente l'avantage de s'affranchir d'un certain nombre de difficultés numériques pour la simulation de l'usinage : histoire de la déformation, critères de séparation et remaillage. De fait, le formalisme Eulérien paraît capable de simuler les transferts de chaleur tout au long d'une opération d'usinage industrielle.

La formulation ALE (*Arbitrary Lagrangian-Eulerian*)

Comme vu précédemment, les formalismes Lagrangien et Eulérien ont fait l'objet de nombreux travaux dans la littérature, et présentent chacun des avantages et des inconvénients. L'approche ALE tente de combiner les avantages du formalisme Lagrangien avec la capacité du formalisme Eulérien à traiter des calculs sur une grille qui ne suit pas nécessairement les taux de déformation vécus par la matière. Dans cette approche, le maillage présente une cinématique qui peut être gérée indépendamment du mouvement de la matière. Par conséquent, il faut soustraire la vitesse de la grille de calcul à la vitesse de la matière pour définir la vitesse de convection (Figure 1.6). Contrairement à une formulation purement Lagrangienne, le maillage s'actualise de façon à ce que la qualité des éléments ainsi que leurs connectivités soient préservées tout au long de la simulation.

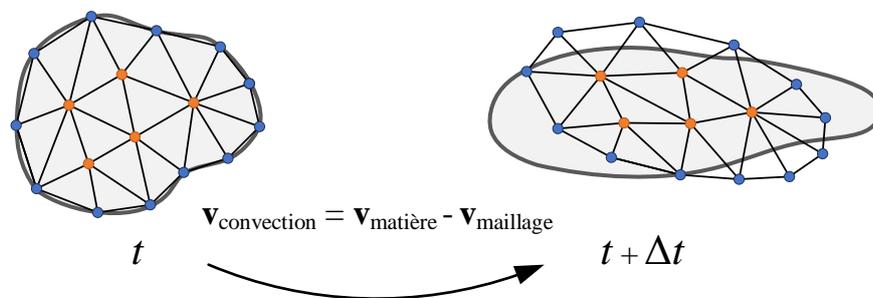


FIGURE 1.6 – Description ALE du maillage à deux instants successifs.

Dans la littérature, cette approche numérique a été utilisée par de nombreux auteurs pour prédire les efforts de coupe et la répartition des températures, des déformations plastiques, et des contraintes équivalentes dans le copeau [34, 35, 36]. D'autres auteurs ont mis en œuvre cette approche pour calculer le champ de vitesse à l'intérieur du copeau [37] (Figure 1.7) ou encore pour estimer la zone de cisaillement primaire (ZCP) [38]. Notons que le phénomène de recristallisation dynamique a également pu être étudié par l'intermédiaire du formalisme ALE [39].

L'ensemble de ces travaux illustrent le principal avantage de la formulation ALE, à savoir l'absence de distorsions démesurées à l'intérieur du maillage. En effet, celui-ci peut s'actualiser de manière arbitraire afin d'optimiser la forme des éléments, tandis que les frontières du domaine s'adaptent à l'écoulement pour assurer un suivi précis de la matière. De ce fait, les grandes déformations générées par l'enlèvement de matière sont modélisées avec une qualité de maillage préservée, et nettement supérieure à celle issue d'une formulation purement Lagrangienne sans remaillage. Le nombre de références bibliographiques présentant des simulations de contraintes résiduelles uniquement basées sur le formalisme ALE reste limité [40, 41]. Plus récemment, Ben Moussa *et al.* [42] ont couplé un modèle d'usinage ALE avec un modèle Lagrangien afin de prédire plus finement les contraintes résiduelles induites par la coupe orthogonale d'un acier inoxydable 316L.

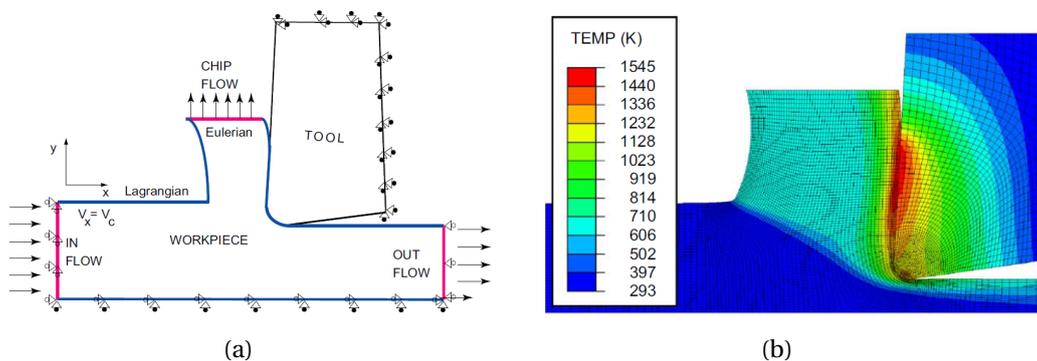


FIGURE 1.7 – Simulation numérique 2D de la coupe orthogonale par une approche ALE : (a) modèle numérique ALE; (b) champ de température simulé dans le copeau et dans l'outil [37].

Contrairement au cas de l'approche purement Lagrangienne, l'Inconel 718 n'a été que peu étudié sur la base d'une formulation ALE. Dans leurs travaux, Özel *et al.* [35] comparent deux modèles éléments finis 3D développés à l'aide des codes de calcul ABAQUS®/Explicit [43] (approche ALE) et DEFORM®-3D (approche Lagrangienne). Les auteurs modélisent ainsi la formation du copeau lors d'une opération de dressage, et comparent les températures, les déformations plastiques et les contraintes issues des deux modèles (Figure 1.8). Les deux approches numériques fournissent des résultats similaires pour différentes conditions de coupe. Cependant, le processus de coupe simulé n'est que de 1 milliseconde dans les deux cas de figure.

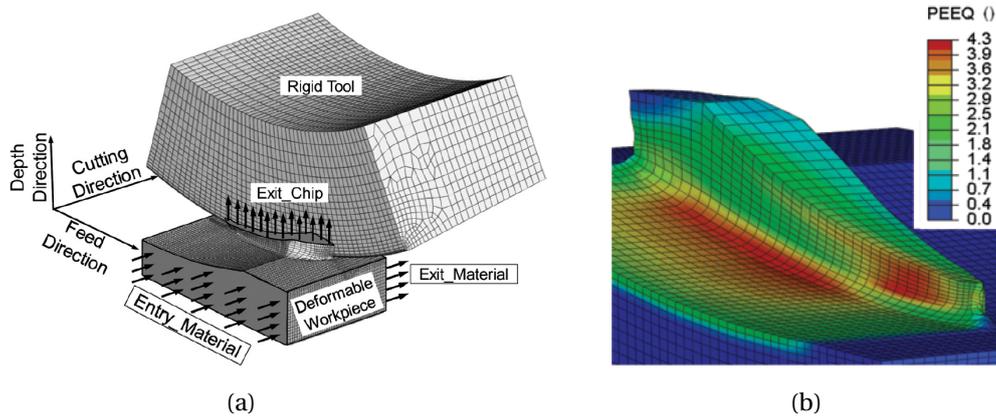


FIGURE 1.8 – Simulation numérique 3D du tournage de l'Inconel 718 par une approche ALE : (a) modèle numérique et maillage; (b) distribution de la déformation plastique équivalente [35].

Sur ce même principe, Torrano *et al.* [44] développent un modèle éléments finis 3D sous ABAQUS®/Explicit (approche ALE) permettant de simuler les contraintes résiduelles induites par une opération de chariotage. Les résultats numériques obtenus dans différentes configurations de coupe sont comparés aux codes de calcul DEFORM®-3D et AdvantEdge® [45], qui font appel à une formulation Lagrangienne. Hormis quelques valeurs correctement prédites en extrême surface, les profils de contraintes résiduelles diffèrent des résultats expérimentaux.

En conclusion, l'approche ALE présente l'avantage de limiter les distorsions trop importantes du maillage par rapport au formalisme Lagrangien. Malgré tout, l'expérience montre que les faibles temps d'usinage simulés ne permettent pas d'envisager l'étude en 3D des phénomènes thermomécaniques mis en jeu sur l'ensemble d'une opération d'usinage, pouvant durer plusieurs secondes.

La formulation CEL (*Coupled Eulerian-Lagrangian*)

De la même manière que l'approche ALE, la formulation CEL tente d'allier les points forts des formulations Lagrangienne et Eulérienne. À la différence de la méthode ALE, l'approche CEL empêche toute distorsion du maillage. En effet, l'écoulement du matériau est traité de façon purement Eulérienne, avec un maillage qui reste fixe au cours du temps. Au sein du modèle, la matière peut interagir avec un ou plusieurs domaines rigides décrits de façon Lagrangienne. Dans le cas de l'usinage, le domaine rigide correspond à l'outil coupant. Le principe de la méthode CEL consiste à réaliser un calcul Lagrangien à chaque pas de temps et à projeter les résultats sur la grille Eulérienne initiale qui reste fixe (Figure 1.9). Tout au long du calcul, l'évolution du domaine matériel à travers cette grille est modélisée au moyen de la méthode VOF (*Volume of Fluid*) [46].

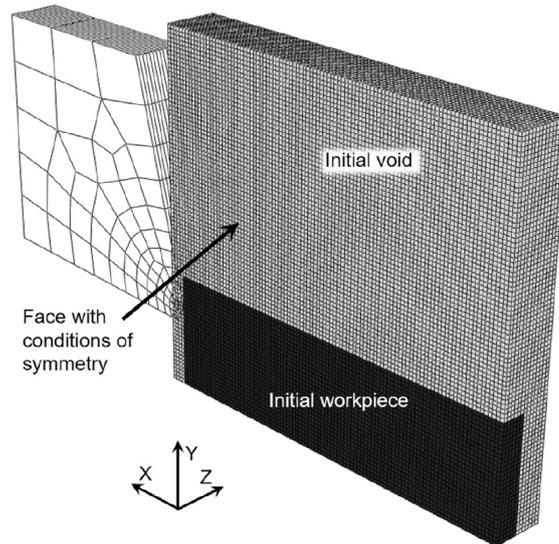


FIGURE 1.9 – Conditions initiales et maillage d'un modèle numérique CEL en 3D [47].

Dans la littérature, l'approche CEL a souvent été employée pour la simulation de l'usinage, et en particulier dans le cas de la coupe orthogonale avec un copeau continu [48] ou segmenté [49]. Dans ces travaux, le modèle CEL développé permet de prédire les champs de température et de déformation plastique pour un alliage de titane (Figure 1.10). Par ailleurs, Ducobu *et al.* [48] ont mis en œuvre une étude comparative entre les approches CEL et ALE. Les résultats en température sont similaires entre les deux approches, tandis que la géométrie du copeau simulée avec le modèle CEL semble plus réaliste.

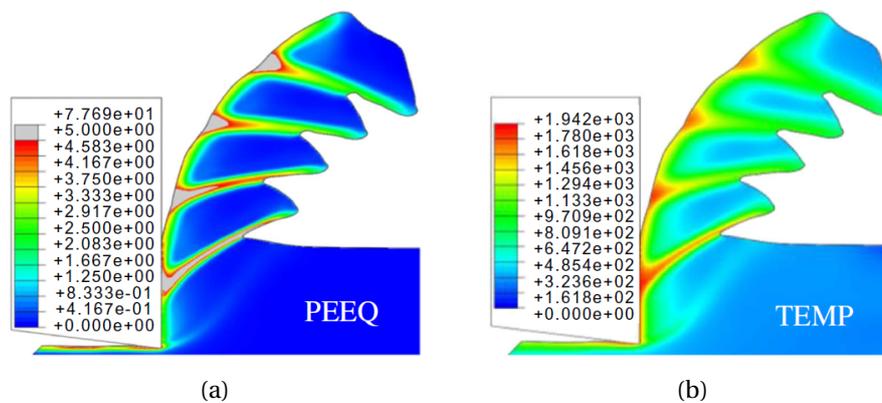


FIGURE 1.10 – Simulation numérique 2D de la coupe orthogonale par une approche CEL : (a) distribution de la déformation plastique équivalente; (b) distribution des températures [49].

Ducobu *et al.* [47] ont également développé un modèle CEL 3D de coupe orthogonale. Toutefois, les températures et les efforts de coupe sont obtenus pour une largeur de pièce relativement faible. Malgré une géométrie de copeau correctement modélisée, une telle approche ne permet pas de simuler le processus de coupe sur un temps d'usinage important. En effet, celui-ci n'est que de 0,5 milliseconde pour un temps de calcul CPU évalué à une dizaine d'heures.

La littérature fait également apparaître plusieurs variantes de la méthode CEL telles que l'approche VOS (*Volume of Solid*) développé par Al-Athel *et al.* [50] (Figure 1.11a) ou encore la méthode MMEM (*Multi-Material Eulerian Method*) décrite par Benson *et al.* [51, 52] (Figure 1.11b). L'ensemble des études réalisées dans ces travaux se rapportent uniquement à des configurations d'usinage en 2D.

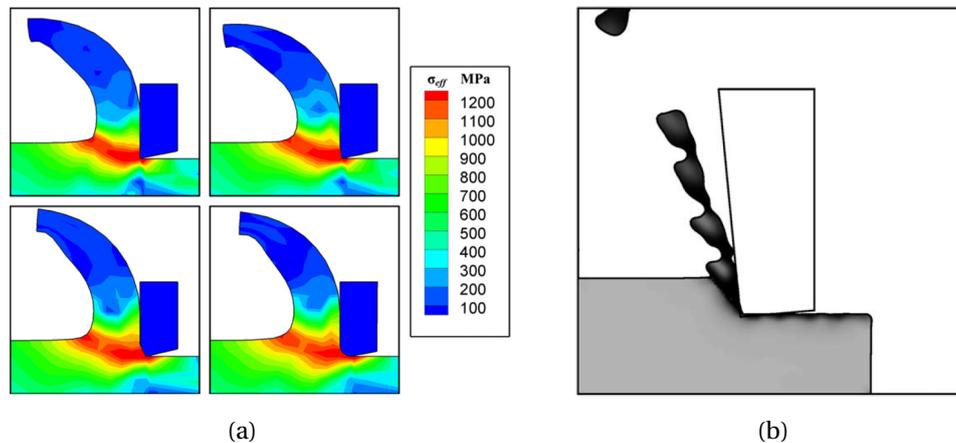


FIGURE 1.11 – Simulation numérique 2D du processus de coupe par l'intermédiaire de : (a) l'approche VOS [50]; (b) la méthode MMEM [52].

1.1.2 Les schémas d'intégration temporelle

Pour la simulation des phénomènes thermomécaniques mis en jeu lors d'une opération de perçage, il est nécessaire de choisir un schéma d'intégration temporelle pour le traitement des termes instationnaires. Nous pouvons citer deux grandes familles que sont les schémas explicite et implicite. Dans tous les cas de figure, le principe de ces schémas est de construire la solution du problème numérique pas à pas. Le choix du schéma dépend fortement de la nature du problème à résoudre et de l'objectif fixé par l'utilisateur. Dans la littérature, des études comparatives ont été réalisées pour résoudre divers problèmes physiques [53, 54, 55].

Les schémas explicites sont conditionnellement stables. En effet, ils doivent respecter une condition de stabilité numérique qui contraint le choix du pas de temps. Cette approche est dite explicite car l'évolution du système physique étudié est déterminée par un calcul linéaire, en écrivant les équations d'équilibre à un instant où l'état du système est parfaitement connu. Dans ce cas de figure, le pas de temps est malheureusement dicté par les phénomènes modélisés et peut être très faible, d'où un temps CPU relativement long. C'est pour cela que cette famille de schémas d'intégration temporelle est adaptée aux processus physiques rapides et fortement non linéaires. En ce sens, les schémas explicites sont largement utilisés dans le cadre de la simulation numérique de l'usinage [30, 37, 10, 48].

Contrairement aux schémas explicites, les schémas implicites sont davantage réservés à la résolution de problèmes moins rapides, sur des échelles de temps plus longues. Cette approche est dite implicite car l'évolution du système physique étudié est déterminée en écrivant les équations d'équilibre à un instant où l'état du système n'est pas encore connu. Les schémas d'intégration implicites présentent l'avantage d'être inconditionnellement stables. De ce fait, l'utilisateur peut lui-même choisir le pas de temps de calcul Δt en tenant compte de la physique du problème étudié.

Malheureusement, cette approche nécessite la résolution d'un système d'équations non linéaires dans le cas d'un problème multi-physique couplé. Par conséquent, les schémas implicites requièrent la mise en place d'un processus itératif pour obtenir la solution du problème numérique à chaque pas de temps. La technique la plus connue est très certainement la méthode de Newton-Raphson qui nécessite l'inversion d'une matrice tangente à chaque itération. Cette opération est très coûteuse en temps de calcul et des difficultés de convergence peuvent apparaître dans le cas de fortes non-linéarités. Néanmoins, le recours aux schémas implicites reste fréquent pour simuler le processus de coupe en usinage [4, 12, 28].

1.1.3 Le traitement numérique de l'incompressibilité plastique

Pour la majorité des alliages métalliques, la déformation plastique de la matière se produit à volume quasi constant. La condition d'incompressibilité plastique ou viscoplastique se traduit pour l'ensemble du matériau de la façon suivante :

$$\text{tr}(\mathbf{D}^p) = 0 \quad (1.1)$$

où \mathbf{D}^p représente le tenseur des taux de déformation plastique. Dans le cas de procédés mettant en jeu de hauts taux de déformation à l'état solide, la partition du tenseur des taux de déformation \mathbf{D} fait apparaître les tenseurs des taux de déformation élastique \mathbf{D}^e et thermique \mathbf{D}^{th} tels que :

$$\mathbf{D} = \mathbf{D}^e + \mathbf{D}^{th} + \mathbf{D}^p \approx \mathbf{D}^p \quad (1.2)$$

d'où :

$$\text{tr}(\mathbf{D}^p) = 0 \Rightarrow \text{tr}(\mathbf{D}) \approx 0 \quad (1.3)$$

Du point de vue numérique, la modélisation d'un écoulement quasi incompressible ($\text{tr}(\mathbf{D}) \approx 0$) pose une difficulté importante. Il s'agit du phénomène de verrouillage numérique volumique, également connu sous le nom de *volumetric locking*. Dans le cas de la méthode des éléments finis, ce problème est bien connu et apparaît lorsque le nombre de degrés de liberté n'est pas suffisant pour satisfaire à la fois l'incompressibilité plastique et les équations d'équilibre mécaniques. De nombreuses solutions existent pour pallier cette difficulté.

Parmi ces solutions, on retrouve notamment les éléments finis à sous-intégration ou à intégration sélective, ainsi que les éléments finis mixtes. Les méthodes de sous-intégration et d'intégration sélective [56] ont pour objectif de réduire délibérément le nombre de points d'intégration dans chaque élément pour traiter l'incompressibilité plastique. Dans le cas de la sous-intégration, une attention particulière doit être portée au fait que le phénomène numérique d'hourglass peut apparaître [57].

Les géométries 3D rencontrées dans les procédés de fabrication industriels sont généralement complexes et difficiles à mailler. C'est la raison pour laquelle l'utilisation de mailleurs tétraédriques efficaces est privilégiée. Malheureusement, les techniques de sous-intégration et d'intégration sélective ne sont pas applicables pour des éléments finis de type tétraèdre linéaire. D'autre part, l'utilisation de tétraèdres quadratiques augmente très significativement la taille des problèmes à résoudre. Une approche intermédiaire consiste à utiliser des éléments finis mixtes qui se fondent sur les travaux de Babuška [58] et Brezzi [59]. Cette méthode numérique permet de contrecarrer efficacement le phénomène de verrouillage volumique. Dans le cas des tétraèdres linéaires, il s'agit de l'élément fini $P1 + /P1$ (vitesse/pression) présent dans les codes de calcul commerciaux tels que FORGE® [60] ou SYSWELD® [61].

1.1.4 Synthèse

Ces dernières décennies, un grand nombre d'approches numériques ont été développées et appliquées à la simulation du procédé d'usinage. La modélisation des hauts taux de déformation mis en jeu par le processus de coupe reste encore aujourd'hui un vaste défi scientifique. À première vue, les formalismes Lagrangien, ALE et CEL semblent être efficaces pour représenter l'étape transitoire de formation du copeau sur un temps de quelques millisecondes. Cependant, les procédures de remaillage nécessaires au suivi de la matière pour maintenir une qualité de maillage satisfaisante rendent ces approches complexes à mettre en œuvre en 3D.

D'autre part, les schémas d'intégration implicites sont difficiles à faire converger en raison des fortes non-linéarités (géométrie, contact et comportement), qui conduisent d'ailleurs les schémas d'intégration explicites à utiliser de très petits pas de temps de calcul. En conséquence, les approches Lagrangienne, ALE et CEL s'avèrent très coûteuses en temps de calcul. C'est certainement pour cette raison que le procédé de perçage n'a jamais été simulé en 3D pour des profondeurs de plusieurs millimètres, correspondant à des durées d'usinage de plusieurs secondes.

1.2 Le perçage et sa modélisation numérique

1.2.1 L'opération de perçage

Généralités

Le perçage est une opération d'usinage ayant pour objectif de réaliser des trous cylindriques dans une pièce à l'aide d'un outil coupant. Dans le cadre d'une opération de perçage courante, le foret hélicoïdal est l'outil le plus utilisé pour réaliser des trous cylindriques débouchants ou borgnes. Celui-ci est composé d'une multitude d'éléments de base présentés en [Figure 1.12](#). Par ailleurs, le perçage est de loin l'opération d'usinage la plus répandue dans l'industrie, et plus particulièrement dans les secteurs de pointe tels que l'aéronautique, le nucléaire ou encore le médical.

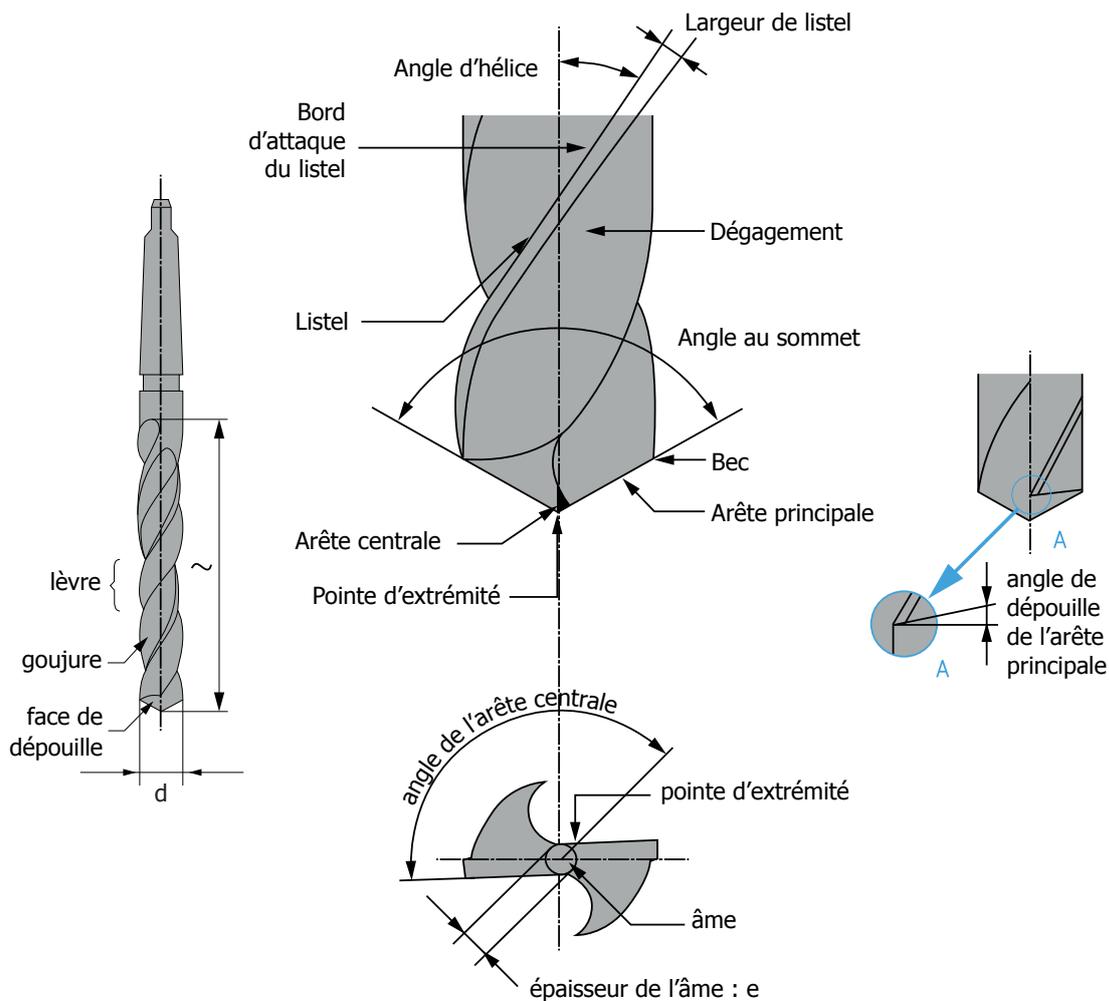


FIGURE 1.12 – Illustration de la géométrie globale d'un foret hélicoïdal [62].

Le perçage occupe une place particulière parmi les opérations d'usinage classiques, et il n'est pas incohérent de le comparer aux techniques de tournage et de fraisage. En effet, le perçage combine deux mouvements simultanés : un déplacement linéaire comparable au tournage (mouvement d'avance noté V_f) et une rotation autour de l'axe de l'outil semblable au fraisage (mouvement de coupe noté V_c). Comme le montre la [Figure 1.13](#), ces deux mouvements confèrent au foret une trajectoire hélicoïdale tout au long de l'opération de perçage.

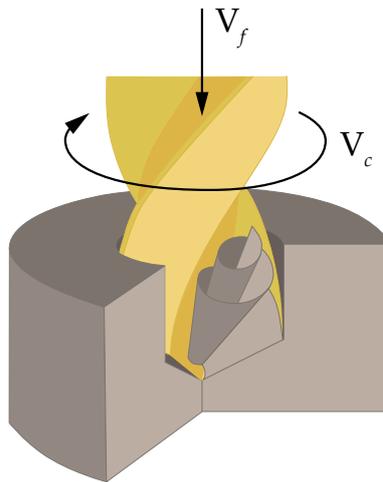


FIGURE 1.13 – Cinématique d'un foret durant la phase de perçage.

Parmi les différentes techniques d'usinage, le perçage est certainement l'opération la plus difficile à étudier en raison de sa complexité géométrique. En effet, le processus de coupe n'est pas directement observable puisque celui-ci se produit dans un environnement confiné durant toute la phase de perçage. Du point de vue expérimental, il est donc très difficile d'obtenir des données fiables sur la génération des copeaux dans la zone de coupe. D'autre part, la forme cylindrique réalisée est un handicap important si l'on souhaite analyser les conséquences mécaniques induites par le perçage sur la surface du trou. Généralement, leur analyse nécessite une étape de découpe impliquant la destruction partielle de la pièce étudiée.

Cette caractéristique différencie à bien des égards le perçage de la plupart des opérations d'usinage par enlèvement de matière. Sauf exception, en tournage ou en fraisage, les copeaux sont facilement évacués puisque le processus de coupe se produit dans un environnement ouvert. En perçage, l'évacuation des copeaux est bien plus délicate en raison de la forme géométrique réalisée. Les copeaux se forment au niveau des deux arêtes de coupe principales et sont évacués à l'extérieur du trou par les goujures (cf. [Figure 1.12](#)). Le perçage possède également une autre spécificité liée aux caractéristiques géométriques du foret. En effet, celui-ci possède une géométrie variable le long de l'arête de coupe principale, qui occasionne une variation importante des conditions de coupe durant la phase de perçage. Comme l'illustre la [Figure 1.14](#), la vitesse de coupe est maximale à la périphérie du foret tandis qu'elle tend vers une valeur nulle en son centre.

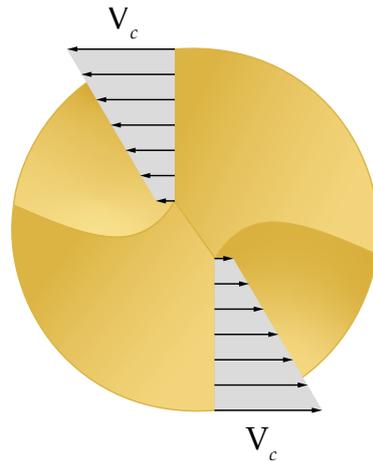


FIGURE 1.14 – Distribution de la vitesse de coupe le long des deux arêtes principales du foret en vue de dessous.

Contrairement à une opération de chariotage, le processus de coupe en perçage ne s'effectue pas directement sur la surface fonctionnelle, à savoir la surface du trou. En effet, la matière usinée à chaque tour de foret disparaît sous forme de copeaux au fur et à mesure de l'opération de perçage. Lors de la phase de pénétration du foret dans la pièce, la matière usinée est en contact direct avec le centre du foret, au niveau de l'âme. L'âme ayant une géométrie de coupe négative, la matière se retrouve alors refoulée vers l'extérieur et est dans l'incapacité de former un copeau continu le long de l'arête de coupe. Une fois que la pointe du foret est suffisamment engagée dans la matière, la phase de coupe débute et génère la formation de copeaux qui s'évacuent le long des goujures. Ensuite, le guidage du foret dans la matière est assuré par les listels tout au long du perçage (cf. [Figure 1.12](#)).

Cas particulier du perçage à sec

Traditionnellement, les techniques de perçage ont recours à l'utilisation d'un fluide de coupe sous haute pression : le lubrifiant. Le rôle du lubrifiant est d'améliorer de manière significative les performances de l'opération de perçage, à savoir l'évacuation des copeaux, la qualité du trou percé, ainsi que la durée de vie de l'outil. Dans le cas d'une coupure de lubrification en cours de perçage, le rôle du lubrifiant n'est plus assuré et les différents critères de qualité précédemment cités ne sont pas respectés.

En perçage à sec, les phénomènes thermiques mis en jeu sont bien plus sévères que ceux observés dans le cas d'un perçage avec lubrification [63]. D'autre part, l'évacuation des copeaux est rendue très difficile en l'absence de lubrification. En effet, les copeaux ont tendance à s'accumuler au niveau de la zone de coupe, obstruant ainsi les goujures qui n'assurent plus leur évacuation en dehors du trou percé. Ce phénomène provoque alors une montée en température très rapide dans le trou, qui dépasse le cadre du tournage et du fraisage. Par conséquent, la chaleur générée au niveau de la zone de coupe

est très difficilement évacuée et se retrouve confinée avec les copeaux dans un tout petit volume. Cette spécificité géométrique rend donc l'opération de perçage à sec très pénalisante pour l'outil et la matière.

Outre l'évacuation délicate des copeaux, le perçage à sec diffère des autres techniques d'usinage de par sa cinétique de refroidissement. En effet, le flux de chaleur généré au niveau de la zone de coupe est continuellement entretenu par l'environnement très chaud présent dans le trou. De ce fait, la pièce continue d'emmagasiner de la chaleur tout au long de la phase de perçage à sec, avant d'être refroidie par le milieu ambiant. À l'inverse, si l'on prend l'exemple du chariotage à sec, la surface usinée se refroidit directement à l'air libre puisque l'enlèvement de matière se produit dans un environnement ouvert. Dans ce type d'opération, les phénomènes thermiques se produisent donc à une échelle beaucoup plus locale que ceux intervenant en perçage à sec, compte tenu de leur refroidissement simultané à l'air libre.

1.2.2 La simulation numérique du perçage

Du point de vue numérique, le perçage n'a été que très peu étudié au cours des dernières années de par sa complexité géométrique et multi-physique. Pourtant, celui-ci est encore aujourd'hui une des opérations d'usinage les plus rependues dans l'industrie, et plus particulièrement dans les secteurs aéronautique et spatial pour les pièces de turbo-réacteurs. Étant donné que les mécanismes de coupe sont difficilement observables en pointe de foret, la simulation numérique apparaît donc comme un moyen privilégié pour étudier les phénomènes thermomécaniques mis en jeu dans la zone de coupe.

Modélisation des transferts de chaleur par méthode inverse

Dans la littérature, certains modèles numériques de perçage reposent sur une identification des températures à partir d'une campagne de mesures expérimentales. La mise en œuvre d'une telle approche a pour objectif de déterminer les chargements thermiques vus par l'outil ou la surface usinée pendant l'opération de perçage. Nous pouvons notamment citer les travaux de Li *et al.* [64] qui utilisent une méthode inverse pour simuler la distribution des températures sur le foret, à partir de mesures de température par thermocouples (Figure 1.15). De manière analogue, Huang *et al.* [65] estiment les flux de chaleur reçus par le foret au cours du perçage à sec d'un alliage de titane, tandis que Perrin [66] calcule les flux surfaciques de chaleur vécus par la surface d'un trou percé.

Dans un registre différent, Kuzu *et al.* [67] développent un modèle numérique 2D axi-symétrique capable de prédire les températures dans la pièce au cours d'une opération de perçage sous lubrification. La particularité de ce modèle est que celui-ci s'affranchit de l'étape de formation des copeaux, permettant ainsi de simuler une profondeur de perçage de 120 millimètres. Pour ce faire, l'enlèvement de matière est modélisé par la désacti-

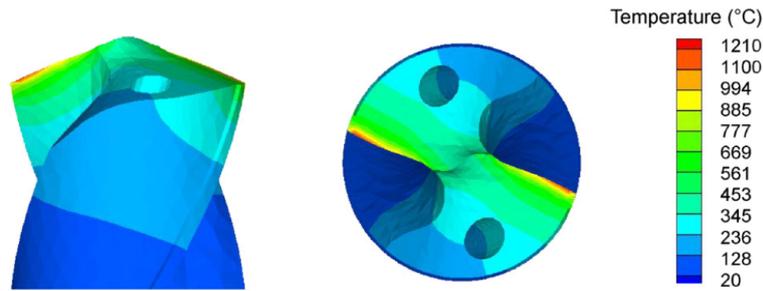


FIGURE 1.15 – Distribution des températures sur le foret au cours d'un perçage à sec [64].

vation d'éléments du maillage au fur et à mesure de la simulation. Les chargements thermiques sont quant à eux obtenus par une méthode inverse et sont appliqués sur la surface du trou percé. Les résultats obtenus sont proches des mesures expérimentales et mettent en avant l'influence du temps de perçage sur les transferts de chaleur dans la pièce.

Sur ce même principe, Patne *et al.* [68] calculent le champ de température induit par le perçage à sec d'une pièce en titane. Cette fois-ci, les arêtes de coupe du foret sont décomposées en une succession d'outils de coupe élémentaires et les flux de chaleur sont calculés analytiquement à partir des paramètres et des angles de coupe du procédé. Ces flux de chaleur sont ensuite appliqués au niveau de la zone de contact entre le foret et la pièce. Finalement, les transferts de chaleur dans la pièce sont simulés à l'aide d'un modèle numérique 2D axisymétrique pour différentes conditions de coupe (Figure 1.16). Malgré une profondeur simulée d'environ 12 millimètres, le modèle numérique sous-estime les températures dans la pièce à partir d'une certaine profondeur de perçage.

Simulation numérique du processus de coupe

La simulation numérique de l'enlèvement de matière en perçage a également fait l'objet de plusieurs travaux dans la littérature. Dans ce contexte, de nombreux modèles numériques ont été développés afin de modéliser plus finement les mécanismes de coupe induits par une opération de perçage. Leur modélisation reste toutefois complexe à mettre en œuvre compte tenu des caractéristiques géométriques du foret. Par exemple, il est encore très difficile du point de vue numérique de modéliser le refoulement de la matière lors de la phase de pénétration du foret dans la pièce.

L'approche Lagrangienne reste encore aujourd'hui l'approche la plus fréquemment employée pour simuler le processus de coupe en perçage. Plusieurs auteurs se sont inspirés des travaux numériques réalisés dans le cadre de la coupe orthogonale. Par analogie, Wu *et al.* [69] mènent une étude comparative 2D entre les codes de calcul ABAQUS®/Explicit, DEFORM®-2D [17] et AdvantEdge®. Les résultats des simulations mettent en avant qu'une augmentation de la vitesse de coupe engendre une élévation de la température à l'interface outil-copeau.

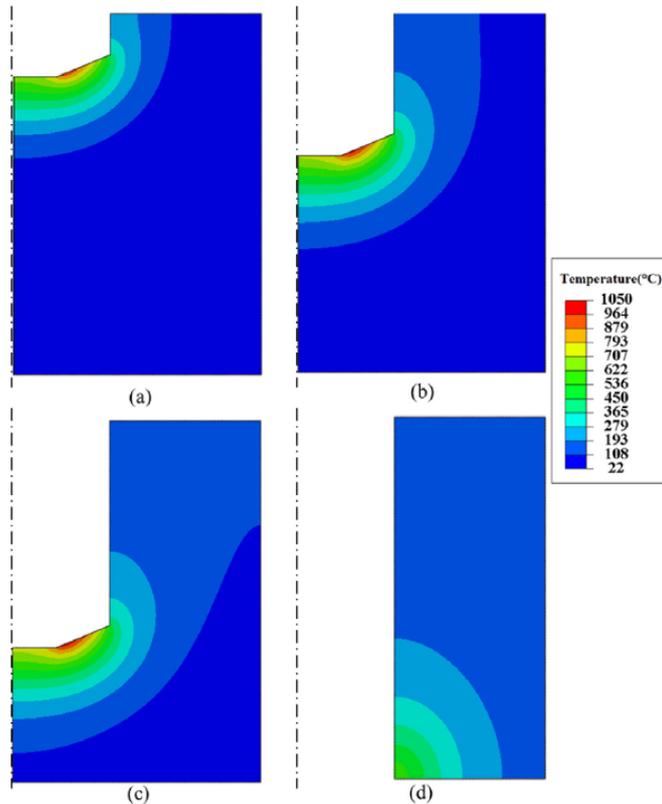


FIGURE 1.16 – Champ de température simulé à différentes profondeurs de perçage [68].

De la même manière, Ozcelik *et al.* [70] développent un modèle numérique 2D dans AdvantEdge® capable de prédire les efforts de coupe, ainsi que la distribution des températures et des déformations plastiques dans la matière. Les modèles 2D développés dans le cadre du perçage ne permettent pas de prédire les chargements thermomécaniques sur l'ensemble du trou percé. Pourtant, ce sont ces chargements qui sont à l'origine de l'apparition des contraintes résiduelles dans le matériau. C'est pourquoi la majorité des travaux de simulation présents dans la littérature se focalisent sur la modélisation 3D d'une opération de perçage. Ces travaux reposent sur des modèles numériques complets qui reproduisent l'intégralité du foret et de la pièce en 3D.

Nous pouvons citer les travaux de Nan *et al.* [71] qui utilisent le code de calcul ABAQUS®/Explicit pour simuler le perçage d'une pièce en acier AISI 1045. Pour différentes conditions de coupe, le modèle numérique permet de prédire les efforts de coupe, les déformations plastiques, les contraintes et la géométrie des copeaux durant la coupe (Figure 1.17). Toutefois, le temps de perçage simulé n'est que de 30 millisecondes pour un temps de calcul CPU qui n'est pas précisé. Dans le même registre, Abouridouane *et al.* [72] développent un modèle éléments finis sous DEFORM®-3D pour simuler les efforts de coupe et les chargements thermiques induits par une opération de perçage à sec. La description Lagrangienne du processus de coupe permet de simuler la phase de pénétration du foret dans la matière. Cependant, le temps de perçage simulé n'est que de 80 millisecondes pour un temps CPU d'environ cinq jours.

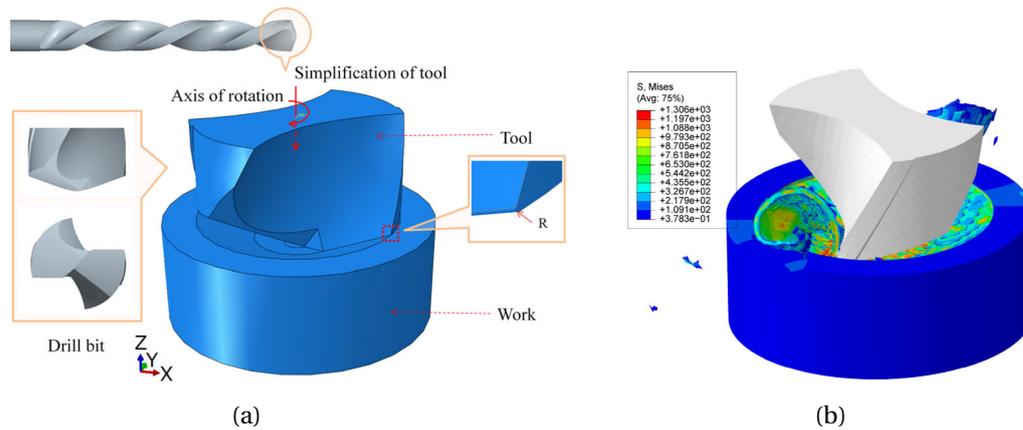


FIGURE 1.17 – Simulation numérique 3D d’une opération de perçage sous ABAQUS®/Explicit : (a) modèle géométrique; (b) formation des copeaux après 30 millisecondes de perçage [71].

Jrad [73] met également en avant les difficultés numériques liées à la modélisation 3D d’une opération de perçage. Le modèle qu’il développe sous DEFORM®-3D permet de simuler la formation des copeaux ainsi que l’évolution des efforts de coupe durant la phase de pénétration du foret. Jrad tente de déterminer la distribution des températures à l’interface outil-copeau, mais le temps de perçage simulé est bien trop faible pour que le modèle numérique puisse prédire des températures cohérentes dans la pièce. En effet, l’auteur précise que le temps de calcul CPU peut atteindre plusieurs semaines pour une profondeur percée de seulement quelques millimètres. Les travaux de Girinon [1] viennent corroborer les conclusions apportées par Jrad [73] quelques années auparavant (Figure 1.18). Malgré un pré-perçage conique ayant pour but d’éviter les difficultés numériques liées à la phase de pénétration du foret, les résultats de l’étude sont peu concluants. Par ailleurs, six jours de temps CPU sont nécessaires pour simuler une profondeur de perçage d’environ 0.3 mm.

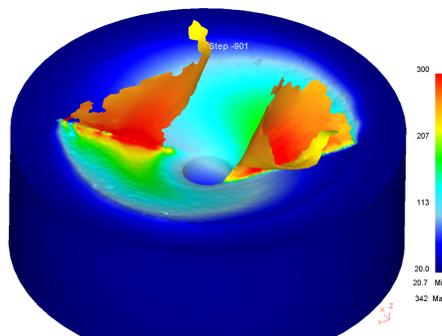


FIGURE 1.18 – Simulation numérique 3D d’une opération de perçage à sec sous DEFORM®-3D [1].

Simulation numérique des modifications microstructurales

À ce jour, plusieurs modèles numériques ont été mis au point pour observer les modifications microstructurales et métallurgiques engendrées par une opération de perçage [74, 75, 76]. Parmi ces différents travaux, Schulze *et al.* [75] présentent une méthode permettant de simuler les transformations de phase induites par le perçage d'un acier AISI 4140. Celle-ci se base sur des essais expérimentaux et des simulations 2D pour représenter les chargements thermomécaniques mis en jeu durant le processus de coupe. Une fois quantifiés, ces chargements sont introduits dans un modèle 3D en vue d'obtenir les températures et la proportion finale de martensite (Figure 1.19). Au même moment, la désactivation de couches successives d'éléments permet de représenter l'enlèvement de matière. Malheureusement, cette approche présente l'inconvénient d'être tributaire d'une batterie d'essais expérimentaux nécessaire pour estimer intuitivement les chargements thermomécaniques.

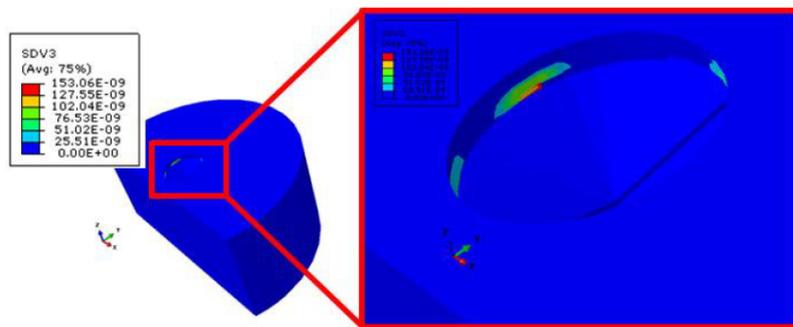


FIGURE 1.19 – Proportion finale de martensite sur la surface du trou [75].

La stratégie numérique développée par Shen *et al.* [76] vient compléter les travaux de Schulze *et al.* [75]. Premièrement, les auteurs développent un modèle éléments finis 3D sous AdvantEdge® pour simuler les champs de température et de déformation plastique. Le temps de perçage simulé à l'aide de ce modèle est d'environ 12 millisecondes. En raison des temps de calcul très longs que nécessite une telle simulation, les champs calculés sont projetés sur un modèle 2D de coupe orthogonale développé sous ABAQUS®/Explicit. Finalement, par l'intermédiaire d'une formulation CEL, ce modèle permet d'étudier les transformations de phase ainsi que la taille des grains au niveau de la surface usinée.

Simulation numérique des contraintes résiduelles

À l'heure actuelle, seuls les travaux de Girinon [1, 77] constituent une source de données sur la simulation 3D des contraintes résiduelles en perçage. À cet effet, les auteurs présentent une stratégie numérique permettant de simuler les contraintes résiduelles induites par le perçage à sec de l'acier inoxydable 316L. Cette stratégie se base sur une nouvelle approche Rigid-ALE (R-ALE) développée sous le code de calcul SYSWELD® [61].

Cette dernière permet de simuler en 3D les transferts de chaleur tout au long du perçage (Figure 1.20). Le temps de calcul CPU n'est que de quelques heures grâce à l'emploi d'une technique de maillage mobile indéformable. Ensuite, le champ de température est extrait et projeté sur un maillage Lagrangien, correspondant à la pièce percée. Cette seconde simulation permet de calculer les contraintes résiduelles d'origine thermiques en perçage à sec. Malheureusement, en raison du formalisme Eulérien employé, le modèle R-ALE est tributaire de la géométrie de la zone de coupe qui est obtenue expérimentalement.

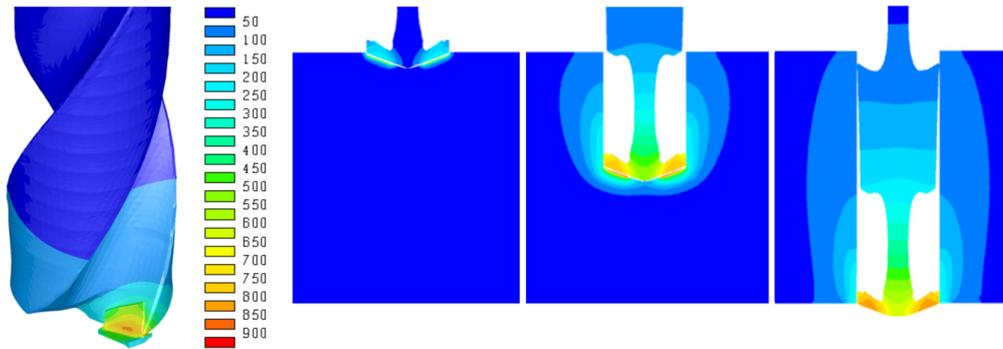


FIGURE 1.20 – Évolution du champ de température (°C) au cours d'une opération de perçage à sec sous SYSWELD® [77].

Simulation numérique du perçage de l'Inconel 718

Les références bibliographiques concernant le perçage de l'Inconel 718 sont très limitées, mais ces dernières années ont vu l'émergence de quelques travaux sur ce sujet. Parmi eux, Oezkaya *et al.* [78] s'intéressent au comportement du lubrifiant pendant l'opération de perçage en tenant compte de la formation des copeaux. Pour ce faire, les auteurs combinent une simulation d'usinage et une simulation de type CFD. Le premier modèle est développé sous DEFORM®-3D afin de simuler la formation des copeaux pour un demi-tour de foret. Le comportement du lubrifiant ne pouvant pas être simulé par l'intermédiaire de ce premier modèle, une seconde simulation a été implémentée dans le code de calcul ANSYS® [79]. Cette simulation CFD permet de modéliser l'écoulement du lubrifiant à l'intérieur du foret, ainsi que dans la zone de formation des copeaux. Malgré l'obtention du champ de vitesse dans ces zones d'intérêt, ce type de couplage numérique reste très complexe à mettre en œuvre.

Uçak *et al.* [80] mettent au point un modèle éléments finis sous DEFORM®-3D pour la prédiction de l'effort de poussée, du couple et des températures lors du perçage à sec de l'Inconel 718. Les efforts de coupe issus de ce modèle sont validés par l'intermédiaire d'un modèle 2D de coupe orthogonale. Quant aux températures obtenues, celles-ci sont validées à l'aide d'un modèle 3D sous ANSYS®. Pour cela, les flux de chaleur sont calculés par une méthode inverse basée sur des mesures expérimentales de température. Une fois déterminés, les flux de chaleur sont utilisés pour simuler la distribution des températures sur la paroi du trou percé, mais seulement dans un état stabilisé.

Plus récemment, Pang *et al.* [81] ont évalué la performance d'outils différemment revêtus lors du perçage à sec de l'Inconel 718. Les auteurs présentent un modèle éléments finis 3D capable de prédire l'effort de poussée, les températures, ainsi que l'usure du foret après perçage (Figure 1.21). Les résultats numériques mettent en avant qu'un foret pourvu d'un revêtement micro-texturé possède une bien meilleure durée de vie qu'un foret classiquement revêtu. Toutefois, la profondeur percée n'est que de 2.5 mm.

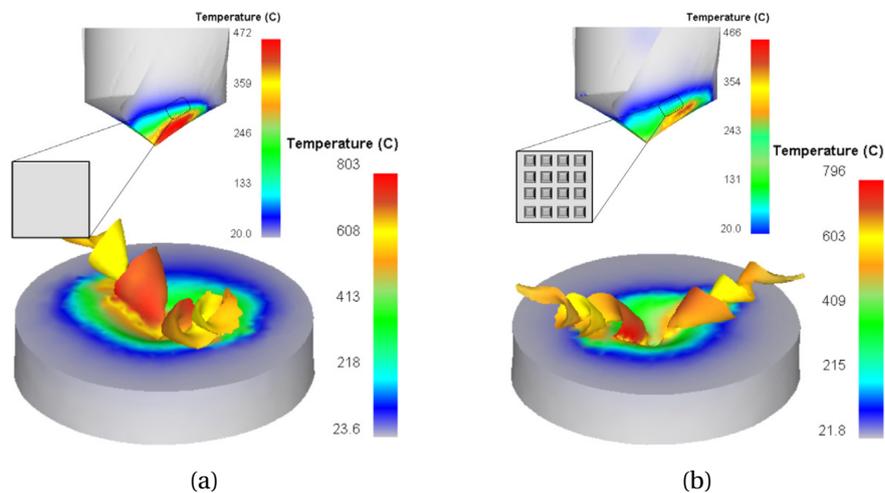


FIGURE 1.21 – Distribution des températures dans la pièce et sur le foret lors du perçage à sec de l'Inconel 718 : (a) foret avec un revêtement classique; (b) foret micro-texturé [81].

1.2.3 Synthèse

La simulation numérique du perçage s'est progressivement développée au cours de ces quinze dernières années. La majeure partie des travaux réalisés portent sur la prédiction des températures durant la phase de perçage. Cependant, quelques modèles ont été mis au point pour observer les modifications microstructurales sur la surface du trou, ou encore pour mettre en évidence l'usure du foret lors de la coupe. Dernièrement, la mise en œuvre de modèles numériques complets s'est considérablement accélérée avec l'accroissement des capacités de calcul. Ce type de simulation présente l'avantage de reproduire l'intégralité des phénomènes mis en jeu dans la zone de coupe. Toutefois, de nombreux calages tributaires d'essais expérimentaux sont nécessaires pour aboutir à des résultats satisfaisants. D'autre part, l'utilisation d'un formalisme Lagrangien pour simuler l'enlèvement de matière donne lieu à des temps de calcul considérables, pour des profondeurs simulées ne dépassant pas 2.5 mm en 3D. À l'heure actuelle, il n'existe pas de modèle 3D capable de simuler d'importantes profondeurs de perçage en fonction des paramètres process, et avec des temps de calcul CPU viables.

1.3 Comportement de l'alliage Inconel 718

1.3.1 Propriétés physiques et usinabilité

Les différentes parties d'un turboréacteur d'avion sont exposées à des sollicitations thermomécaniques extrêmes sur une durée importante. Dans de telles conditions, les valeurs de température et de contrainte supportées dépassent amplement les limites admissibles des matériaux métalliques conventionnels. Dans ce contexte, l'utilisation de superalliages réfractaires tels que l'Inconel 718 apparaît indispensable pour assurer la tenue mécanique des composants en service.

L'Inconel 718 (ou NC19FeNb selon la norme AFNOR) est un alliage à base nickel polycristallin faisant partie de la famille des superalliages réfractaires. L'Inconel 718 est dédié à la fabrication de pièces soumises à des températures en service comprises entre 450 et 650°C, et nécessitant une excellente résistance mécanique. L'industrie aéronautique est une grande consommatrice de cet alliage qui est majoritairement utilisé pour la fabrication des disques de turbine Haute Pression (HP) et Basse Pression (BP) des turboréacteurs d'avion (ex. : CFM56® de la société Safran Aircraft Engines).

Caractéristiques métallurgiques

La composition de l'Inconel 718 est à l'origine de ses performances remarquables. En effet, la présence en grande quantité des éléments d'alliage tels que le nickel (Ni) et le chrome (Cr) lui confère une très bonne résistance aux phénomènes de corrosion et d'oxydation. Par ailleurs, la forte teneur en fer (Fe) contenu dans cet alliage lui procure une bonne aptitude à la mise en forme pour des pièces massives [66]. Les autres éléments d'alliage, à savoir le Molybdène (Mo), le Niobium (Nb), le Titane (Ti) et l'Aluminium (Al), jouent un rôle prépondérant sur la précipitation des phases durcissantes. Le [Tableau 1.1](#) donne la composition chimique de l'Inconel 718 en pourcentage massique.

	Ni	Cr	Fe	Nb	Mo	Ti	Al
IN718	50-55	17-21	15-21	4.75-5.5	2.8-3.3	0.65-1.15	0.2-0.8

TABLEAU 1.1 – Composition chimique de l'Inconel 718 (% massique).

En raison de sa teneur élevée en nickel, cet alliage possède une matrice austénitique γ composée d'une structure cristalline cubique à faces centrées (CFC, [Figure 1.22](#)). L'Inconel 718 est principalement durci par la précipitation de deux phases intermétalliques γ' et γ'' responsables de ses caractéristiques mécaniques à haute température. Ce matériau est constitué d'une dernière phase stable δ associée à la phase γ'' . La phase δ ne contribue pas de manière significative au durcissement de l'alliage, mais joue un rôle bénéfique sur sa rupture ductile [82].

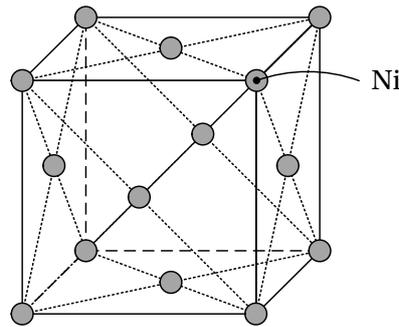


FIGURE 1.22 – Structure cristalline cubique à faces centrées de la matrice austénitique γ .

Les travaux de Perrin [66] apportent des informations précieuses sur les températures de dissolution de ces phases dans l'Inconel 718. L'Analyse Thermique Différentielle (ATD) réalisée sur cet alliage indique que la dissolution de la phase γ' se produit entre 560 et 710°C, suivie par une dissolution de la phase γ'' comprise entre 710 et 865°C. La précipitation de la phase δ intervient quant à elle entre 865 et 930°C. Outre les phases principales γ , γ' , γ'' et δ , l'Inconel 718 se compose de différents types de carbures listés dans les travaux de thèse de Zemzemi [82]. Ces derniers sont majoritairement présents aux joints de grain et contribuent à l'amélioration des propriétés mécaniques de l'alliage.

Traitement thermique

Afin d'augmenter ses propriétés mécaniques avant la mise en service, l'Inconel 718 subit le traitement thermique conventionnel Trepé et Revenu (TR) suivant :

Remise en solution :

- 954°C pendant 1h suivit d'une trempe à l'eau.

Vieillessement :

- 718°C pendant 8h puis refroidissement au four à une vitesse de 50°C/h jusqu'à 621°C;
- 621°C pendant 8h puis refroidissement à l'air.

Pour une meilleure lisibilité, la [Figure 1.23](#) illustre les différentes étapes du traitement thermique conventionnel TR. La première étape de ce dernier permet la remise en solution complète des phases durcissantes γ' et γ'' , tandis que les deux vieillissements successifs assurent la précipitation de ces deux phases.

Propriétés mécaniques et usinabilité

L'Inconel 718 est reconnu pour conserver ses excellentes propriétés mécaniques jusqu'à une température d'environ 650°C, ce qui en fait un matériau de choix pour les struc-

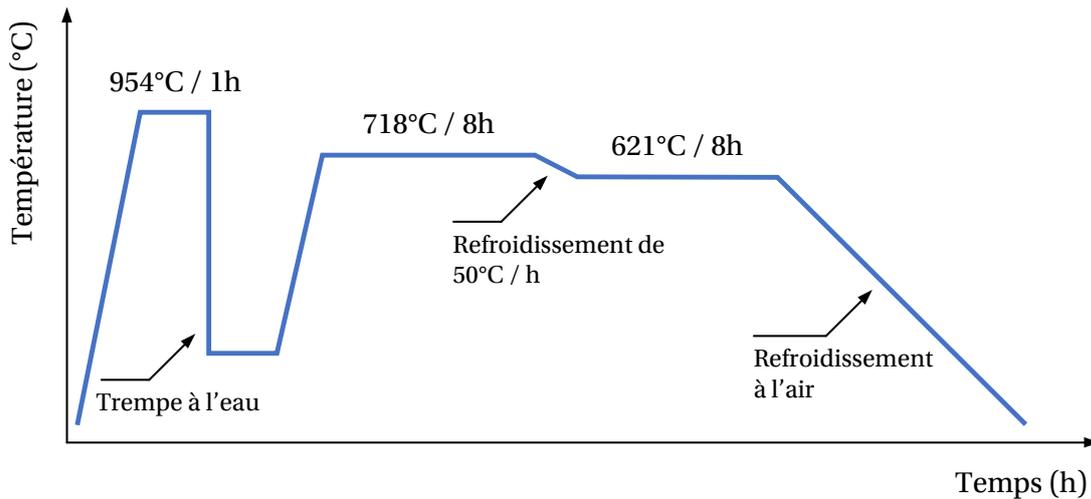


FIGURE 1.23 – Traitement thermique TR de l'Inconel 718.

tures soumises à de tels niveaux de température. À titre indicatif, le [Tableau 1.2](#) regroupe quelques-unes de ses principales propriétés physiques à 20°C. En revanche, les propriétés exceptionnelles de cet alliage sont responsables de sa faible usinabilité comparée aux aciers et aux alliages d'aluminium. En effet, la mise en forme par enlèvement de matière de l'Inconel 718 pose de nombreux problèmes répertoriés dans les travaux de Dudzinski *et al.* [83].

	E	R _{p0.2}	R _m	ρ	C _p	λ	α
	[GPa]	[MPa]	[MPa]	[kg.m ⁻³]	[J.kg ⁻¹ .°C ⁻¹]	[W.m ⁻¹ .°C ⁻¹]	[°C ⁻¹]
IN718	205	1200	1400	8200	335	12	1.5 × 10 ⁻⁵

TABLEAU 1.2 – Propriétés physiques de l'Inconel 718 à 20°C.

Tout d'abord, celui-ci conserve sa grande dureté pendant l'usinage (environ 47 HRC). D'autre part, la faible conductivité thermique de l'alliage induit une concentration de la chaleur dans la zone de coupe, qui peut s'amplifier selon l'opération d'usinage réalisée. L'Inconel 718 présente également un écrouissage significatif à haute température, conduisant à une usure prématurée de l'outil. Par ailleurs, il est important de souligner que la très forte teneur en nickel de l'alliage conduit fréquemment à l'adhésion des copeaux sur l'outil coupant.

L'ensemble de ces caractéristiques affectent la durée de vie de l'outil, et peuvent notamment détériorer la surface usinée en termes de contraintes résiduelles. Par conséquent, l'usinage de l'Inconel 718 requiert une surveillance élevée des surfaces fonctionnelles usinées, sous peine d'altérer la tenue mécanique de la pièce fabriquée. Dans le cadre de ces travaux de recherche, les difficultés de modélisation du perçage à sec sont accrues par la faible usinabilité de ce matériau.

1.3.2 Modélisation du comportement de l'Inconel 718 en usinage

La mécanique des matériaux est une branche de la mécanique essentielle pour comprendre et modéliser le comportement de divers matériaux solides soumis à des sollicitations thermomécaniques. Les comportements complexes tels que la plasticité, la visco-élasticité ou encore la viscoplasticité peuvent être modélisés par le biais d'une loi ou d'un modèle de comportement. Le modèle de comportement d'un matériau cherche à représenter la manière dont celui-ci répond à un ensemble de sollicitations, en faisant intervenir un certain nombre de variables internes (écrouissage, endommagement, rupture...). Au sein même de la littérature, il existe de très nombreux modèles de comportement dédiés à diverses applications. Par choix, nous consacrerons cette partie à l'étude de deux modèles fréquemment employés dans le cadre de la simulation des procédés mettant en jeu de hauts taux de déformation à l'état solide.

Le modèle de Johnson-Cook

Le modèle de Johnson-Cook [84] est un modèle de comportement faisant intervenir l'élasticité et l'écrouissage du matériau. La dépendance de la contrainte au taux de déformation plastique et à la température est également considérée. Ce modèle a été proposé à partir d'une campagne d'essais menée sur divers matériaux tels que l'acier, l'aluminium, le cuivre, le nickel ou encore le tungstène. Celui-ci a spécifiquement été conçu pour modéliser le comportement de matériaux soumis à de hautes températures et à des taux de déformation élevés. Le modèle de Johnson-Cook est défini par le produit de trois facteurs de telle sorte que :

$$\sigma_{eq} = [A + B(\bar{\epsilon}^p)^n] \times \left[1 + C \ln\left(\frac{\dot{\epsilon}^p}{\dot{\epsilon}_0}\right) \right] \times [1 - T^{*m}] \quad (1.4)$$

où σ_{eq} représente la contrainte équivalente de von Mises, $\bar{\epsilon}^p$ la déformation plastique équivalente, $\dot{\epsilon}^p$ le taux de déformation plastique équivalent et $\dot{\epsilon}_0$ un taux de déformation de référence. Les paramètres A, B, C, n et m sont les cinq paramètres du modèle intrinsèques au matériau. Ces paramètres modélisent le comportement du matériau par l'intermédiaire de trois facteurs qui, dans l'ordre d'apparition, représentent les phénomènes d'écrouissage, de durcissement dynamique et d'adoucissement thermique. La température homologue T^* est quant à elle caractérisée de la manière suivante :

$$T^* = \frac{T - T_0}{T_f - T_0} \quad (1.5)$$

avec T la température du matériau, T_f la température de fusion et T_0 la température de référence des essais mécaniques. Le modèle de Johnson-Cook est un modèle empirique qui repose sur des observations expérimentales, ce qui lui confère une formulation mathématique simple. L'identification des paramètres du modèle se fait le plus souvent à partir d'essais mécaniques couplés à des méthodes inverses.

Les essais mécaniques utilisés pour l'identification des paramètres du modèle sont regroupés en deux grandes familles : les essais dits quasi-statiques et les essais dynamiques. La première famille d'essais comprend les essais conventionnels de traction, de compression, de cisaillement pur et de torsion. À titre d'exemple, un certain nombre d'auteurs ont étudié le comportement de l'Inconel 718 à haute température à partir d'essais de compression et de traction, pour des taux de déformation relativement faibles [85, 23, 86, 87]. Les différents types d'essais précédemment cités permettent d'obtenir l'évolution de la contrainte d'écoulement pour une gamme de taux de déformation allant de 10^{-4} à 10^2 s $^{-1}$. Par conséquent, ces essais ne sont pas adaptés pour décrire le comportement d'un matériau soumis à de très grands taux de déformation. En effet, dans le cas de l'usinage, les taux de déformation mis en jeu sont nettement supérieurs à 10^3 s $^{-1}$.

Dans ce contexte, les essais dynamiques sont une solide alternative pour parer à ce type de problématique. Ces essais font intervenir de plus grands taux de déformation et sont le plus souvent pilotés en traction, compression et torsion. Le système des barres d'Hopkinson en compression (*Split Hopkinson Pressure Bar* - SHPB) fait partie des dispositifs les plus répandus en raison de sa robustesse. Ce dispositif expérimental permet de caractériser le comportement dynamique d'un matériau soumis à de hauts taux de déformation [88], généralement de l'ordre de 10^2 à 10^4 s $^{-1}$. Concernant l'Inconel 718, son comportement a pu être étudié dans cette gamme de taux de déformation à des températures élevées [89, 90, 91]. La Figure 1.24 présente un exemple de résultats expérimentaux obtenus à l'aide d'un dispositif SHPB.

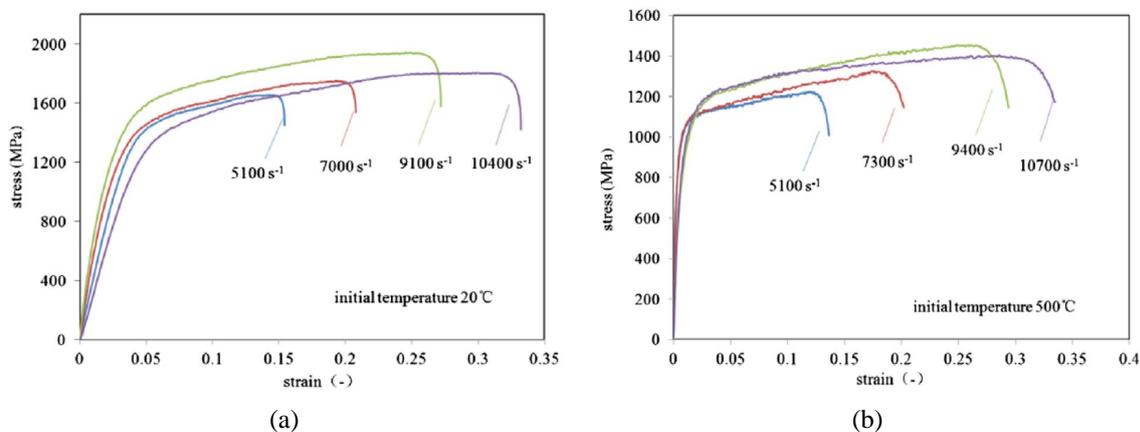


FIGURE 1.24 – Courbes contrainte-déformation issues d'essais SHPB pour différents taux de déformation à une température de : (a) 20°C et (b) 500°C [91].

L'identification des paramètres du modèle de Johnson-Cook peut se faire par l'intermédiaire de méthodes inverses. Dans ce cas de figure, l'identification des paramètres se base très souvent sur la mise en œuvre d'un modèle numérique. Le principe de ces méthodes consiste à minimiser une « fonction objectif » mesurant la différence de réponse entre le modèle numérique et les essais expérimentaux. Dans le cadre de l'usinage de l'Inconel 718, Jafarian *et al.* [92] traitent la fonction objectif à partir d'un algorithme gén-

tique, appartenant à la famille des algorithmes évolutionnistes. D'autres auteurs [93, 94] identifient les paramètres du modèle de Johnson-Cook par une simple régression linéaire à partir des résultats expérimentaux.

Le modèle de Johnson-Cook est très fréquemment employé pour la simulation de l'usinage en raison de la disponibilité des paramètres pour un grand nombre de matériaux. Dans ce procédé, les mécanismes de coupe engendrent d'importantes déformations plastiques lors de la formation des copeaux. Par conséquent, les températures atteintes dans la zone de coupe sont très élevées. Dans ce contexte, le modèle de Johnson-Cook est particulièrement adapté pour modéliser le comportement des matériaux dans de telles conditions. Dans la littérature, ce modèle a largement été mis en application pour simuler les transferts de chaleur et la génération des contraintes résiduelles induites par l'usinage de l'Inconel 718. La modélisation de la coupe orthogonale [12, 20] ainsi que celle du tournage [25, 24] ont été particulièrement investiguées. Par ailleurs, quelques modèles numériques de perçage intègrent un modèle de Johnson-Cook dans le cas des aciers [71, 72] et de l'Inconel 718 [80].

Au fil des années, le modèle de Johnson-Cook a été adapté afin de prendre en considération certains phénomènes physiques. Wang *et al.* [91] proposent un modèle de Johnson-Cook modifié dans lequel le paramètre de sensibilité au taux de déformation C (cf. [Équation 1.4](#)) dépend de la température et du taux de déformation. Le phénomène de recristallisation dynamique, qui peut apparaître en usinage à l'interface outil-copeau, a été intégré par certains auteurs afin de modéliser le processus de coupe. C'est notamment le cas de Özel *et al.* [35] qui proposent un modèle de Johnson-Cook modifié pour l'usinage de l'Inconel 718. Del Prete *et al.* [18] présentent une autre adaptation du modèle qui tient compte de la dureté initiale de la pièce avant usinage. Ces évolutions du modèle de Johnson-Cook ont été appliquées par Jafarian *et al.* [22, 92] afin de tenir compte des modifications microstructurales subies par l'alliage en coupe orthogonale. Comme le décrit Courbon [95], bien d'autres variantes du modèle de Johnson-Cook ont été proposées dans la littérature.

Le modèle de Norton-Hoff

Le modèle de Norton-Hoff [96, 97] permet de modéliser le comportement viscoplastique de nombreux matériaux métalliques. Ce modèle de comportement repose sur une évolution en loi puissance, d'où sa formulation mathématique simple. Dans le cas d'une sollicitation uniaxiale, le modèle de Norton-Hoff peut s'écrire de la façon suivante :

$$\sigma_{eq} = K_{(T)} \sqrt{3} \left(\sqrt{3} \dot{\epsilon}^p \right)^{m_{(T)}} \quad (1.6)$$

où σ_{eq} est la contrainte équivalente de von Mises, $\dot{\epsilon}^p$ le taux de déformation plastique équivalent, $K_{(T)}$ la consistance du matériau et $m_{(T)}$ la sensibilité de la contrainte au taux de déformation. Notons que ces deux derniers paramètres sont intrinsèques au matériau et dépendent de la température T .

La formulation du modèle ne fait appel qu'à un nombre restreint de paramètres identifiables expérimentalement. Elle ne fait pas non plus intervenir de variables internes liées à l'élasticité et à l'écoulement du matériau. La contrainte d'écoulement dépend uniquement du taux de déformation, ce qui s'avère particulièrement adapté pour traiter le caractère viscoplastique de certains matériaux. Néanmoins, contrairement au modèle de Johnson-Cook, le modèle de Norton-Hoff n'a pas la capacité à prédire l'état de contraintes résiduelles dans le matériau. En effet, lorsque le taux de déformation est nul, les contraintes dans la matière le sont tout autant. Ce modèle de comportement est donc réservé à la simulation d'écoulements viscoplastiques.

Le modèle de Norton-Hoff est couramment utilisé dans le domaine de la modélisation des procédés pour représenter le comportement de matériaux soumis à de hautes températures et de grands taux de déformation. Dans ces travaux de thèse, Yang [98] se sert du modèle de Norton-Hoff pour simuler le comportement d'un alliage d'aluminium Al7475 en formage superplastique. Ce modèle rhéologique est également mis en œuvre par Ripert *et al.* [99] dans le cadre de la modélisation du laminage, pour des taux de déformation de l'ordre de 10^2 s^{-1} . Outre les procédés de mise en forme, le procédé de soudage par friction-malaxage (*Friction Stir Welding* - FSW) a été modélisé à l'aide du modèle de Norton-Hoff. C'est le cas de Robe *et al.* [100] qui utilisent ce modèle de comportement pour simuler les transferts de chaleur au cours du soudage FSW d'un alliage d'aluminium (Figure 1.25). Nous pouvons également citer les travaux de Feulvarch [101, 102] et Gastebois [103] qui ont eu recours au modèle de Norton-Hoff pour la modélisation et la simulation du soudage FSW.

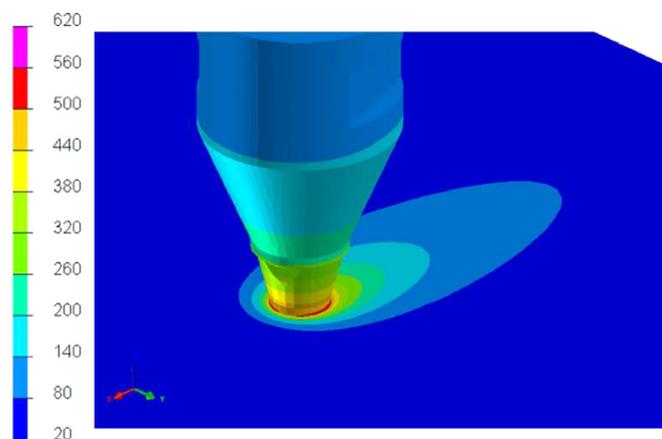


FIGURE 1.25 – Champ de température (°C) simulé au cours du soudage FSW d'un alliage d'aluminium [100].

Le procédé d'usinage n'a été que peu modélisé par le biais du modèle de Norton-Hoff. Quelques travaux font état de son utilisation pour la simulation de la coupe orthogonale. Nous pouvons mentionner les travaux de Monaghan *et al.* [104] ou encore ceux de Ng *et al.* [105] qui estiment l'apport de chaleur généré par la coupe au moyen du modèle de Norton-Hoff. Plus récemment, Girinon *et al.* [33] ont utilisé ce modèle de comportement pour simuler en 3D les transferts de chaleur durant une opération de chariotage.

1.3.3 Synthèse

Les modèles de comportement complexes sont particulièrement utilisés dans la littérature. Le traitement numérique de ces modèles implique la prise en compte de variables internes d'histoire telles que la variable d'érouissage isotrope pour le modèle de Johnson-Cook. Cette variable nécessite de mettre en œuvre un formalisme partiellement ou totalement Lagrangien afin d'assurer le suivi de la matière dans son mouvement. Or, comme exposé dans la section 1.1, ce type de formalisme ne semble pas adapté pour simuler une opération d'enlèvement de matière dans son intégralité, c'est-à-dire pour des durées d'usinage de plusieurs secondes.

Dans ce contexte, le modèle de Norton-Hoff semble redoutablement efficace si l'on cherche uniquement à simuler les transferts de chaleur au cours d'une opération d'usinage. En effet, celui-ci ne tient pas compte de l'histoire du matériau et n'impose pas le choix d'un formalisme particulier. Par conséquent, ce modèle de comportement est particulièrement adapté à l'utilisation d'un formalisme Eulérien qui, comme évoqué dans la section 1.1, semble capable de simuler des temps d'usinage de plusieurs secondes pour des géométries complexes en 3D.

2

Stratégie numérique pour la simulation thermomécanique du perçage

Sommaire

2.1	Introduction	40
2.2	Conception de la zone de coupe	40
2.2.1	Modélisation analytique des mécanismes de coupe	40
2.2.2	Stratégie de construction	43
2.3	Modélisation physique de l'opération de perçage	45
2.3.1	Modélisation de l'écoulement de matière	45
2.3.2	Calibration du modèle de Norton-Hoff	47
2.3.3	Transferts thermiques au sein du modèle	50
2.4	Stratégie numérique Rigid-ALE	53
2.4.1	Maillage de l'outil coupant	53
2.4.2	Stratégie de modélisation	54
2.4.3	Discrétisation du problème à résoudre	58
2.5	Conclusion	60

2.1 Introduction

Comme nous l'avons évoqué dans le chapitre 1, les mécanismes de coupe produits par une opération de perçage sont difficilement observables en raison de la géométrie du procédé en pointe de foret. D'ailleurs, c'est pour cette même raison que les transferts de chaleur peuvent être très intenses à proximité de la zone de coupe. Du point de vue de la modélisation numérique, le calcul des cinétiques thermiques nécessite de simuler des temps de perçage de plusieurs secondes, à l'échelle de la pièce et du trou percé. À l'heure actuelle, la littérature ne fait état d'aucune formulation partiellement ou totalement Lagrangienne capable de réaliser de telles simulations en 3D, avec des temps CPU industriellement acceptables.

C'est pourquoi nous proposons dans ce chapitre une stratégie numérique originale ayant pour objectif de simuler en 3D les transferts de chaleur lors d'une opération de perçage à sec complète. Afin d'être compatible avec une utilisation industrielle, le but de cette stratégie est d'obtenir les transferts de chaleur dans la pièce en fonction des paramètres process et dans des temps CPU de quelques heures. Cette nouvelle approche se base sur un formalisme Rigid-ALE (R-ALE) pour les transferts de chaleur et un modèle de comportement viscoplastique sans effet d'histoire. Dans la première partie de ce chapitre, la construction géométrique des copeaux sera détaillée en se basant sur le modèle analytique de Merchant [106, 107], tout en considérant la géométrie 3D de l'outil. Dans la seconde partie, la modélisation physique de l'opération de perçage ainsi que la calibration du modèle de comportement viscoplastique seront présentées. Finalement, la stratégie numérique Rigid-ALE transitoire développée dans le cadre du perçage sera décrite.

2.2 Conception de la zone de coupe

2.2.1 Modélisation analytique des mécanismes de coupe

La stratégie numérique développée dans ces travaux de thèse consiste à traiter de façon purement Eulérienne l'écoulement de matière dans la zone de coupe. Dans ce cas de figure, le maillage est assimilé à une grille rigide indéformable qui reste fixe au cours du temps. Comme évoqué dans la section 1.1, la description Eulérienne requiert une géométrie de copeau prédéfinie. En usinage, cette dernière est généralement obtenue par des techniques expérimentales de type QST (pour *Quick-Stop Test*).

Dans le cadre de ses travaux de thèse, Girinon [1] a développé un dispositif QST adapté au perçage. Ce dispositif permet d'interrompre de manière instantanée les mécanismes de coupe durant l'opération de perçage, afin d'obtenir la géométrie stabilisée de la zone de coupe. Malheureusement, le taux de réussite pour ce type de dispositif est relativement faible en raison de la fragilité des copeaux. D'autre part, cette procédure expérimentale

est difficilement applicable dans un contexte industriel compte tenu de la large gamme de paramètres de perçage utilisés. L'objectif de ce travail est de proposer une méthode destinée à créer numériquement la géométrie de la zone de coupe en fonction de l'avance par tour et de la géométrie 3D du foret. Avant d'entamer la construction géométrique des copeaux, il convient de présenter les principaux mécanismes mis en jeu lors de la coupe d'un matériau métallique.

La modélisation analytique des mécanismes de coupe a dans un premier temps été introduite par Merchant [106, 107] dans le cas de la coupe orthogonale, avant de devenir un sujet largement étudié par la communauté scientifique. Le modèle de Merchant suppose que la formation du copeau intervient suite à un cisaillement intense du matériau provoqué par le mouvement de l'outil coupant. Le copeau se forme sur la face de coupe de l'outil selon un plan de cisaillement orienté d'un angle ϕ , communément appelé angle de cisaillement primaire (voir Figure 2.1).

De manière générale, le phénomène de coupe se décompose en trois zones de cisaillement distinctes. La première étant la zone de cisaillement primaire (ZCP) décrite précédemment, dans laquelle le flux de matière change brutalement de direction d'écoulement, passant de la vitesse de coupe V_c à la vitesse d'écoulement du copeau V_{cop} . Les deux autres zones de cisaillement identifiées sont le siège de phénomènes de frottement intenses entre l'outil coupant et la matière usinée. La zone de cisaillement secondaire (ZCS) se situe entre la face de coupe de l'outil et le copeau, tandis que la zone de cisaillement tertiaire (ZCT) est localisée au niveau du contact entre la face de dépouille de l'outil et la surface usinée. La Figure 2.1 illustre la répartition des différentes zones de cisaillement dans un plan normal à l'arête de coupe de l'outil.

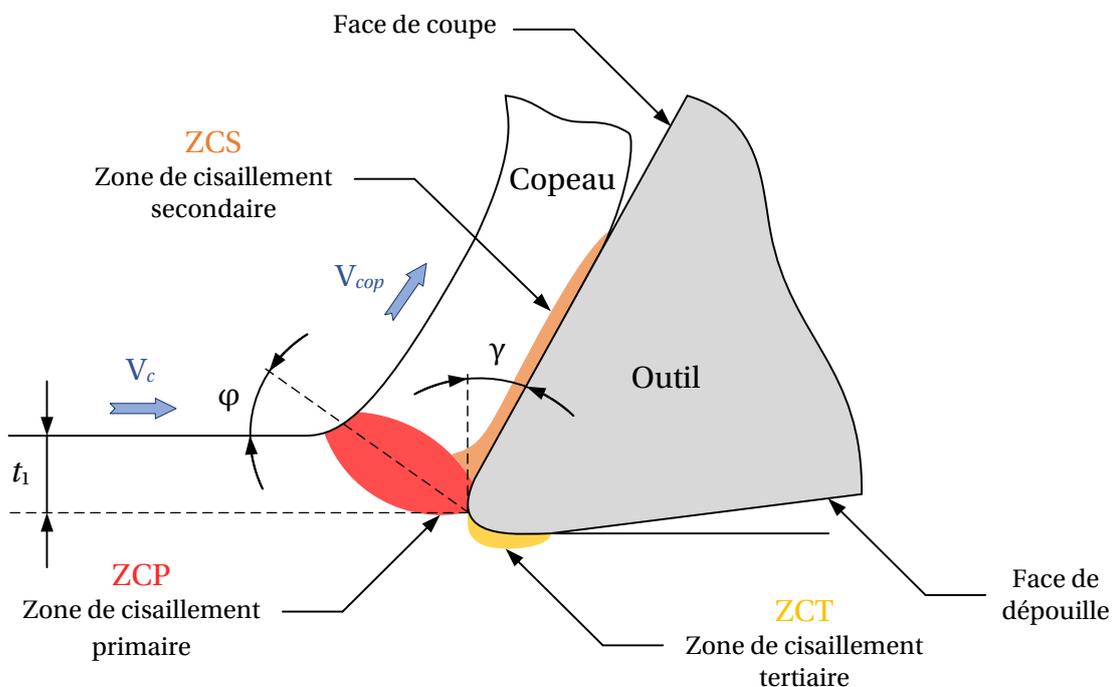


FIGURE 2.1 – Coupe d'un matériau métallique dans un plan normal à l'arête de coupe.

Pour des conditions normales de coupe, la chaleur générée par l'enlèvement de matière provient à 80% de la ZCP, à 18% de la face de coupe (ZCS) et à 2% de la face de dépouille (ZCT) [66]. Les phénomènes de frottement à l'origine de ces deux dernières zones de cisaillement ont peu d'influence sur les transferts de chaleur dans la pièce usinée. Ainsi, nous supposons dans le modèle numérique que l'échauffement provient essentiellement d'une partie de la puissance mécanique mise en jeu dans la ZCP. De plus, en supposant que la géométrie de la zone de coupe reste identique tout au long du perçage, nous proposons de concevoir un maillage figé de la ZCP pour l'ensemble de la simulation.

Afin de développer un algorithme géométrique de construction du maillage efficace dans un contexte industriel, la stratégie proposée se base sur le modèle de Merchant [106, 107] dont il convient de rappeler brièvement les hypothèses simplificatrices. Tout d'abord, le modèle n'est valable que pour un matériau homogène et isotrope, au comportement rigide purement plastique. D'autre part, le copeau est supposé se former dans des conditions stationnaires en déformation plane, tout en conservant une épaisseur constante le long de la face de coupe. Nous pouvons également ajouter que l'outil possède un rayon de bec nul, ce qui a pour conséquence de négliger l'influence de ce dernier sur la géométrie du copeau.

Malgré une modélisation simplifiée des mécanismes de coupe, le modèle analytique de Merchant [106, 107] permet de déterminer aisément l'angle de cisaillement primaire ϕ en fonction des paramètres de perçage, sans avoir à recourir à une batterie d'essais expérimentaux. La construction analytique des copeaux développée dans cette étude consiste tout d'abord à déterminer l'épaisseur du copeau non déformé t_1 et l'angle de cisaillement primaire ϕ dans le plan tangent à la surface cylindrique du trou (voir Figure 2.2). Dans le cas d'une opération de perçage, l'épaisseur du copeau non déformé t_1 peut être estimée au moyen de l'angle de direction d'arête κ_r , comme suit :

$$t_1 = f_z \sin \kappa_r \quad (2.1)$$

avec f_z l'avance par tour et par dent du foret. Notons que dans le cas d'un foret à deux arêtes de coupe, $f_z = 1/2 f$ où f représente l'avance par tour du foret.

L'angle de cisaillement primaire ϕ , paramètre clé des mécanismes de formation du copeau, est ensuite estimé afin de reconstruire la ZCP dans le modèle numérique. Le modèle proposé par Zvorykin [108] est une des plus anciennes formulations de l'angle de cisaillement primaire. En se basant sur une minimisation de la puissance totale dissipée lors de la coupe, la formulation du modèle lie l'angle de cisaillement primaire ϕ aux angles de coupe γ et de friction β :

$$\phi = A_1 + A_2 (\gamma - \beta) \quad (2.2)$$

où A_1 et A_2 représentent les constantes du modèle de Zvorykin. Par la suite, ces deux constantes ont été étalonnées par Merchant [106, 107] comme suit :

$$\phi = \frac{\pi}{4} + \frac{1}{2} (\gamma - \beta) \quad (2.3)$$

Cependant, la formulation analytique (2.3) proposée par Merchant a tendance à sur-estimer l'angle de cisaillement primaire ϕ . Dans le cas des aciers, Moufki *et al.* [109] montrent que le modèle de Zvorykin donne une valeur satisfaisante de l'angle ϕ pour une constante $A_1 = 0.61$ rad :

$$\phi = 0.61 + \frac{1}{2} (\gamma - \beta) \quad (2.4)$$

L'angle de friction β peut quant à lui être estimé au moyen du coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$ de sorte que :

$$\phi = 0.61 + \frac{1}{2} (\gamma - \arctan \bar{\mu}) \quad (2.5)$$

Dans le cadre d'une étude pour Safran Aircraft Engines [110], le coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$ à l'interface outil-copeau a été déterminé par l'intermédiaire d'essais tribologiques entre un alliage Inconel 718 et un outil en carbure revêtu TiAlN-TiN, pour différentes vitesses de coupe. Ce couple de matériaux correspondant parfaitement à notre cas d'étude, nous faisons le choix d'utiliser les résultats expérimentaux de l'étude précédemment citée. Les valeurs numériques des paramètres de perçage permettant le calcul de t_1 et ϕ sont récapitulés dans le [Tableau 2.1](#).

f_z [mm.tr ⁻¹ .dent ⁻¹]	κ_r [°]	γ [°]	$\bar{\mu}$ [110]
0.05	70	27	0.54

TABLEAU 2.1 – Données d'entrée pour le calcul de t_1 et ϕ .

2.2.2 Stratégie de construction

La première partie de cette étude nous a permis de déterminer les paramètres t_1 et ϕ dans le plan tangent à la surface cylindrique du trou. Le [Tableau 2.2](#) présente leur valeur numérique respective calculée à l'aide des paramètres de perçage. Les paramètres t_1 et ϕ étant obtenus pour nos conditions d'étude, nous proposons à présent de construire la zone de coupe et en particulier la ZCP, en suivant la stratégie présentée en [Figure 2.2](#).

t_1 [mm]	ϕ [°]
0.047	34.3

TABLEAU 2.2 – Valeurs numériques de t_1 et ϕ dans le plan tangent à la surface cylindrique du trou.

Cette stratégie consiste en une transformation hélicoïdale de chaque arête de coupe représentée en bleu. La transformation hélicoïdale caractérisée par les flèches vertes est réalisée en combinant :

- une rotation d'un angle $\pi - \frac{t_1}{R \tan(\phi)}$ autour de l'axe \mathbf{z} ;
- un déplacement vertical t_1 suivant l'axe \mathbf{z} .

Cette procédure permet de construire la ZCP, mais également la géométrie du fond du trou en considérant la surface balayée par les arêtes de coupe lors de la transformation hélicoïdale. Notons que la taille de chacune des ZCP est volontairement amplifiée sur la [Figure 2.2](#) pour davantage de lisibilité.

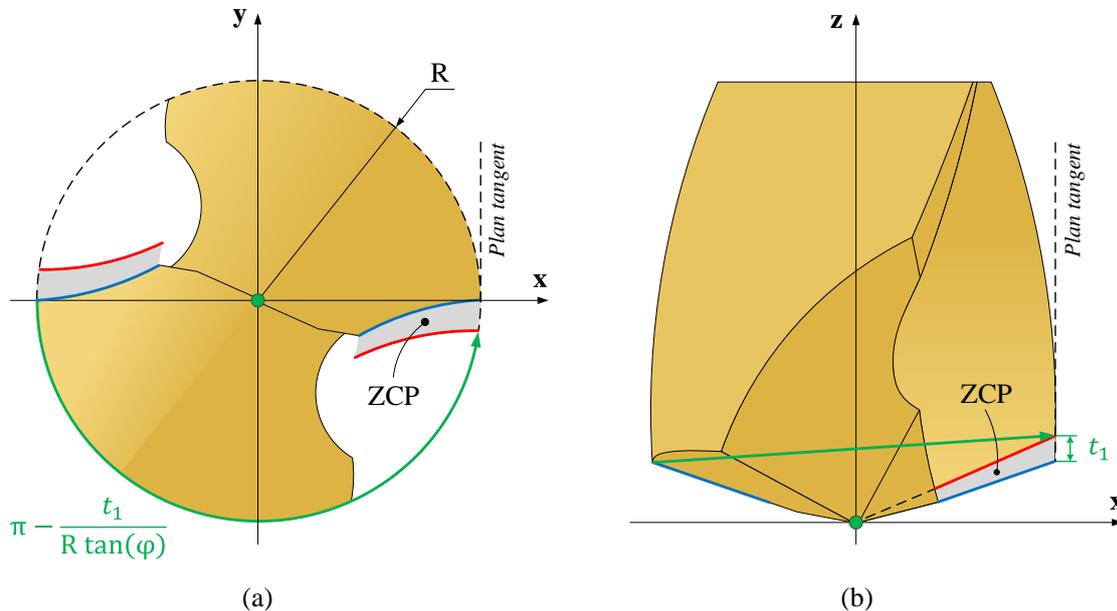


FIGURE 2.2 – Stratégie de construction de la ZCP dans le cas d'un foret à deux arêtes de coupe : (a) vue de dessus et (b) vue de face du foret.

La ZCP est ainsi délimitée par l'arête de coupe bleue et la courbe rouge issue de la stratégie illustrée sur la [Figure 2.2](#). Les maillages volumiques des copeaux sont ensuite obtenus par l'extrusion de chaque ZCP le long de la face de coupe du foret. Un exemple de maillage créé à l'aide de la stratégie développée est présenté en [Figure 2.3](#). Sur le maillage, les courbes bleues correspondent aux deux arêtes de coupe du foret. Notons que la géométrie des copeaux n'atteint pas le centre du foret en raison de la géométrie de coupe négative de l'âme. En effet, cette zone refoule la matière vers l'extérieur, empêchant ainsi la formation d'un copeau continu le long de l'arête de coupe du foret.

La stratégie proposée est avantageuse puisqu'elle tient compte de l'évolution de l'épaisseur des copeaux le long de l'arête de coupe du foret, indépendamment de sa géométrie. En effet, dans ses travaux de thèse sur le perçage, Claudin [111] observe expérimentalement une évolution de l'épaisseur du copeau en fonction de la position considérée sur l'arête de coupe. Cette évolution s'explique par la variation de la vitesse orthoradiale et des angles γ et ϕ le long de l'arête de coupe. L'épaisseur du copeau est donc maximale à la périphérie du foret et diminue progressivement en se rapprochant de son centre. Du point de vue industriel, la stratégie mise en œuvre est d'un grand intérêt puisqu'elle permet de construire la géométrie des copeaux en fonction de l'avance par tour, tout en tenant compte de la géométrie du foret.

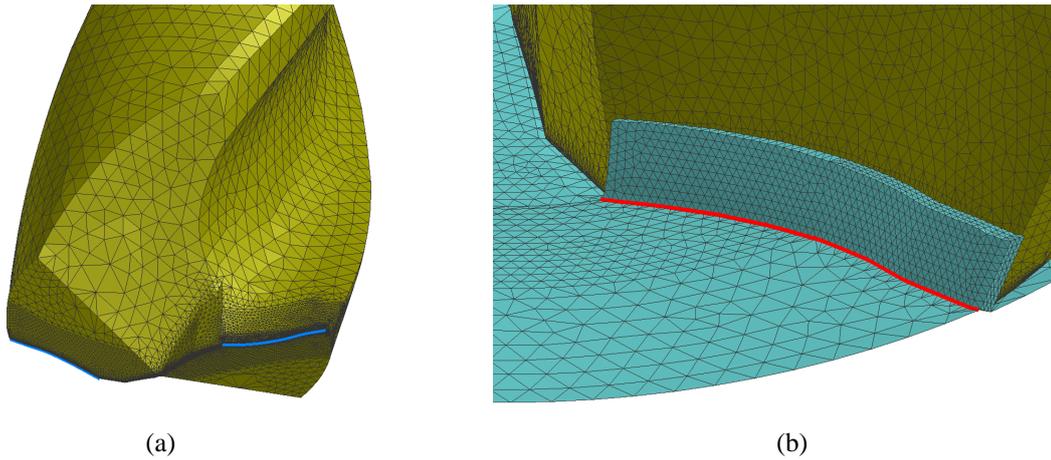


FIGURE 2.3 – Exemple de construction du maillage pour un foret en carbure monobloc SECO de référence SD203A 8.5-27-10R1-M : (a) arêtes de coupe; (b) maillage créé.

2.3 Modélisation physique de l'opération de perçage

2.3.1 Modélisation de l'écoulement de matière

Dans le cadre de l'étude, chaque zone de coupe est assimilée à un volume de contrôle Ω de frontière $\partial\Omega$ dans lequel s'effectue l'écoulement de la matière usinée. En considérant la prédominance des contraintes d'origine visqueuse à l'état solide [77], l'équilibre des contraintes peut s'écrire de la manière suivante :

$$\text{div}(\boldsymbol{\sigma}) = \mathbf{0} \quad (2.6)$$

avec $\boldsymbol{\sigma}$ le tenseur des contraintes de Cauchy, qui se décompose en une partie déviatorique \mathbf{S} et une partie sphérique $-p \cdot \mathbf{I}$.

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{S} - p \cdot \mathbf{I} \quad (2.7)$$

où p représente la pression hydrostatique et \mathbf{I} le tenseur identité.

Dans l'optique de développer un modèle numérique sur la base d'un formalisme purement Eulérien, nous faisons ici le choix de mettre en œuvre un modèle de comportement viscoplastique pour représenter l'écoulement matériel dans des conditions thermo-mécaniques extrêmes à l'état solide. L'intérêt de cette approche est de ne pas faire appel à l'histoire mécanique de la matière, et donc de ne pas nécessiter le traitement numérique de variables internes d'histoire. En effet, l'état de contrainte en tout point ne dépend que du taux de déformation instantané.

Le comportement viscoplastique du matériau est modélisé par l'intermédiaire de la viscosité dynamique μ sous la forme tensorielle suivante :

$$\mathbf{S} = 2\mu\mathbf{D} \quad (2.8)$$

où \mathbf{D} représente le tenseur des taux de déformation. Les déformations plastiques étant largement prédominantes dans chaque ZCP, les déformations thermiques et élastiques dans ces zones sont négligeables. Le tenseur des taux de déformation plastique \mathbf{D}^p équivaut dans ce cas au tenseur des taux de déformation \mathbf{D} , lui-même défini à partir du champ de vitesse \mathbf{v} de la matière :

$$\mathbf{D}^p \approx \mathbf{D} = \frac{1}{2} (\mathbf{grad}(\mathbf{v}) + \mathbf{grad}^T(\mathbf{v})) \quad (2.9)$$

Afin d'assurer l'incompressibilité plastique de la matière, le taux de dilatation volumique est nul en tout point de l'écoulement :

$$\text{tr}(\mathbf{D}^p) \approx \text{div}(\mathbf{v}) = 0 \quad (2.10)$$

L'opération de perçage à sec induit d'importantes sollicitations thermomécaniques dans la zone de coupe en raison des grandes déformations plastiques mises en jeu. Dans de telles conditions, il est admis que le matériau présente un caractère visqueux à haute température, dans la gamme de taux de déformation habituellement rencontrée en usinage. L'évolution de la viscosité dynamique μ du matériau peut être définie à partir du modèle de Norton-Hoff.

Ce choix est motivé par le fait qu'il n'y ait que deux paramètres propres au matériau : la consistance $K_{(T)}$ et la sensibilité de la contrainte au taux de déformation $m_{(T)}$. Ces deux paramètres peuvent dépendre de la température et sont généralement identifiés à partir d'essais de traction ou de torsion réalisés à différentes températures et taux de déformation [98]. Dans le modèle de Norton-Hoff, la viscosité dynamique μ est définie de la manière suivante :

$$\mu = K_{(T)} \left(\sqrt{3} \dot{\epsilon}^p \right)^{m_{(T)}-1} \quad (2.11)$$

où $\dot{\epsilon}^p$ représente le taux de déformation plastique équivalent :

$$\dot{\epsilon}^p \approx \left(\frac{2}{3} \mathbf{D} : \mathbf{D} \right)^{\frac{1}{2}} = D \quad (2.12)$$

avec D le taux de déformation plastique uniaxial. Dans le cas d'une sollicitation uniaxiale, la contrainte équivalente de von Mises s'écrit comme suit :

$$\sigma_{eq} = \left(\frac{3}{2} \mathbf{S} : \mathbf{S} \right)^{\frac{1}{2}} = K_{(T)} \sqrt{3} \left(\sqrt{3} D \right)^{m_{(T)}} \quad (2.13)$$

L'écoulement de matière dans les zones de coupe sera modélisé à l'aide de cette formulation dans la suite de l'étude. En effet, c'est sous cette forme que le modèle de Norton-Hoff est implémenté dans le code de calcul commercial SYSWELD® [61] utilisé dans ces travaux de recherche.

2.3.2 Calibration du modèle de Norton-Hoff

L'identification d'un modèle de comportement nécessite la connaissance du domaine de sollicitations ainsi que la capacité à réaliser des essais expérimentaux dans ce même domaine de sollicitations. Malgré les moyens expérimentaux actuels, ce dernier aspect constitue aujourd'hui un verrou technologique puisque les conditions thermomécaniques propres au procédé d'usinage sont très difficiles à reproduire expérimentalement.

Les paramètres $K_{(T)}$ et $m_{(T)}$ disponibles dans la littérature sont le plus souvent identifiés expérimentalement pour des taux de déformation quasi-statiques et intermédiaires, compris entre 10^{-2} et 10^2 s^{-1} . Ces valeurs sont représentatives des taux de déformation mis en jeu dans les procédés de mise en forme, mais sont inférieures à ceux généralement atteints en usinage. Pour le perçage, il est nécessaire de calibrer les paramètres du modèle de Norton-Hoff pour une gamme de taux de déformation proche de celle classiquement rencontrée en usinage (Figure 2.4).

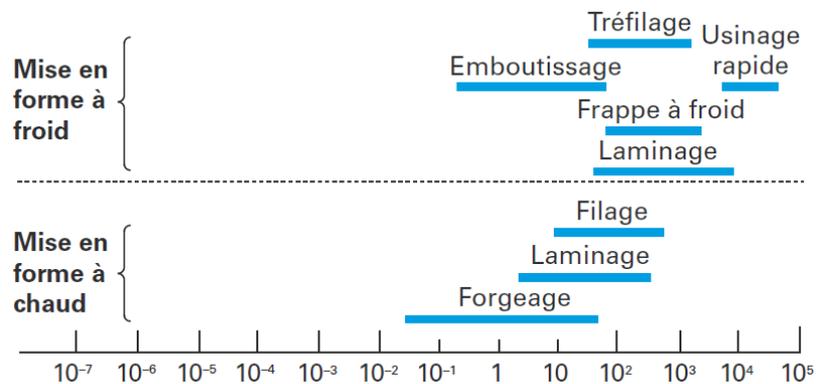


FIGURE 2.4 – Taux de déformation (s^{-1}) mis en jeu dans les procédés de fabrication [112].

Lors d'une opération d'usinage, la ZCP identifiée au niveau de la zone de coupe est le siège de sollicitations thermomécaniques extrêmes. Il convient donc de définir le modèle de comportement pour des taux de déformation supérieurs à 10^3 s^{-1} , comme indiqué sur la Figure 2.4. Cette gamme de sollicitations dans la ZCP correspond aux valeurs identifiées par Courbon [95] dans le cas de l'usinage des aciers, à savoir :

- une déformation plastique équivalente d'environ 100% ;
- un taux de déformation plastique équivalent de l'ordre de 10^4 s^{-1} ;
- une température moyenne de 400°C pour un maximum de 600°C .

Afin d'identifier les paramètres du modèle de Norton-Hoff pour des taux de déformation supérieurs à 10^3 s^{-1} , une calibration a été conduite sur la base des travaux de Jafarian *et al.* [92]. Ces travaux portent sur la modélisation du comportement de l'Inconel 718 en usinage à partir d'un modèle de Johnson-Cook, pour des taux de déformation très élevés (de 5000 à $11\,000 \text{ s}^{-1}$) et des températures relativement importantes (entre 500 et 800°C).

Le **Tableau 2.3** récapitule les paramètres du modèle de Johnson-Cook utilisés pour la calibration des paramètres $K_{(T)}$ et $m_{(T)}$ du modèle de Norton-Hoff.

	A [MPa]	B [MPa]	C	n	m	$\dot{\epsilon}_0$ [s ⁻¹]	T_0 [°C]	T_f [°C]
IN718	1016	899,1	0,0152	0,477	1,43	0,001	20	1300

TABLEAU 2.3 – Paramètres du modèle de Johnson-Cook pour l’alliage Inconel 718 [92].

Les évolutions de la contrainte équivalente obtenue avec le modèle de Johnson-Cook (cf. **Tableau 2.3**) sont tracées sur la **Figure 2.6** pour une déformation plastique équivalente de 100%. Cette valeur correspond à celle identifiée par Courbon [95] en usinage et pourrait bien évidemment faire l’objet d’une étude de sensibilité plus approfondie.

Les paramètres $K_{(T)}$ et $m_{(T)}$ du modèle de Norton-Hoff sont calibrés à partir d’une régression linéaire appliquée aux évolutions de contrainte de la **Figure 2.6** tracées en échelles logarithmiques. Le coefficient de détermination R^2 résultant de cette régression linéaire est très satisfaisant puisqu’il est égal à 0,9985. Les évolutions de la contrainte équivalente obtenue avec le modèle de Norton-Hoff calibré sont tracées sur la **Figure 2.7**, tandis que l’évolution de la consistance $K_{(T)}$ calibrée pour l’Inconel 718 est présentée en **Figure 2.5**.

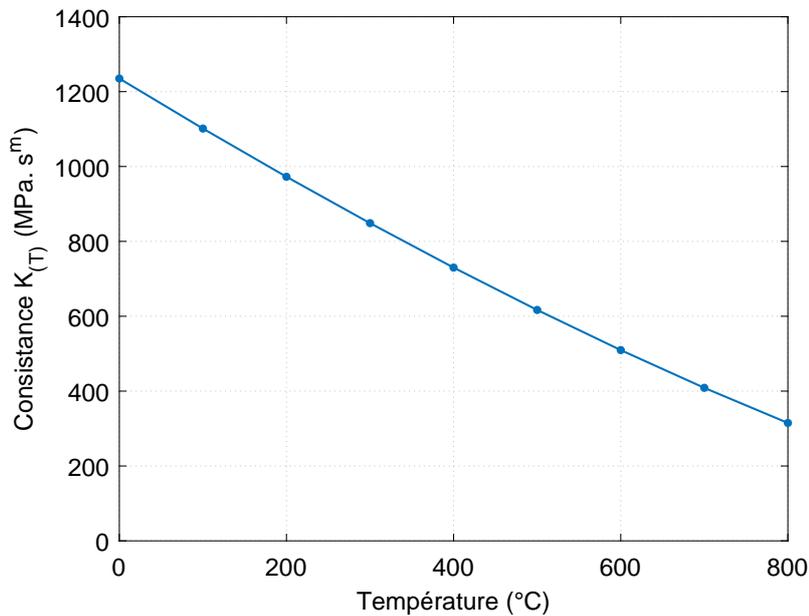


FIGURE 2.5 – Évolution de la consistance $K_{(T)}$ calibrée pour l’Inconel 718 en fonction de la température.

Quant au coefficient de sensibilité au taux de déformation $m_{(T)}$, celui-ci est constant dans la gamme de température considérée tel que $m_{(T)} = 0,0136$. Pour l’ensemble des simulations, la viscosité dynamique μ du matériau sera calculée au moyen de ces deux paramètres.

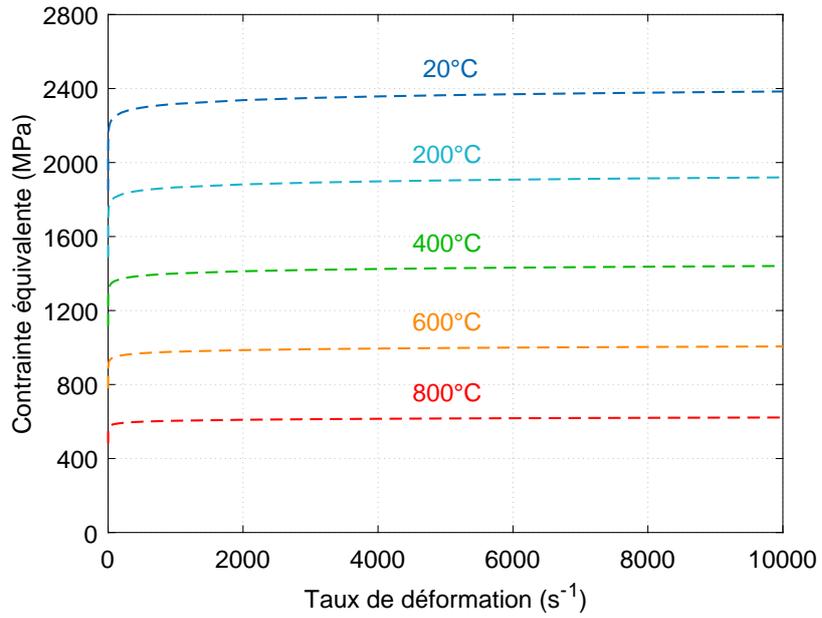


FIGURE 2.6 – Évolutions de la contrainte équivalente du modèle de Johnson-Cook en fonction du taux de déformation, pour des températures comprises entre 20 et 800°C.

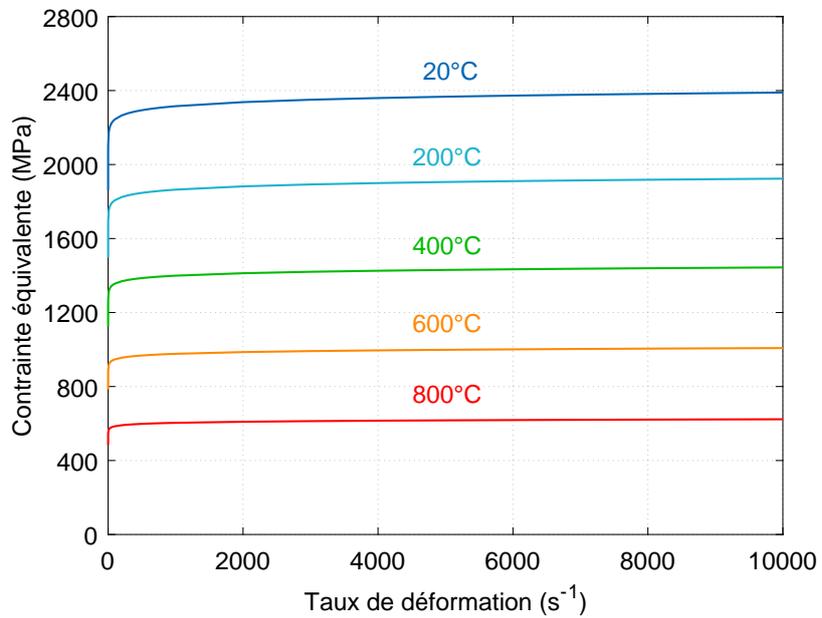


FIGURE 2.7 – Évolutions de la contrainte équivalente du modèle de Norton-Hoff calibrée à partir du modèle de Johnson-Cook.

La calibration des paramètres du modèle de Norton-Hoff par l'intermédiaire du modèle de Johnson-Cook permet donc d'obtenir des coefficients $K_{(T)}$ et $m_{(T)}$ représentatifs des taux de déformation mis en jeu dans le procédé d'usinage. Contrairement au cas des procédés de mise en forme, le coefficient de sensibilité au taux de déformation $m_{(T)}$ reste faible même à très haute température.

2.3.3 Transferts thermiques au sein du modèle

Bilan des transferts de chaleur

Les déformations plastiques induites par l'enlèvement de matière dans la zone de coupe provoquent une forte élévation de la température en pointe de foret. Les transferts thermiques dans l'ensemble du modèle sont régis par l'équation de la chaleur qui s'écrit dans le cas transitoire :

$$\rho C_p \left(\frac{\partial \theta}{\partial t} + \mathbf{v}_{cv} \cdot \mathbf{grad} \theta \right) = \mathbf{div}(\lambda \cdot \mathbf{grad} \theta) + Q \quad (2.14)$$

où ρ est la masse volumique du matériau, C_p la chaleur spécifique et λ la conductivité thermique, toutes fonctions de la température θ . Notons que le produit ρC_p traduit la capacité du matériau à stocker ou restaurer de l'énergie. En d'autres termes, il s'agit de l'énergie correspondant à une variation de la température d'un degré, pour un volume de matériau donné. Les évolutions des propriétés de l'Inconel 718 en fonction de la température sont disponibles dans les Annexes du chapitre 2 ([Annexes A](#)).

Du fait de la configuration Eulérienne de l'écoulement de matière, l'équation de la chaleur intègre un terme de transport supplémentaire $\mathbf{v}_{cv} \cdot \mathbf{grad} \theta$ où \mathbf{v}_{cv} décrit la vitesse de convection. Le terme source de l'équation de la chaleur noté Q représente la partie de la puissance mécanique volumique dissipée sous forme de chaleur au cours de l'enlèvement de matière :

$$Q = \alpha_{dissip} \mathbf{S} : \mathbf{D} \quad (2.15)$$

Dans l'Équation 2.15, le facteur α_{dissip} désigne le coefficient de Taylor-Quinney qui a une valeur comprise entre 0 et 1. Celui-ci représente la proportion de la puissance mécanique, ou puissance plastique, dissipée sous forme de chaleur [113]. En effet, lors de la mise en forme d'un matériau métallique par déformation plastique, une partie de la puissance mécanique est dissipée sous forme de chaleur, tandis qu'une seconde partie est stockée dans le matériau (dans les systèmes de dislocations ou bien sous forme de contraintes internes).

L'évaluation du coefficient de Taylor-Quinney est un sujet très discuté dans la littérature. De nombreux auteurs identifient un coefficient sensiblement inférieur à 0.9, qui est la valeur communément utilisée dans les simulations numériques. De récents travaux mettent en avant que ce coefficient varie fortement en fonction du niveau de déformation plastique dans la matière. En effet, le coefficient de Taylor-Quinney décroît au fur et

à mesure que la déformation plastique augmente [114, 115, 116]. Ce constat est confirmé par les travaux de thèse de Negreanu [117]. D'autres auteurs soulignent que le facteur α_{dissip} est relativement peu sensible au taux de déformation pour un même matériau [118], mais que celui-ci dépend du type de chargement appliqué (traction, compression, cisaillement) [115].

Le mécanisme de dissipation de la puissance mécanique sous forme de chaleur étant lié à la structure interne du matériau, il est vraisemblable que l'évolution du coefficient de Taylor-Quinney soit propre à chaque matériau. Au vu des sollicitations thermomécaniques extrêmes occasionnées par une opération de perçage à sec, il est pertinent d'admettre que la valeur de ce coefficient peut être bien différente de la valeur 0.9 initialement identifiée pour des déformations et des températures plus faibles [113]. Malheureusement, la littérature ne présente aucune valeur mesurée expérimentalement pour l'alliage Inconel 718. Le coefficient de Taylor-Quinney ayant un impact majeur sur les transferts de chaleur au sein du modèle, celui-ci a fait l'objet d'une étude de calibration qui sera présentée dans le chapitre 3.

Conditions aux limites

Pour la modélisation des conditions aux limites, il est indispensable de distinguer les différentes surfaces du modèle entre lesquelles se produisent les échanges thermiques. Pour ce faire, les conditions aux limites du modèle sont définies sur les surfaces suivantes :

- la zone de contact à l'interface foret-copeau;
- les surfaces libres en contact avec l'air ambiant;
- la surface du trou percé interagissant avec le foret et les copeaux.

L'objectif de ce travail étant de simuler les transferts de chaleur dans la pièce percée, aucune attention particulière n'est portée au traitement du contact foret-copeau à proximité de la ZCS. En effet, nous supposons que les phénomènes thermiques au-dessus de la ZCP n'affectent pas de manière significative les transferts de chaleur dans la pièce. Cette considération se base sur le fait que la vitesse d'éjection ou de convection des copeaux usinés est très importante au regard de la vitesse de diffusion de la chaleur (voir [Figure 2.8](#)). Cette hypothèse sera discutée et validée dans le chapitre 3.

Comme le montre la [Figure 2.9](#), l'échange thermique entre les surfaces libres de la pièce et l'air ambiant est modélisé au moyen d'un coefficient d'échange thermique h_{ext} comme suit :

$$q = h_{ext} (\theta_{ext} - \theta) \quad (2.16)$$

où θ_{ext} représente la température de l'air ambiant et q la densité surfacique de flux de chaleur reçue. En termes de valeur, la température ambiante est fixée à 16°C et le coefficient d'échange thermique h_{ext} à 40 W.m⁻².°C⁻¹.

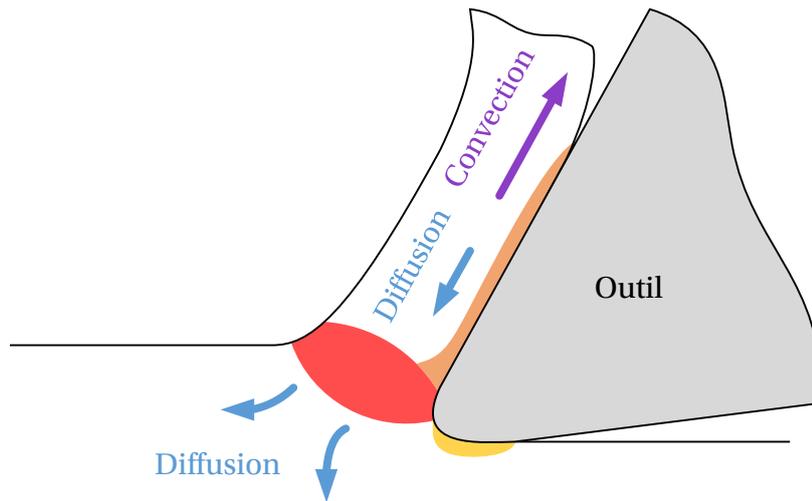


FIGURE 2.8 – Schématisation des transferts de chaleur dans la matière usinée.

Dans le cas d'une opération de perçage à sec, l'environnement thermique dans le trou percé n'est pas comparable aux transferts de chaleur avec l'air environnant, du fait de la présence du foret et des copeaux très chauds qui s'évacuent le long des goujures (voir [Figure 2.9](#)). L'évacuation des copeaux en dehors du trou est un phénomène statistique et très complexe à modéliser de manière fidèle dans le modèle numérique. En effet, la dimension des copeaux évacués varie selon les paramètres du procédé, la profondeur de perçage ou encore les conditions thermomécaniques à l'intérieur du trou. D'autre part, il est relativement fréquent d'observer un phénomène d'adhésion des copeaux sur l'outil coupant au cours de l'usinage de l'Inconel 718 [83]. Malheureusement, le caractère probabiliste de ce phénomène rend d'autant plus complexe la modélisation physique du problème à résoudre.

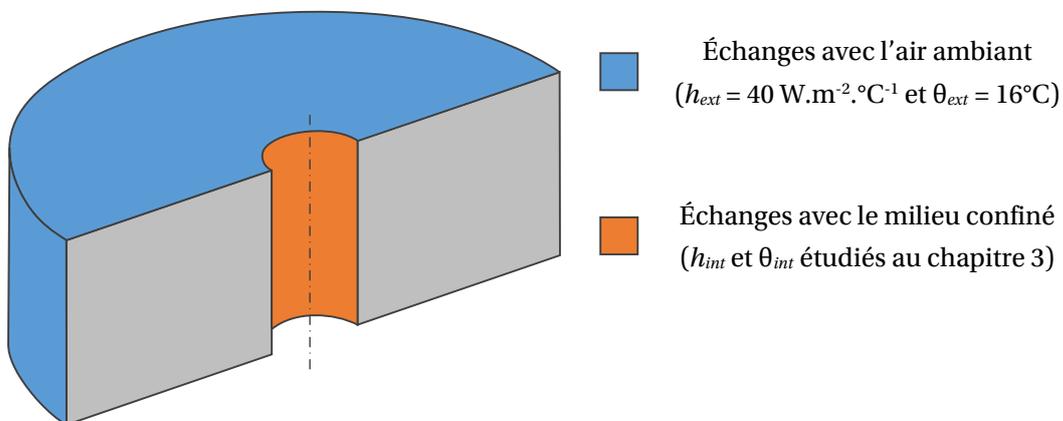


FIGURE 2.9 – Conditions aux limites du modèle de perçage.

Afin de développer une simulation déterministe de l'opération de perçage à sec, nous proposons de modéliser l'interaction thermique (conduction, convection, rayonnement) entre la surface du trou percé, le foret et les copeaux de la manière suivante :

$$q = h_{int} (\theta_{int} - \theta) \quad (2.17)$$

où θ_{int} et h_{int} désignent respectivement une température et un coefficient d'échange thermique (cf. [Figure 2.9](#)). La calibration de ces deux paramètres pour nos conditions d'étude sera discutée dans le chapitre 3.

2.4 Stratégie numérique Rigid-ALE

Afin de simuler une opération de perçage industrielle tout en évitant les distorsions de maille, le maillage de la zone de coupe, de la pièce et du foret est décomposé en plusieurs zones indépendantes. La décomposition du maillage a pour objectif de traiter indépendamment les différents formalismes mis en œuvre dans le modèle. Cette décomposition est réalisée au moyen de l'approche Rigid-ALE (R-ALE) initialement développée pour la simulation numérique des transferts de chaleur en soudage FSW [102, 100], et adaptée dans de précédents travaux à une opération de perçage [1, 77].

L'approche numérique R-ALE repose sur une stratégie de déplacement du maillage par des mouvements de corps rigides indéformables. De ce fait, certaines zones du maillage peuvent se déplacer au cours de la simulation, sans jamais se déformer. Cette stratégie a été mise en œuvre pour nos conditions d'étude afin de reproduire la formation du trou au cours de l'opération de perçage à sec, dans des temps CPU compatibles avec une utilisation industrielle. Le modèle de perçage développé dans cette étude est tridimensionnel afin de prédire l'évolution transitoire des transferts de chaleur à l'échelle de la pièce, pour un trou débouchant.

2.4.1 Maillage de l'outil coupant

L'objectif de ces travaux étant de reproduire une opération de perçage industrielle, l'outil coupant intégré dans le modèle est identique à celui réellement utilisé par SAFRAN pour le perçage de pièces en Inconel 718. L'outil utilisé dans cette étude est un foret en carbure monobloc SECO de référence SD203A 8.5-27-10R1-M. Ce dernier possède un diamètre de 8.5 mm et bénéficie d'un revêtement TiAlN-TiN ayant pour but de limiter l'adhésion du matériau usiné sur l'outil.

L'intégration de l'outil dans le modèle nécessite la numérisation du foret SECO utilisé dans ces travaux. Celle-ci a été effectuée par une mesure optique 3D sans contact via une machine ALICONA. Ce dispositif d'imagerie permet de discrétiser la surface de l'élément scanné afin de créer un modèle numérique exportable dans un logiciel de CAO ou

de maillage. La phase de maillage de l'ensemble des éléments composant le modèle de perçage a été réalisée avec le logiciel Visual-Mesh®. La [Figure 2.10](#) illustre les différentes étapes permettant d'obtenir le maillage 3D du foret, qui contient 177 160 éléments et 39 788 nœuds.

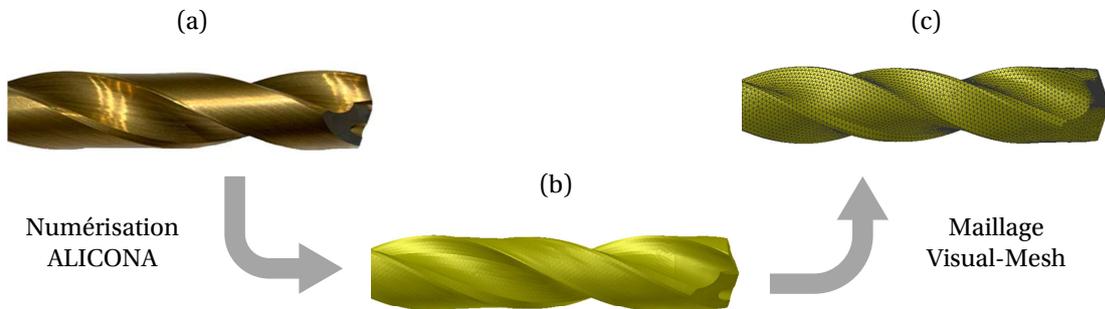


FIGURE 2.10 – Démarche de numérisation et modélisation du foret SECO : (a) foret réel; (b) foret numérisé par ALICONA; (c) foret maillé.

2.4.2 Stratégie de modélisation

Le modèle de perçage est présenté sur la [Figure 2.11](#). Celui-ci est composé de 6 éléments distincts (Ω_1 à Ω_6) qui représentent le foret, les copeaux et la pièce usinée en 3D. L'élément Ω_5 (en bleu) caractérise la géométrie de la pièce avant perçage, tandis que l'élément Ω_1 (en vert) contient la forme cylindrique du trou après perçage. Au cours de la simulation, l'ensemble des éléments restent fixes à l'exception de la pièce Ω_6 (en gris). En effet, celle-ci possède un mouvement vertical ascendant le long du foret Ω_2 (en jaune). De par ce déplacement, Ω_5 disparaît progressivement au profit de Ω_1 afin de modéliser la formation du trou. Les éléments fins bleus et verts non inclus dans la pièce sont désactivés à chaque instant du calcul. La [Figure 2.12](#) illustre le positionnement des éléments du modèle à différents instants du calcul.

Durant la simulation, le maillage de la pièce Ω_6 possède un mouvement vertical rigide ascendant et se déplace à une vitesse $\mathbf{v}_{maillage} = \frac{f}{\Delta t} \cdot \mathbf{z}$, où Δt représente le pas de temps du calcul correspondant à une rotation du foret ($\Delta t \approx 0.066$ s). De ce fait, le pas de déplacement vertical de la pièce correspond à une avance par tour de foret. Nous rappelons que pour un foret à deux arêtes de coupe, nous avons $f = 2f_z$ (cf. [Équation 2.1](#)).

Afin de décrire la trajectoire hélicoïdale induite par l'opération de perçage, le mouvement vertical de la pièce est couplé à un mouvement de rotation par l'intermédiaire d'une vitesse de convection définie par une approche ALE, telle que $\mathbf{v}_{cv} = \mathbf{v} - \frac{f}{\Delta t} \cdot \mathbf{z}$ dans l'[Équation 2.14](#). À la différence de la pièce Ω_6 , les éléments Ω_1 , Ω_3 , Ω_4 et Ω_5 restent fixes et sont traités au moyen d'une formulation purement Eulérienne, de sorte que $\mathbf{v}_{cv} = \mathbf{v}$ dans l'[Équation 2.14](#).

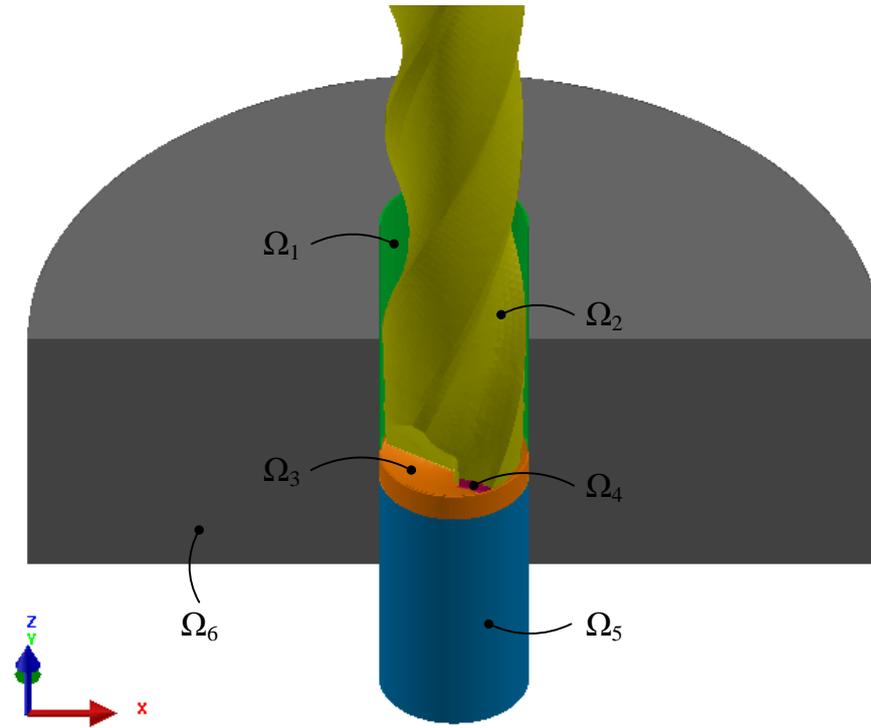


FIGURE 2.11 – Ensemble des éléments constituant le modèle de perçage.

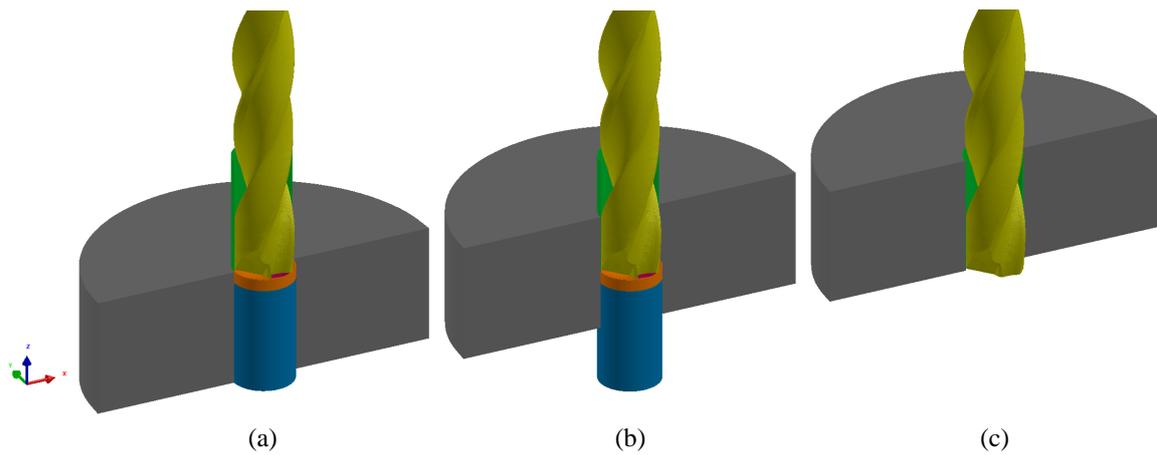


FIGURE 2.12 – Positionnement des éléments de perçage à différents instants du calcul : (a) début, (b) milieu et (c) fin de l'opération de perçage.

L'élément Ω_3 (en orange) correspond au cône d'entrée du foret dans la matière usinée. Celui-ci est présent du début à la fin de l'opération de perçage et est indissociable des éléments Ω_4 (en violet), qui représentent la zone de formation des copeaux. À l'instar de Ω_1 et Ω_5 , les éléments Ω_3 et Ω_4 possèdent les mêmes propriétés que la pièce Ω_6 en Inconel 718. Le foret Ω_2 , également fixe, est quant à lui traité de manière Lagrangienne telle que $\mathbf{v}_{cv} = \mathbf{0}$ dans l'Équation 2.14. Les maillages de Ω_2 , Ω_3 et Ω_4 sont présentés en Figure 2.13.

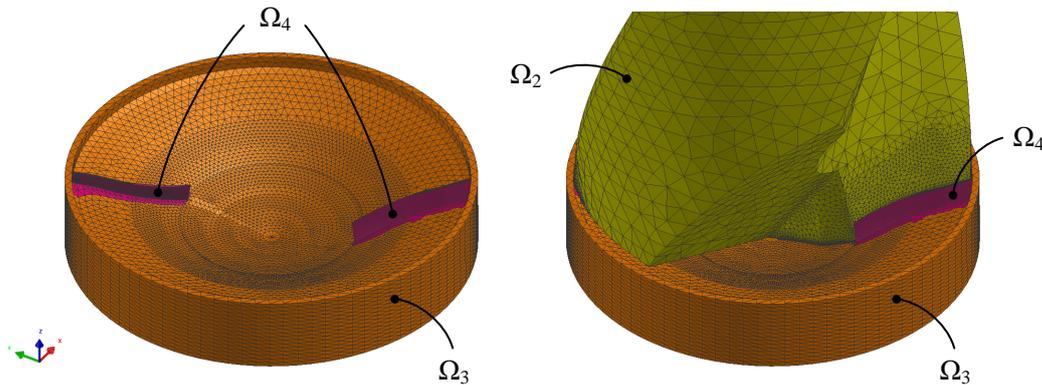


FIGURE 2.13 – Maillages de Ω_2 , Ω_3 et Ω_4 .

Afin d'optimiser le temps CPU, le problème mécanique défini par l'Équation 2.6 et l'Équation 2.10 est uniquement traité dans chaque zone de coupe Ω_4 . Dans ces zones, la vitesse matérielle \mathbf{v} est imposée à l'interface entre les éléments Ω_3 et Ω_4 , comme le montre la Figure 2.14. D'autre part, la condition cinématique $\mathbf{v} \cdot \mathbf{n} = 0$ est imposée sur les autres surfaces de Ω_4 , où \mathbf{n} est la normale sortante en tout point. Ainsi, l'imperméabilité des surfaces libres de Ω_4 garantit un écoulement de matière tangentiel à l'intérieur des copeaux. Seules les surfaces situées au sommet des copeaux sont exemptes de condition cinématique afin d'expulser la matière usinée dans les goujures.

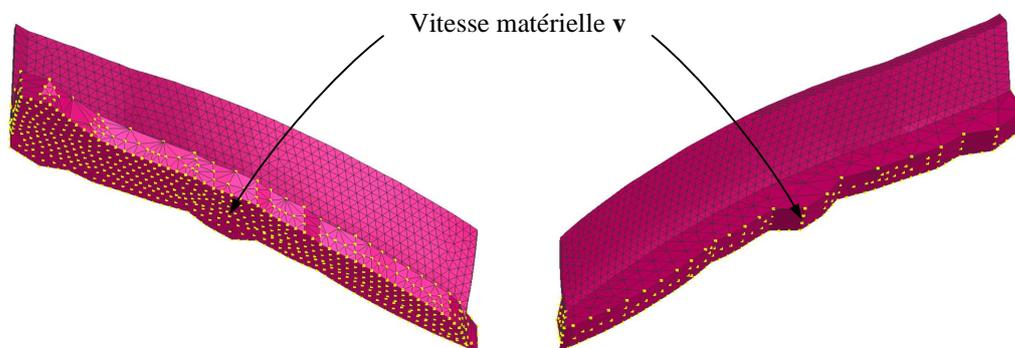


FIGURE 2.14 – Vitesse matérielle \mathbf{v} imposée aux nœuds jaunes situés à l'interface entre Ω_3 et Ω_4 .

La vitesse matérielle \mathbf{v} est ensuite calculée dans les deux zones de coupe Ω_4 et imposée dans les éléments $\Omega_1, \Omega_3, \Omega_5$ et Ω_6 , telle que :

$$\mathbf{v} = \boldsymbol{\omega} \wedge \mathbf{r} + \frac{f}{\Delta t} \cdot \mathbf{z} \quad (2.18)$$

où \mathbf{r} est le vecteur position par rapport à la rotation d'axe \mathbf{z} . La variable $\boldsymbol{\omega}$ définit quant à elle le vecteur taux de rotation instantané de la pièce autour de l'axe \mathbf{z} .

Dans l'Équation 2.18, la vitesse matérielle \mathbf{v} imposée aux éléments $\Omega_1, \Omega_3, \Omega_5$ et Ω_6 représente l'opposé des vitesses de rotation et d'avance du foret (voir Figure 2.15). De cette manière, la trajectoire hélicoïdale de l'opération de perçage est respectée à chaque instant du calcul. Le Tableau 2.4 récapitule les vitesses de chaque élément du maillage, la formulation employée ainsi que le type de calcul réalisé. En complément, la Figure 2.15 illustre la vitesse du maillage (en noir) et les vitesses de convection (en blanc) imposées aux différents éléments.

Maillage	\mathbf{v}	\mathbf{v}_{cv}	$\mathbf{v}_{maillage}$	Formulation	Type de calcul
Foret Ω_2	$\mathbf{0}$	$\mathbf{0}$	$\mathbf{0}$	Lagrangienne	Thermique
Pièce Ω_6	Éq. 2.18	$\boldsymbol{\omega} \wedge \mathbf{r}$	$\frac{f}{\Delta t} \cdot \mathbf{z}$	ALE	Thermique
Éléments Ω_1, Ω_3 et Ω_5	Éq. 2.18	Éq. 2.18	$\mathbf{0}$	Eulérienne	Thermique
Zones de coupe Ω_4	Calculée	Calculée	$\mathbf{0}$	Eulérienne	Thermomécanique

TABLEAU 2.4 – Vitesses, formulation et type de calcul de chaque élément du maillage.

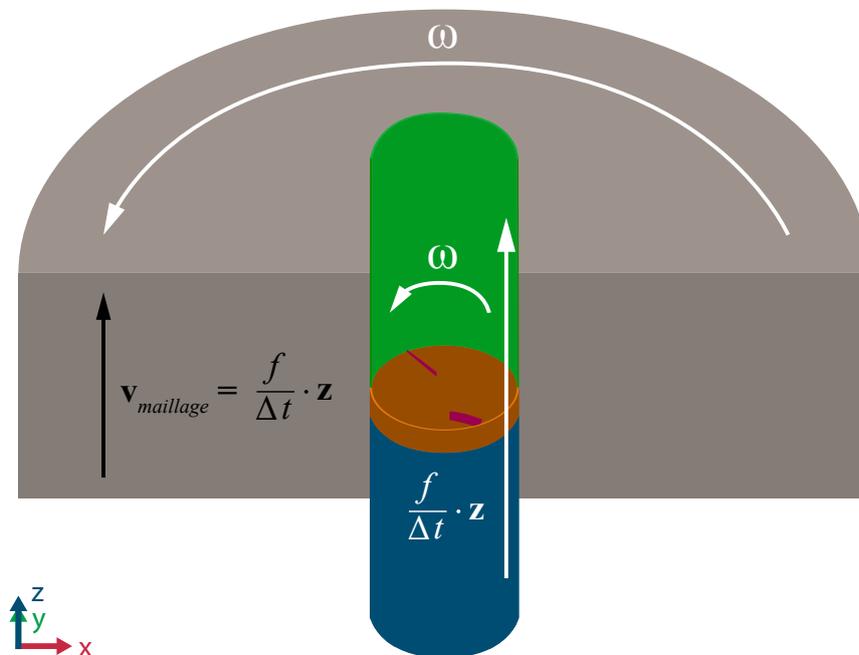


FIGURE 2.15 – Schématisation de la vitesse du maillage $\mathbf{v}_{maillage}$ (en noir) et des vitesses de convection \mathbf{v}_{cv} (en blanc) imposées aux différents éléments.

Dans le modèle, la vitesse de convection des éléments Ω_1 , Ω_3 et Ω_5 possède un terme supplémentaire $\frac{f}{\Delta t} \cdot \mathbf{z}$ par rapport à la vitesse de convection de la pièce Ω_6 . Ce terme assure le transport du champ des températures calculées afin de tenir compte de l'activation et de la désactivation des mailles vertes et bleues au cours du calcul.

Au total, le maillage du modèle contient 1 576 995 éléments et 318 495 nœuds. Celui-ci a été construit afin de limiter le temps de calcul CPU. Le [Tableau 2.5](#) récapitule le nombre d'éléments et de nœuds compris dans chaque zone du modèle.

Zone	Nombre d'éléments	Nombre de nœuds
Ω_1	250 920	62 912
Ω_2	177 160	39 788
Ω_3	95 675	20 423
Ω_4	41 046	9 471
Ω_5	525 602	95 990
Ω_6	486 592	89 911
Total	1 576 995	318 495

TABLEAU 2.5 – Nombre d'éléments et de nœuds compris dans chaque zone du modèle.

2.4.3 Discrétisation du problème à résoudre

Le pas de temps Δt utilisé pendant la simulation dépend des paramètres de perçage. En effet, celui-ci correspond au temps requis pour que la foret effectue une rotation. Pour éviter toute autre contrainte sur le choix du pas de temps, un schéma de type Euler implicite est adopté pour la discrétisation temporelle de l'Équation 2.14 :

$$\frac{\partial \theta}{\partial t}(t + \Delta t) \simeq \frac{\theta(t + \Delta t) - \theta(t)}{\Delta t} \quad (2.19)$$

Ce schéma d'intégration temporelle présente l'avantage d'être inconditionnellement stable. Celui-ci n'a donc pas besoin de respecter une condition de stabilité numérique et peut tolérer un pas de temps relativement important tout au long du calcul.

Afin d'utiliser un mailleur 3D automatique, les différentes zones du modèle sont maillées avec des éléments tétraédriques linéaires. Le phénomène de verrouillage volumique pouvant être induit par l'incompressibilité plastique est traité ici en utilisant une formulation P1 + /P1/P1 (vitesse/pression/température) dans chaque zone de coupe Ω_4 . Une telle formulation permet de résoudre aisément l'Équation 2.6 et l'Équation 2.10 du problème d'écoulement viscoplastique dans Ω_4 . Les degrés de liberté à chaque nœud d'un élément sont les trois composantes de la vitesse, la pression et la température. Trois composantes de vitesse sont également associées à un cinquième nœud additionnel localisé au barycentre de l'élément ([Figure 2.16](#)). Ce nœud supplémentaire permet de respecter la

condition LBB [119] et par conséquent, la convergence de la solution avec le raffinement du maillage. Pour davantage de précisions, la formulation mathématique de cet élément est détaillée dans les travaux de Feulvarch *et al.* [102].

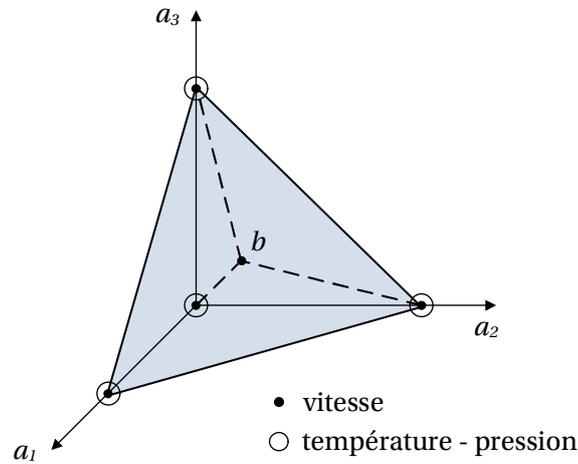


FIGURE 2.16 – Tétrahédre P1 + /P1/P1 utilisé pour traiter le verrouillage volumique.

Pour la résolution de l'Équation 2.14 sur le reste du maillage, une approximation linéaire standard P1 de la température est mise en œuvre. En raison du fort couplage thermomécanique induit par l'enlèvement de matière dans chaque zone de coupe Ω_4 , les analyses thermiques et mécaniques sont réalisées simultanément à chaque pas de temps. Dans ces zones, la dissipation mécanique, les phénomènes de transport par convection et le comportement mécanique du matériau à haute température induisent des couplages physiques forts devant être pris en compte dans la résolution numérique.

L'interface thermique entre les zones de coupe Ω_4 et le forêt Ω_2 , ainsi que celle située entre la pièce Ω_6 et le reste du maillage (Ω_1, Ω_3 et Ω_5), sont traitées par le contact thermique nodal développé par Feulvarch *et al.* [120]. La formulation proposée permet de traiter numériquement des problèmes de contact thermique sans aucune contrainte sur la taille, la forme et l'ordre d'approximation des maillages en contact. Ainsi, les échanges thermiques se font exclusivement entre les nœuds des surfaces maillées en vis-à-vis, comme le montre la Figure 2.17.

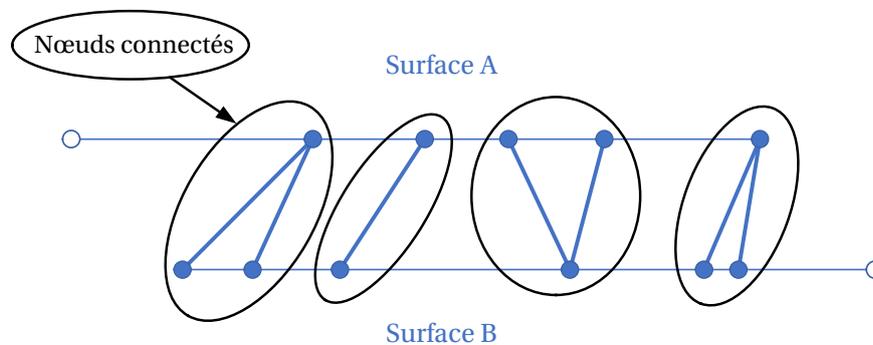


FIGURE 2.17 – Graphe biparti de la connectivité entre les nœuds des surfaces en contact [120].

2.5 Conclusion

Les modèles 3D issus de la littérature se limitent à des profondeurs percées de quelques dixièmes de millimètres, pour des temps CPU de plusieurs jours. Les faibles temps simulés ne permettent pas d'étudier les phénomènes thermomécaniques mis en jeu lors d'une opération de perçage complète, pouvant durer plusieurs secondes.

Au cours de ce chapitre, nous avons exposé une nouvelle stratégie numérique mise en œuvre pour la modélisation et la simulation d'une opération de perçage à sec. En premier lieu, celle-ci est basée sur un algorithme géométrique de construction du maillage, conçu pour être efficace dans un contexte industriel. Cette stratégie permet de construire la géométrie des copeaux en fonction de l'avance par tour, tout en tenant compte de la géométrie du foret.

D'autre part, une procédure de calibration originale d'un modèle de comportement viscoplastique de Norton-Hoff a été proposée pour l'Inconel 718. Un tel modèle a pour avantage de ne dépendre que du taux de déformation et de la température instantanée, sans faire intervenir les effets d'histoire vécus par le matériau au cours du procédé (plasticité, endommagement. . .). Ainsi, la partie de la puissance mécanique dissipée sous forme de chaleur au cours du perçage peut être calculée avec un temps CPU de quelques heures.

L'originalité de la méthode mise en œuvre repose sur une décomposition du maillage réalisée au moyen d'une approche Rigid-ALE transitoire. Cette approche numérique consiste à traiter de façon purement Eulérienne la zone de coupe présentant de hauts taux de déformation. Par conséquent, il n'y a aucune distorsion du maillage. La stratégie de déplacement du maillage permet quant à elle d'être conforme à la géométrie du procédé et aux conditions aux limites tout au long de la simulation. De cette manière, le modèle 3D peut prédire l'évolution transitoire des transferts de chaleur à l'échelle du trou percé.

3

Analyse des transferts de chaleur en perçage à sec de l'Inconel 718

Sommaire

3.1	Introduction	62
3.2	Identification des phénomènes thermiques en perçage à sec	62
3.2.1	Conditions expérimentales de l'étude	62
3.2.2	Positionnement des thermocouples à l'aide de la tomographie RX	64
3.2.3	Résultats expérimentaux et analyses des phénomènes thermiques	69
3.3	Calibration du modèle pour la phase de perçage	73
3.3.1	Plan d'expérience numérique et application de l'ANOVA	73
3.3.2	Estimation des grandeurs α_{dissip} , h_{int} et θ_{int}	78
3.3.3	Simulation des phases 1 et 2	81
3.4	Simulation complète de l'opération de perçage	84
3.4.1	Étude des transferts de chaleur en fin de perçage	84
3.4.2	Modélisation de l'échauffement en phase 3	86
3.5	Conclusion	90

3.1 Introduction

Dans le chapitre précédent, nous avons exposé la stratégie numérique mise en œuvre pour simuler une opération de perçage à sec dans des temps CPU compatibles avec une utilisation industrielle. Ce troisième chapitre s'intéresse plus particulièrement aux phénomènes thermiques mis en jeu lors du perçage à sec de l'alliage Inconel 718. En premier lieu, la campagne expérimentale mise en place pour l'identification de ces phénomènes sera présentée. En plus de fournir une base de données conséquente pour la mise au point du modèle numérique, cette étape permettra de mieux appréhender les phénomènes thermiques associés au perçage à sec de l'Inconel 718. Dans un second temps, la calibration du modèle permettra de quantifier l'interaction thermique entre la surface du trou, le foret et les copeaux au moyen des paramètres h_{int} et θ_{int} (cf. sous-section 2.3.3). Enfin, la dernière section de ce chapitre sera consacrée à la simulation complète de l'opération de perçage, pour un trou débouchant. En effet, nous verrons au chapitre 4 que l'histoire thermique est déterminante en vue de calculer l'état de contraintes résiduelles à proximité de la surface du trou.

3.2 Identification des phénomènes thermiques en perçage à sec

3.2.1 Conditions expérimentales de l'étude

Une phase d'étude expérimentale a été menée sur l'alliage Inconel 718 afin d'identifier les phénomènes thermiques mis en jeu lors d'une opération de perçage à sec. Cette phase expérimentale a été conduite en collaboration avec le site lorientais de l'IRDL (Institut de Recherche Dupuy de Lôme UMR CNRS 6027). Les essais de perçage ont été effectués sur des pièces cylindriques de 17 mm d'épaisseur ayant un rayon extérieur de 25 mm. Comme indiqué sur la [Figure 3.1](#), l'axe de perçage se situe au centre de chaque pièce.

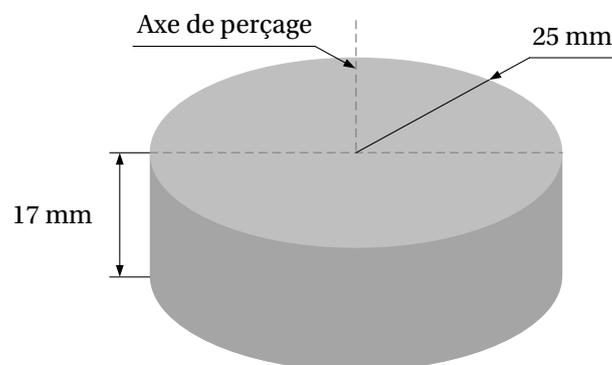


FIGURE 3.1 – Géométrie et dimensions des pièces percées.

Ces pièces sont obtenues à la suite de différents procédés qui induisent des contraintes internes. Afin de relaxer cet état de contrainte, chaque pièce subit un traitement thermique dit de « détensionnement » en amont des essais de perçage (Figure 3.2). Cette opération est effectuée sous une atmosphère protectrice d'argon afin d'éviter l'oxydation du matériau à haute température. Dans la suite de ces travaux, le traitement thermique de détensionnement permettra d'analyser un profil de contraintes résiduelles exclusivement induit par l'opération de perçage à sec.

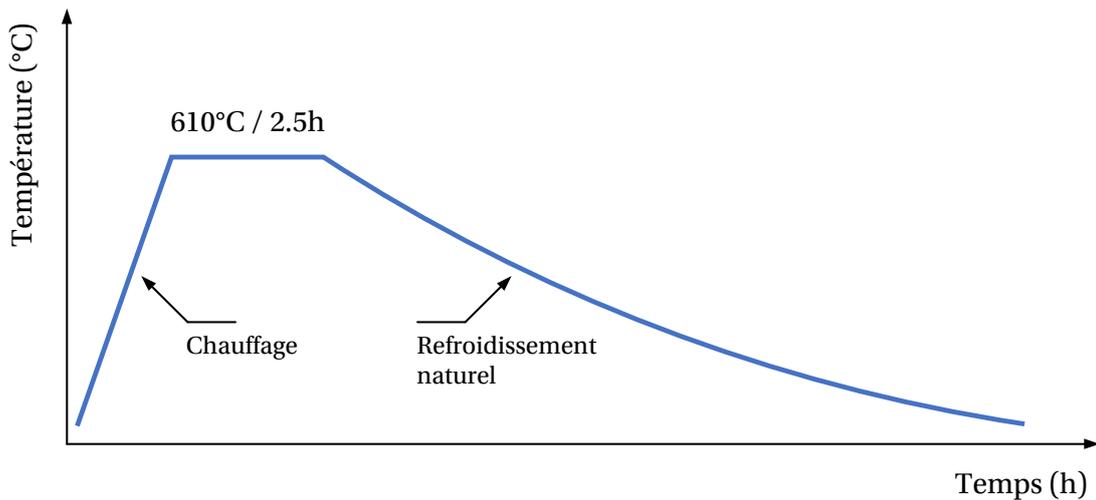


FIGURE 3.2 – Traitement thermique de détensionnement réalisé en amont des essais de perçage.

Les paramètres de coupe utilisés pour les essais de perçage à sec sont résumés dans le Tableau 3.1. L'ensemble de ces paramètres correspond rigoureusement aux conditions de perçage utilisées par SAFRAN en contexte industriel. La profondeur de perçage pour chaque essai est de 17 mm, ce qui correspond à un perçage débouchant. Pour rappel, l'outil utilisé est un foret en carbure monobloc SECO de référence SD203A 8.5-27-10R1-M ayant un revêtement TiAlN-TiN.

Diamètre [mm]	Vitesse de coupe [m.min ⁻¹]	Vitesse de rotation [tr.min ⁻¹]	Avance par tour [mm.tr ⁻¹]
8.5	24.32	910.7	0.1

TABLEAU 3.1 – Conditions de perçage de l'étude.

Au total, 6 essais de perçage à sec ont été menés au moyen d'un centre d'usinage HAAS. Chaque expérimentation a été réalisée avec un foret neuf, afin d'assurer au mieux la répétabilité des essais. Au préalable, chaque foret neuf subit une phase de rodage dans un brut en Inconel 718. Cette phase consiste en la réalisation de 3 trous sous lubrification externe, dans les conditions de perçage définies ci-dessus.

La campagne expérimentale mise en œuvre se scinde en deux volets. Tout d'abord, 3 échantillons ont été instrumentés avec des thermocouples et observés à l'aide d'une caméra infrarouge pendant l'essai. L'instrumentation en thermocouples permet d'obtenir les cinétiques thermiques dans le volume de la pièce, tandis que la caméra infrarouge donne accès à des informations relatives à l'évacuation des copeaux durant l'opération de perçage. Le deuxième volet de cette campagne expérimentale consiste en la réalisation de 3 essais de perçage à sec non instrumentés (Figure 3.3). Ces derniers essais viendront compléter les trois premiers en vue des analyses de contraintes résiduelles.

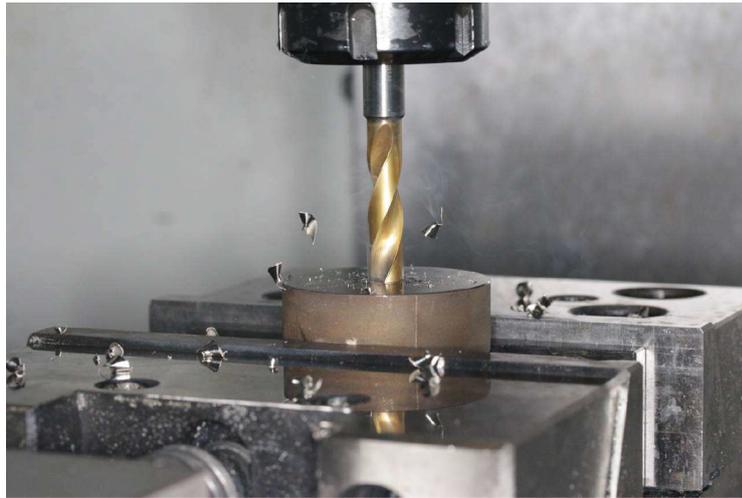


FIGURE 3.3 – Photo prise lors d'un essai de perçage à sec non instrumenté.

3.2.2 Positionnement des thermocouples à l'aide de la tomographie RX

Afin d'avoir accès aux cinétiques thermiques durant l'opération de perçage, nous avons fait le choix d'instrumenter la pièce avec 4 thermocouples de type K. Ces thermocouples sont fabriqués à partir de deux monobrins de $\varnothing 0.05$ mm, respectivement composés de Chromel et d'Alumel. Le positionnement des thermocouples à l'intérieur de la pièce est réalisé au moyen de micro-perçages de $\varnothing 0.65$ mm.

Les micro-perçages sont réalisés sous un microscope binoculaire afin de respecter au mieux leur positionnement théorique. La soudure chaude du thermocouple est ensuite soudée au fond du micro-perçage à l'aide d'une électrode en cuivre. Enfin, une tige creuse en alumine est insérée dans le micro-perçage en vue d'isoler le thermocouple du reste de la pièce durant l'opération de perçage. La Figure 3.4 illustre le positionnement du thermocouple dans le micro-perçage avant et après soudage.

La technique présentée est d'un grand intérêt puisqu'elle assure le positionnement en profondeur du thermocouple, permettant ainsi de mesurer les températures au fond du micro-perçage. Afin de minimiser l'impact des micro-perçages sur la propagation de la chaleur dans la direction radiale, ces derniers ont été réalisés parallèlement à l'axe de

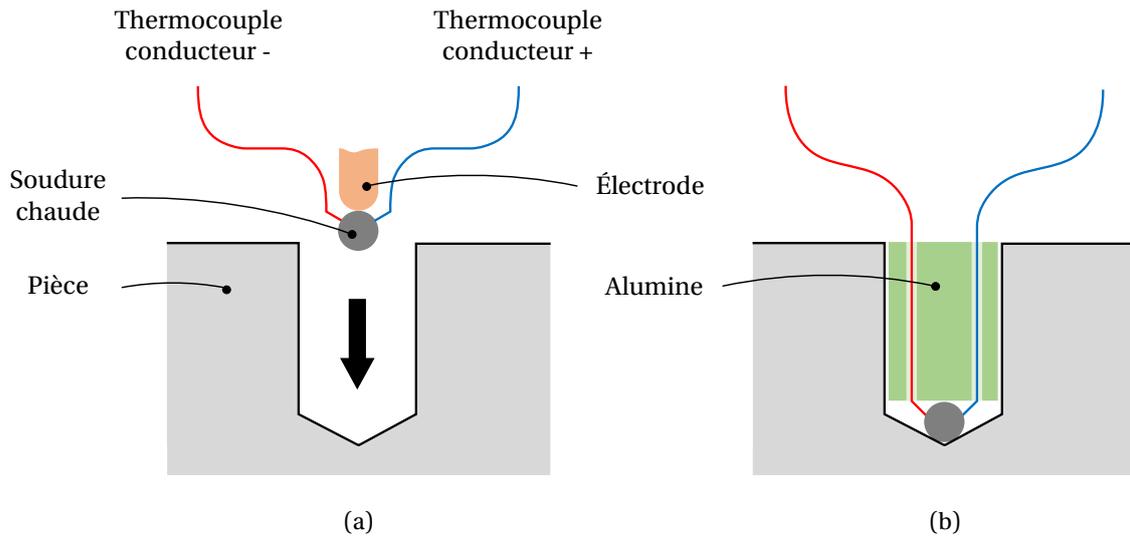


FIGURE 3.4 – Vue en coupe simplifiée du positionnement d’un thermocouple : (a) avant et (b) après soudage.

perçage. Les thermocouples, numérotés de 1 à 4, ont été positionnés à proximité de la surface du trou percé ainsi qu’à différentes profondeurs. En effet, leur positionnement dans la pièce doit permettre de capter à chaque instant les températures mises en jeu pendant l’opération de perçage à sec. L’implantation des thermocouples est présentée schématiquement sur la [Figure 3.5](#).

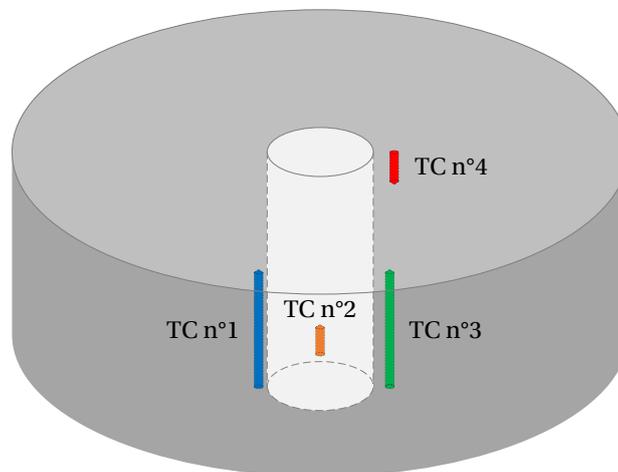


FIGURE 3.5 – Vue en perspective de la pièce instrumentée en thermocouples.

Les thermocouples sont positionnés dans la pièce en amont des essais de perçage à sec. Afin d’obtenir des mesures de température comparables avec la simulation numérique, leur positionnement théorique par rapport à la surface du trou percé ([Figure 3.6](#) et [Figure 3.7](#)) doit être validé après chaque essai. Pour ce faire, les pièces instrumentées ont été analysées au moyen d’une technique d’imagerie non destructive : la tomographie par rayons X (RX).

Cette méthode expérimentale permet de caractériser en 3D un volume de matière à partir d'une radiographie sur 360°. De cette manière, l'image volumique reconstituée doit permettre de visualiser le positionnement des thermocouples par rapport au trou percé, sans procéder à la destruction partielle ou complète de la pièce. Les Figure 3.8 à Figure 3.11 montrent les positions théoriques des thermocouples dans la pièce, comparées à celles mesurées par tomographie RX à la suite d'un essai de perçage instrumenté.

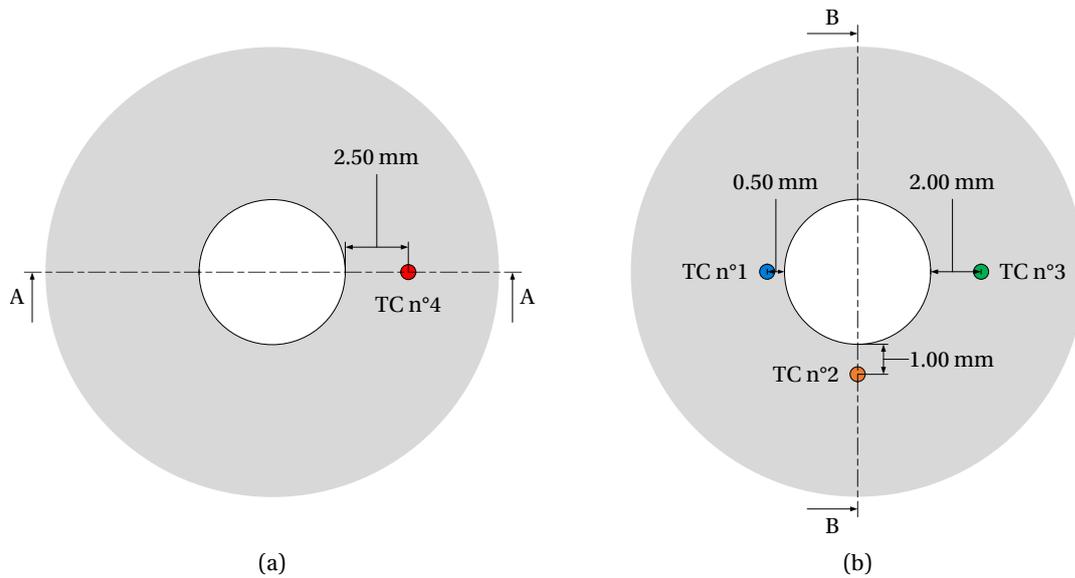


FIGURE 3.6 – Positionnement radial des thermocouples par rapport à la surface du trou percé : (a) vue de dessus; (b) vue de dessous.

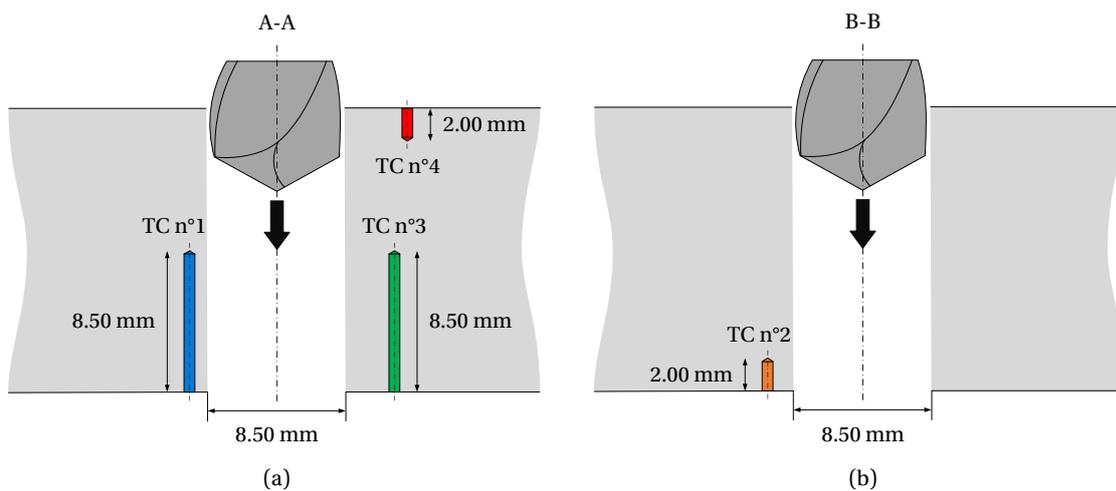


FIGURE 3.7 – Positionnement des thermocouples à l'intérieur de la pièce : (a) coupe A-A; (b) coupe B-B.

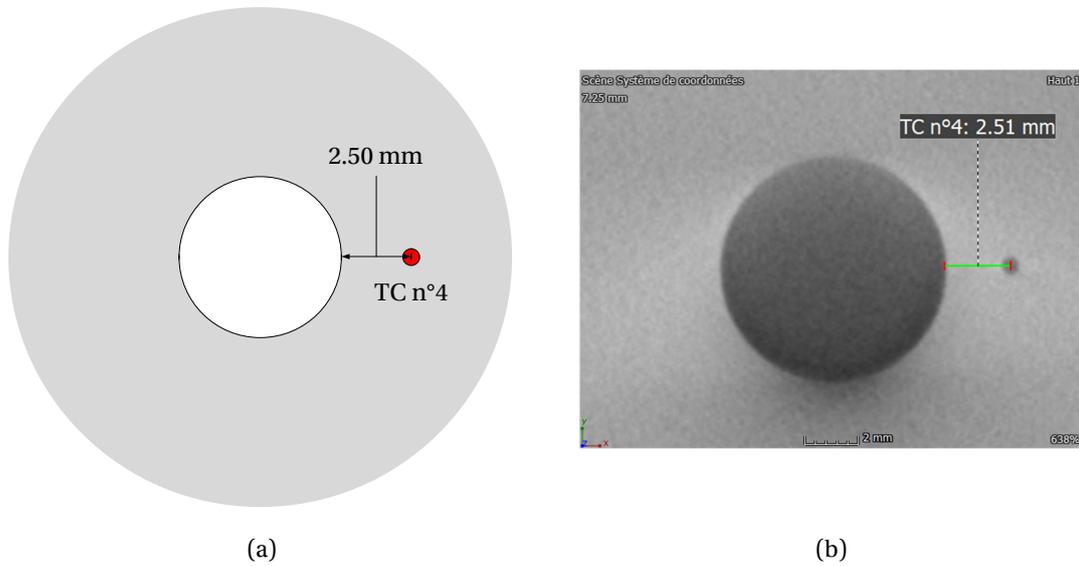


FIGURE 3.8 – Comparaison entre : (a) les positions théoriques de chaque thermocouple et (b) les positions mesurées par tomographie RX en vue de dessus.

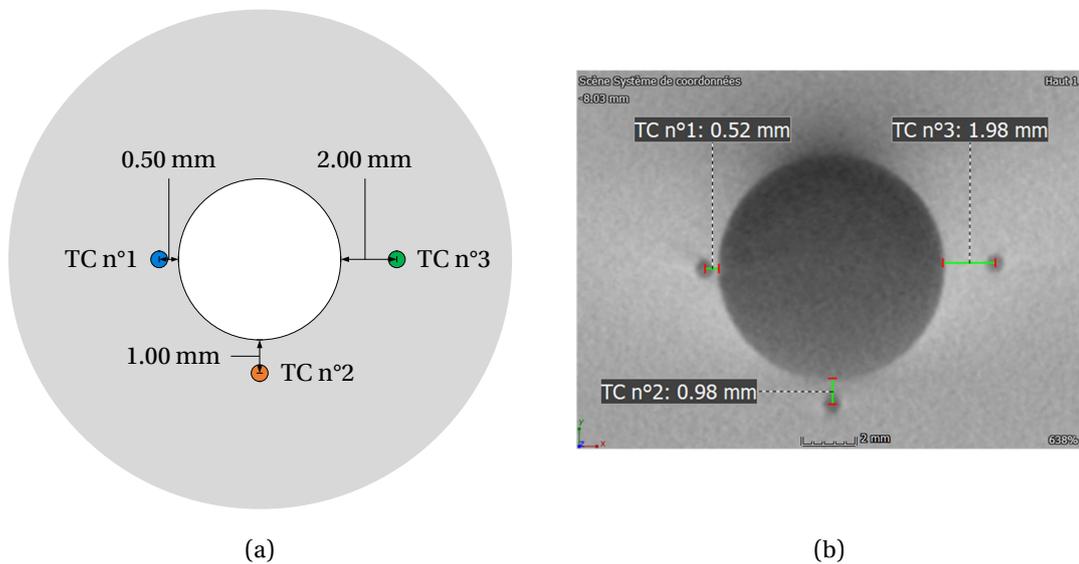


FIGURE 3.9 – Comparaison entre : (a) les positions théoriques de chaque thermocouple et (b) les positions mesurées par tomographie RX en vue de dessous.

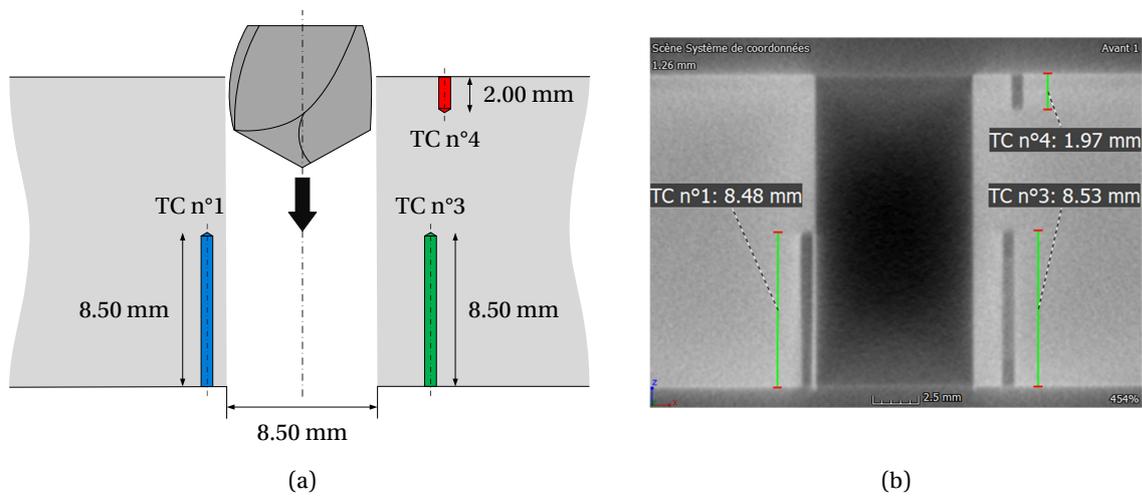


FIGURE 3.10 – Comparaison entre : (a) les positions théoriques de chaque thermocouple et (b) les positions mesurées par tomographie RX, selon le plan de coupe A-A de la Figure 3.6.

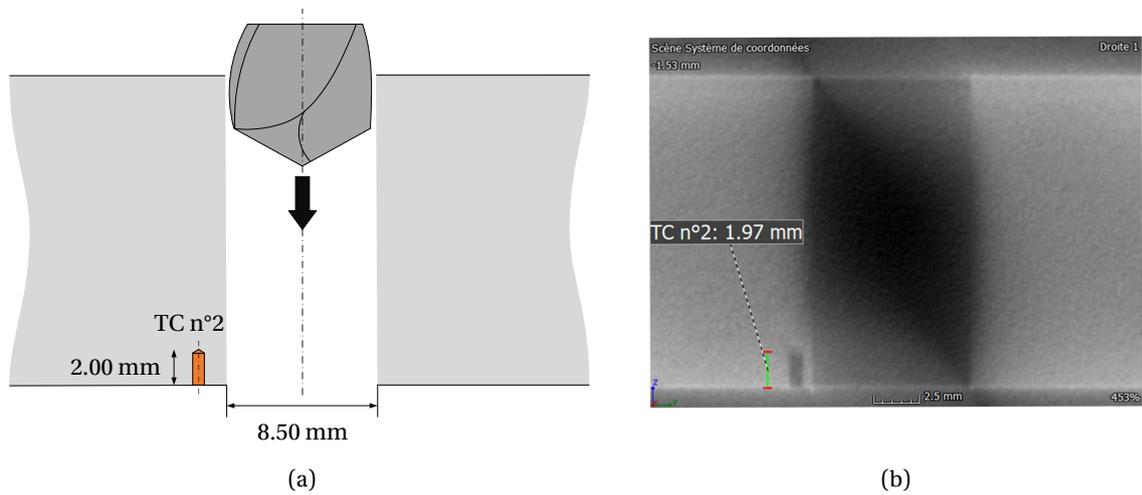


FIGURE 3.11 – Comparaison entre : (a) les positions théoriques de chaque thermocouple et (b) les positions mesurées par tomographie RX, selon le plan de coupe B-B de la Figure 3.6.

Les analyses par tomographie RX ne permettent malheureusement pas d'observer la petite soudure chaude de chaque thermocouple, en raison des dimensions trop importantes de la pièce. Cependant, celle-ci étant positionnée au fond de chaque micro-perçage, nous pouvons estimer sa position à l'aide de la profondeur réelle des micro-perçages. Sur ces différentes figures, nous observons que le positionnement des thermocouples est en très bon accord avec celui indiqué sur les [Figure 3.6](#) et [Figure 3.7](#). Malgré un léger « bruit » visible sur la [Figure 3.11](#), les positions des thermocouples sont validées en vue de confronter les mesures de température avec les résultats de simulation.

3.2.3 Résultats expérimentaux et analyses des phénomènes thermiques

Divers équipements ont été installés spécifiquement pour les essais de perçage à sec. Tout d'abord, l'acquisition des températures dans la pièce s'est faite au moyen d'une centrale d'acquisition haute vitesse programmée à 200 Hz. D'autre part, une caméra infrarouge haute température et haute vitesse (120 images/seconde) a été positionnée face aux essais de perçage. Il est important de souligner que les mesures faites par caméra infrarouge sont très dépendantes de l'émissivité, elle-même fonction de la température, de la géométrie et de l'état de surface de l'échantillon observé. Par conséquent, les images fournies par la caméra infrarouge (voir [Figure 3.12](#)) ne permettent en aucun cas d'analyser une valeur de température, mais seulement la luminescence du matériau au cours de l'opération de perçage à sec. Néanmoins, l'observation par caméra infrarouge donne une information sur l'évolution du champ de température en dehors du trou percé.

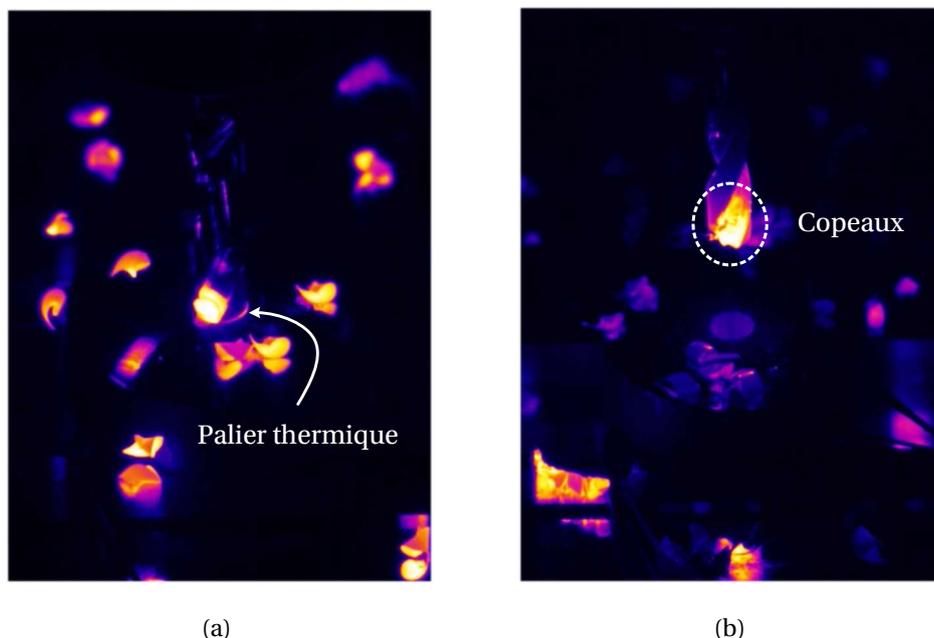


FIGURE 3.12 – Photos issues de la caméra infrarouge : (a) échauffement de la surface du trou pendant la phase de perçage; (b) copeaux observés après la remontée du foret.

Pour la suite de l'étude, les thermocouples n°1, n°2, n°3 et n°4 seront respectivement dénommés TC1, TC2, TC3 et TC4. Les cinétiques thermiques mesurées à ces thermocouples pour les 3 essais de perçage à sec instrumentés sont disponibles dans les Annexes du chapitre 3 (Annexes B). L'absence d'une courbe expérimentale de température est à noter pour l'essai n°2. En effet, la mesure de température provenant du thermocouple TC4 est très bruitée et donc inexploitable. Les cinétiques thermiques moyennes obtenues à partir des 3 essais sont tracées sur la Figure 3.13. Pour chaque essai, l'instant temporel correspondant à l'entrée de la pointe du foret dans la pièce a été détecté à l'aide d'un thermocouple sacrificiel de surface, positionné au niveau de l'axe de perçage.

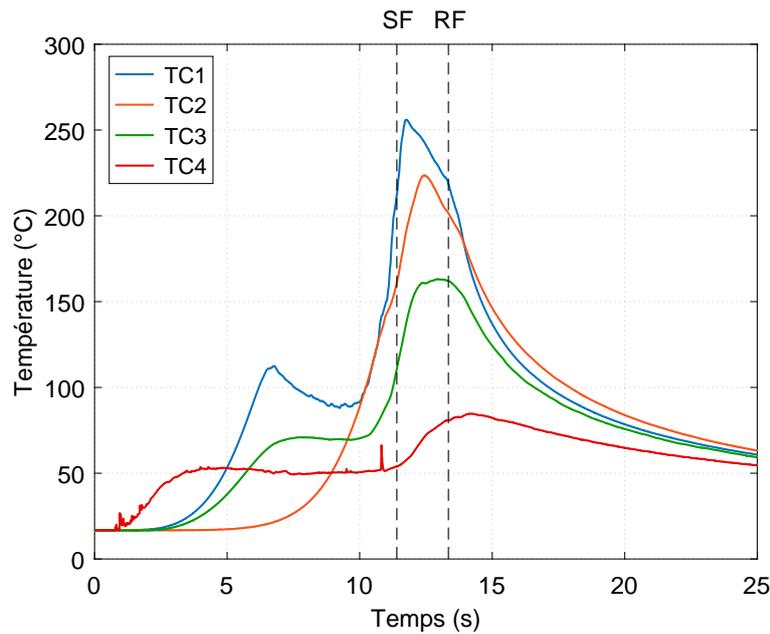


FIGURE 3.13 – Moyenne arithmétique des cinétiques thermiques mesurées pour les 3 essais de perçage à sec instrumentés (SF : Sortie de la pointe du Foret - RF : Remontée du Foret).

Sur la Figure 3.13, le thermocouple TC1 localisé à 0.5 mm de la surface du trou nous permet d'identifier un premier pic de température à l'instant correspondant au passage de la pointe du foret. Ce pic est provoqué par les mécanismes d'enlèvement de matière dans la zone de coupe. Il est à noter que pour les thermocouples TC2, TC3 et TC4 localisés à des distances plus importantes, aucun pic n'est clairement identifié malgré une montée en température cohérente avec l'avance du foret.

Les courbes de température des thermocouples TC1, TC3 et TC4 font apparaître un phénomène de palier thermique après le passage de la pointe de l'outil, jusqu'à environ 10 secondes. Ce phénomène thermique est particulièrement visible avec le thermocouple TC4 situé à proximité de la face d'entrée du foret dans la pièce. À cet endroit, la température ne décroît pas jusqu'à la température ambiante initiale, mais semble atteindre une valeur asymptotique plus élevée. De par ces mesures expérimentales, nous pouvons constater que la surface du trou est maintenue à une certaine température après le passage de la pointe du foret, comme l'illustre la Figure 3.12a. Cette évolution est due à l'interaction

thermique entre la surface du trou, le foret et les copeaux très chauds qui remontent le long des goujures. Du point de vue des transferts thermiques, ce phénomène traduit le pompage de la chaleur par le massif de la pièce qui est plus froid que l'environnement thermique dans le trou percé (voir [Figure 3.14](#)). De fait, la pièce emmagasine de la chaleur tout au long de la phase de perçage jusqu'à environ 10 secondes.

Toutefois, notons que le phénomène de palier thermique n'est pas capté par le thermocouple TC2, situé à 2 mm de la face de sortie du foret. En effet, la fin du perçage succède très rapidement au passage de la pointe du foret dans cette zone. C'est pour cette raison que le thermocouple TC2 enregistre une seule et unique montée en température durant l'opération de perçage à sec.

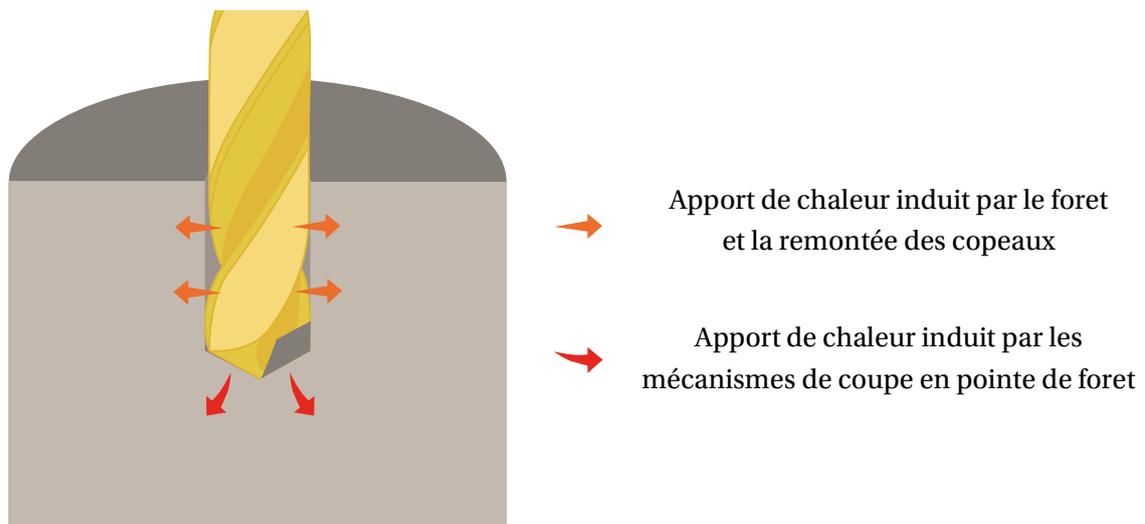


FIGURE 3.14 – Schématisation de la chaleur reçue par l'Inconel 718 au cours de l'opération de perçage à sec.

Les courbes expérimentales de température mettent aussi en évidence un échauffement significatif au niveau des thermocouples TC1, TC2 et TC3 avant que le foret débouche de la pièce (instant noté SF sur la [Figure 3.13](#)). Cet échauffement se traduit par une montée en température de la surface du trou, certainement induite par une augmentation de la température des copeaux. Ce phénomène débute au moment où un bruit strident a été entendu approximativement à l'instant $t = 10$ s pour l'ensemble des essais. Comme le montre le thermocouple TC4, cet échauffement est beaucoup moins intense à proximité de l'entrée du trou.

Une fois que la pointe du foret traverse la face inférieure de la pièce (instant SF), la température reste relativement élevée au niveau des thermocouples TC1, TC2 et TC3 pendant environ 2 secondes, avant la remontée du foret (instant noté RF sur la [Figure 3.13](#)). Ce laps de temps correspond à la durée pendant laquelle le foret poursuit sa course pour être certain de finaliser le trou. Lorsque la pointe du foret débouche de la pièce, les arêtes de coupe ne produisent plus de copeaux. De fait, les copeaux chauds présents dans les goujures ne sont plus expulsés en raison de l'absence de matière à usiner. Ces derniers

restent donc emprisonnés dans le trou avant le retrait quasi instantané du foret (cf. [Figure 3.12b](#)). En effet, celui-ci remonte à une vitesse de 253 mm.s^{-1} . Finalement, la pièce percée se refroidit au contact de l'air ambiant jusqu'à retrouver sa température initiale.

En guise de synthèse, l'histoire thermique vécue par l'Inconel 718 au niveau de la surface du trou percé peut être scindée en 5 phases comme le présente la [Figure 3.15](#) :

1. pic de température provoqué par le passage de la pointe du foret;
2. palier thermique induit par la présence du foret et la remontée des copeaux;
3. échauffement généré par l'augmentation de la température des copeaux;
4. maintien de la température après la sortie de la pointe du foret (instant SF);
5. refroidissement à l'air libre après la remontée du foret (instant RF).

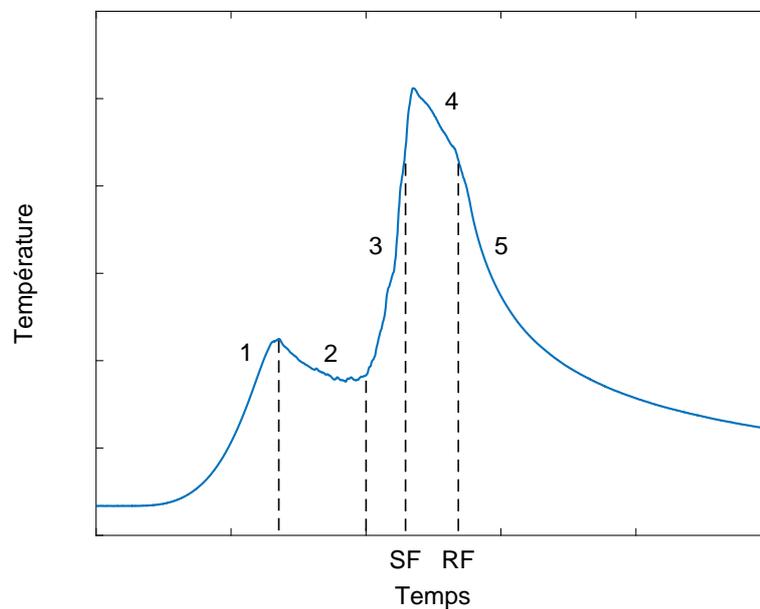


FIGURE 3.15 – Décomposition de l'histoire thermique vécue par l'Inconel 718 au niveau de la surface du trou percé.

3.3 Calibration du modèle pour la phase de perçage

3.3.1 Plan d'expérience numérique et application de l'ANOVA

Une stratégie de calibration simple et rapide a été mise en place pour estimer la proportion de la puissance mécanique dissipée sous forme de chaleur. L'impact thermique du foret et des copeaux sur la surface du trou a également été quantifié au cours de cette étude. Pour ce faire, trois paramètres clés du modèle numérique ont été calibrés. Le premier de ces paramètres est le coefficient de Taylor-Quinney α_{dissip} qui peut prendre une valeur comprise entre 0 et 1. Les deux autres paramètres sont h_{int} et θ_{int} qui modélisent l'interaction thermique entre la surface du trou percé, le foret et les copeaux (cf. [Équation 2.17](#)).

La stratégie de calibration présentée dans cette section concerne uniquement les 10 premières secondes de l'opération de perçage (voir [Figure 3.16](#)), correspondant aux phases 1 et 2 schématisées sur la [Figure 3.15](#). En effet, à partir de ce temps précis, le palier thermique identifié laisse place à un accroissement significatif de la température (phase 3 sur la [Figure 3.15](#)) qui sera modélisé dans la section suivante. Ce choix permet ainsi de découpler les phénomènes thermiques respectivement mis en jeu durant l'opération de perçage à sec.

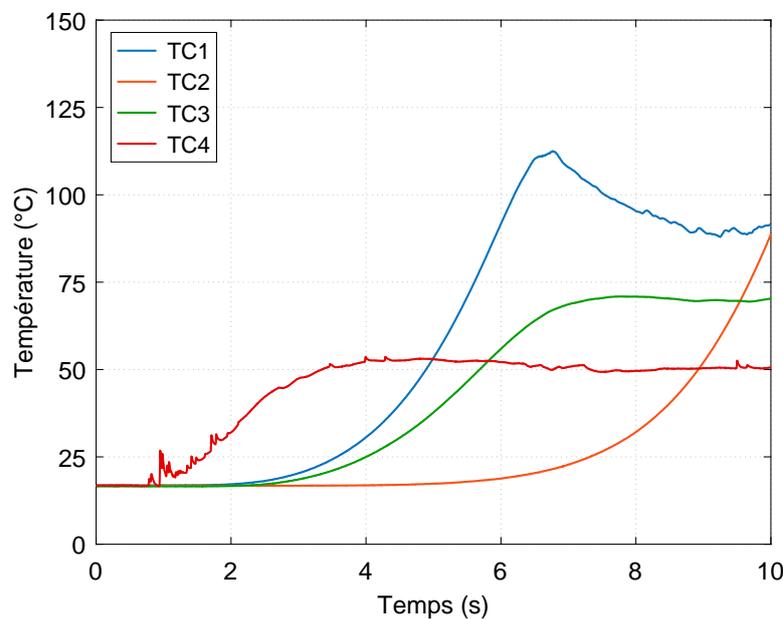


FIGURE 3.16 – Moyenne arithmétique des cinétiques thermiques mesurées pendant les phases 1 et 2 de l'opération de perçage.

Les phénomènes thermiques étant particulièrement instables au début et à la fin de l'opération de perçage, nous avons fait le choix d'effectuer cette étude de calibration sur les thermocouples TC1 et TC3. L'intérêt de ces deux thermocouples est qu'ils sont situés

à mi-hauteur du trou, loin des faces d'entrée et de sortie de l'opération de perçage. Afin de valider la simulation numérique des phases 1 et 2, nous vérifierons que les valeurs calibrées pour les paramètres α_{dissip} , h_{int} et θ_{int} représentent correctement les cinétiques thermiques mesurées aux thermocouples TC2 et TC4.

Le plan d'expérience numérique mis en œuvre pour la calibration des phases 1 et 2 se compose de trois facteurs comportant chacun trois niveaux (Tableau 3.2). Les facteurs représentent les trois paramètres étudiés, tandis que les niveaux correspondent aux trois valeurs prises par chacun des paramètres. Les valeurs numériques répertoriées dans le Tableau 3.2 sont représentatives d'une plage de valeurs physiques pour chaque paramètre. Au total, ce sont donc 27 simulations qui ont été réalisées pour étudier l'influence des grandeurs α_{dissip} , h_{int} et θ_{int} .

L'ensemble de ces simulations a été réalisé en implémentant la stratégie numérique développée au chapitre 2 dans le code de calcul commercial SYSWELD® [61]. Le temps CPU pour chaque simulation est inférieur à 5 heures sur un PC standard avec un processeur de 3.5 GHz et une mémoire vive de 64 Go. Pour rappel, le maillage contient un total de 1 576 995 éléments et 318 495 nœuds.

Paramètres étudiés	Valeur n°1	Valeur n°2	Valeur n°3
α_{dissip}	0.2	0.5	0.8
h_{int} [W.m ⁻² .°C ⁻¹]	500	1000	1500
θ_{int} [°C]	100	250	400

TABLEAU 3.2 – Plan d'expérience numérique mis en œuvre pour la calibration des phases 1 et 2.

En préambule de la phase de calibration, l'influence de ces paramètres a tout d'abord été évaluée au moyen de la technique d'analyse de la variance (*ANalysis Of VAriance* - ANOVA). Le test statistique ANOVA [121, 122] est particulièrement utile pour étudier l'influence d'un ou plusieurs facteurs (variables qualitatives) sur une variable d'intérêt (variable quantitative). L'intérêt de cette technique est de comparer les moyennes de plus de deux populations par un test unique, au moyen de calculs de rapports de variances (loi de Fisher-Snedecor ou loi F). Le principe est de tester l'hypothèse nulle (H_0) qui stipule que les moyennes des populations sont égales. En un certain sens, l'ANOVA peut être vue comme une généralisation du test de Student, couramment utilisé lorsque l'on compare les moyennes de deux populations uniquement.

Pour que les résultats du test ANOVA soient valides, trois hypothèses doivent être impérativement vérifiées :

- Premièrement, les variables d'intérêt doivent respecter la condition d'indépendance. Cette hypothèse est naturellement vérifiée par notre plan d'expérience puisque chaque simulation est réalisée indépendamment des autres.

- Deuxièmement, les variables d'intérêt doivent être distribuées selon une loi normale $\mathcal{N}(m, \sigma)$. En effet, la statistique F calculée suivant la loi de Fisher-Snedecor représente le rapport de deux lois du Khi-deux (sommées de carrées de lois normales). L'existence mathématique de la statistique F dépend donc de cette hypothèse de normalité. Notons que l'expérience montre que l'ANOVA est relativement robuste à la non-normalité. Malgré tout, en toute rigueur par rapport au cadre mathématique, cette deuxième hypothèse doit être vérifiée par un test de normalité.
- Troisièmement, l'ANOVA doit respecter une dernière hypothèse fondamentale : l'homoscédasticité. En d'autres termes, il est nécessaire que la variance de chaque échantillon soit identique. Cette dernière hypothèse est également vérifiée de par la nature du plan d'expérience, puisque chaque simulation n'est réalisée qu'une seule fois. Notons que l'on peut utiliser par exemple le test de Levene pour vérifier l'hypothèse d'homoscédasticité [121].

Les variables d'intérêt ont été identifiées de manière à considérer les phénomènes thermiques observés durant les phases 1 et 2, à savoir le pic de température provoqué par le passage de la pointe du foret et le phénomène de palier thermique qui s'en suit. Les variables d'intérêt choisies pour cette étude sont donc la température maximale du pic observé durant la phase 1 et la température du palier thermique à l'instant $t = 10$ s, toutes deux mesurées par les thermocouples TC1 et TC3 (courbes bleue et verte sur la [Figure 3.16](#)). Dans la suite de l'étude, ces deux températures seront respectivement dénommées T_{max} et T_{palier} suivies du thermocouple correspondant. Les températures obtenues en appliquant le plan d'expérience numérique sont disponibles dans les Annexes du chapitre 3 ([Annexes B](#)) pour l'ensemble des 27 simulations.

Une étude préliminaire à l'ANOVA a été menée afin de vérifier l'hypothèse de normalité évoquée précédemment. Pour ce faire, un test de Shapiro-Wilk [123] a été réalisé sous le logiciel de calcul MATLAB®. D'autres alternatives existent telles que les tests basés sur la fonction de répartition empirique (test de Kolmogorov-Smirnov et ses variantes) ou encore ceux basés sur les coefficients d'asymétrie et d'aplatissement (tests de Jarque-Bera et de D'Agostino). Néanmoins, en comparaison de ces différents tests, le test de Shapiro-Wilk est particulièrement puissant pour les petits effectifs. En ce sens, il est considéré par la norme AFNOR [124] comme étant le test de normalité le plus robuste pour une taille d'échantillon $n \leq 50$.

Le test de Shapiro-Wilk vérifie l'hypothèse selon laquelle un échantillon est issu d'une population normalement distribuée. Le test est basé sur une statistique W qui permet de tester cette hypothèse par comparaison à une valeur seuil W_{crit} lue dans la table de Shapiro-Wilk. Notons que les valeurs seuils W_{crit} dépendent de la taille d'échantillon n et du risque de première espèce α défini par l'utilisateur du test. Pour conclure, si $W > W_{crit}$, alors l'hypothèse de normalité est acceptée. Dans le cas contraire, les données ne sont pas considérées comme étant issues d'une loi normale.

Pour notre cas d'étude ($n = 27$) et pour un risque $\alpha = 0.05$, la valeur seuil lue dans la table de Shapiro-Wilk est $W_{crit} = 0.923$. Le [Tableau 3.3](#) regroupe les résultats des tests de Shapiro-Wilk effectués à partir des températures numériques T_{max} et T_{palier} extraites aux thermocouples TC1 et TC3 ([Annexes B](#)). De par les résultats obtenus, l'hypothèse de normalité est acceptée pour les 4 variables d'intérêt.

T_{max} TC1 ($\alpha = 0.05$)		T_{palier} TC1 ($\alpha = 0.05$)	
W	0.927	W	0.954
W_{crit}	0.923	W_{crit}	0.923
$W > W_{crit}$	Oui	$W > W_{crit}$	Oui
(a) Test pour T_{max} TC1		(b) Test pour T_{palier} TC1	
T_{max} TC3 ($\alpha = 0.05$)		T_{palier} TC3 ($\alpha = 0.05$)	
W	0.938	W	0.964
W_{crit}	0.923	W_{crit}	0.923
$W > W_{crit}$	Oui	$W > W_{crit}$	Oui
(c) Test pour T_{max} TC3		(d) Test pour T_{palier} TC3	

TABLEAU 3.3 – Résultats des tests de Shapiro-Wilk pour les 4 variables d'intérêt.

Les hypothèses d'indépendance, de normalité et d'homoscédasticité étant vérifiées pour nos données, le test ANOVA peut être réalisé. Tout comme le test de Shapiro-Wilk, celui-ci a été réalisé sous le logiciel de calcul MATLAB®. Les résultats de l'ANOVA sont présentés dans le [Tableau 3.4](#). Le test ANOVA calcule tout d'abord la somme des carrés des écarts (SCE) de chaque facteur et des résidus (*Erreur*). Puis, en fonction du nombre de degrés de liberté (DDL) distribués, la statistique F est calculée au moyen de la loi de Fisher-Snedecor. Finalement, la valeur de probabilité p , également connue sous le nom de *p-value*, est donnée sous l'hypothèse nulle (H_0).

Paramètres	SCE	DDL	F	Probabilité p (valeur ≤ 0.05 ?)	Conclusion
α_{dissip}	31 978.6	2	105 941	0	Influence
h_{int}	211.1	2	699	0	Influence
θ_{int}	2 608.8	2	8 643	0	Influence
$\alpha_{dissip} \cdot h_{int}$	57.8	4	96	0	Influence
$\alpha_{dissip} \cdot \theta_{int}$	10.2	4	17	0.0006	Influence
$h_{int} \cdot \theta_{int}$	339.3	4	562	0	Influence
<i>Erreur</i>	1.2	8	-	-	-
Total	35 207	26	-	-	-

(a) Table d'ANOVA pour T_{max} TC1

Paramètres	SCE	DDL	F	Probabilité p (valeur ≤ 0.05 ?)	Conclusion
α_{dissip}	1 601.5	2	187 998	0	Influence
h_{int}	4 031.9	2	473 310	0	Influence
θ_{int}	15 092.3	2	1 771 700	0	Influence
$\alpha_{dissip} \cdot h_{int}$	30.5	4	1 791	0	Influence
$\alpha_{dissip} \cdot \theta_{int}$	1	4	61	0	Influence
$h_{int} \cdot \theta_{int}$	1 656.5	4	97 231	0	Influence
<i>Erreur</i>	0	8	-	-	-
Total	22 413.7	26	-	-	-

(b) Table d'ANOVA pour T_{palier} TC1

Paramètres	SCE	DDL	F	Probabilité p (valeur ≤ 0.05 ?)	Conclusion
α_{dissip}	8 260.6	2	260 860	0	Influence
h_{int}	91.7	2	2 897	0	Influence
θ_{int}	883.4	2	27 897	0	Influence
$\alpha_{dissip} \cdot h_{int}$	16.1	4	254	0	Influence
$\alpha_{dissip} \cdot \theta_{int}$	1.7	4	27	0.0001	Influence
$h_{int} \cdot \theta_{int}$	116.7	4	1 842	0	Influence
<i>Erreur</i>	0.1	8	-	-	-
Total	9 370.3	26	-	-	-

(c) Table d'ANOVA pour T_{max} TC3

Paramètres	SCE	DDL	F	Probabilité p (valeur ≤ 0.05 ?)	Conclusion
α_{dissip}	1 616.5	2	136 392	0	Influence
h_{int}	1 815.7	2	153 198	0	Influence
θ_{int}	7 136.2	2	602 120	0	Influence
$\alpha_{dissip} \cdot h_{int}$	18.8	4	795	0	Influence
$\alpha_{dissip} \cdot \theta_{int}$	0.7	4	28	0	Influence
$h_{int} \cdot \theta_{int}$	811.1	4	34 220	0	Influence
<i>Erreur</i>	0	8	-	-	-
Total	11 399	26	-	-	-

(d) Table d'ANOVA pour T_{palier} TC3

TABLEAU 3.4 – Résultats du test ANOVA pour les 4 variables d'intérêt.

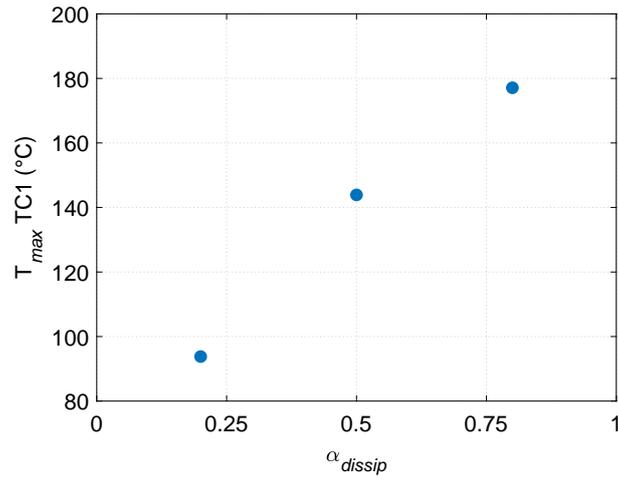
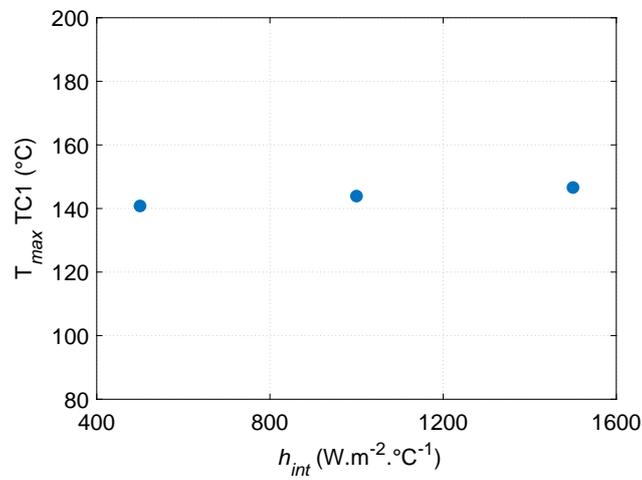
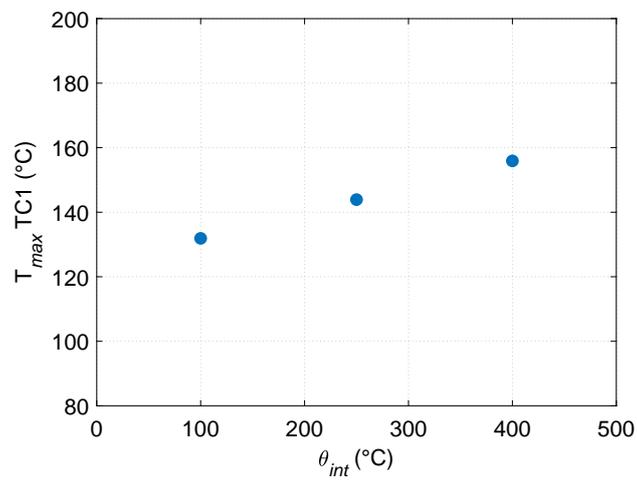
En considérant l'hypothèse nulle (H_0), la probabilité p permet de mesurer la significativité statistique de l'acceptation ou du rejet de cette hypothèse. Lors du test ANOVA, l'acceptation de H_0 est interprétée comme la non-influence d'un facteur sur une variable d'intérêt. Dans la pratique, la probabilité p est comparée à un seuil de signification statistique correspondant au risque de première espèce α . Classiquement, ce risque d'erreur est fixé à 5% bien que le choix d'une autre valeur plus restrictive soit tout à fait possible (ex. : 1%). Pour notre cas d'étude, nous avons fait le choix de considérer un seuil de risque α de 5%. Étant donné que le risque de première espèce α représente la probabilité de rejeter à tort l'hypothèse H_0 , une valeur de $p \leq \alpha$ est le résultat d'une différence dite « statistiquement significative ». Dans ce cas de figure, on considère qu'il est trop peu probable que l'hypothèse nulle (H_0) soit vraie. Dès lors, nous pouvons conclure à l'influence du facteur considéré, mais il n'est pas possible de la quantifier.

D'après les quatre tables d'ANOVA, les différences entre les moyennes de chaque population sont statistiquement significatives pour les paramètres α_{dissip} , h_{int} , θ_{int} et leurs interactions. Qualitativement et de manière objective, ces résultats mettent en avant l'influence de l'ensemble des paramètres sur les températures T_{max} et T_{palier} aux thermocouples TC1 et TC3. En ce sens, les résultats de l'ANOVA démontrent la pertinence de la modélisation physique mise en œuvre dans le modèle numérique.

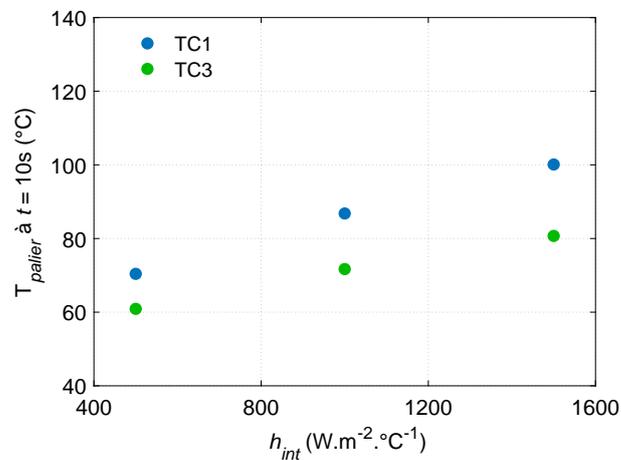
3.3.2 Estimation des grandeurs α_{dissip} , h_{int} et θ_{int}

Pour la calibration des paramètres α_{dissip} , h_{int} et θ_{int} , nous nous sommes tout d'abord intéressés à la température T_{max} au niveau du thermocouple TC1. Cette valeur résulte du passage de la pointe du foret et, par conséquent, de l'échauffement provoqué par les mécanismes de coupe (phase 1). De fait, le coefficient de Taylor-Quinney α_{dissip} qui représente la proportion de la puissance mécanique dissipée sous forme de chaleur dans chaque ZCP a logiquement l'influence la plus significative.

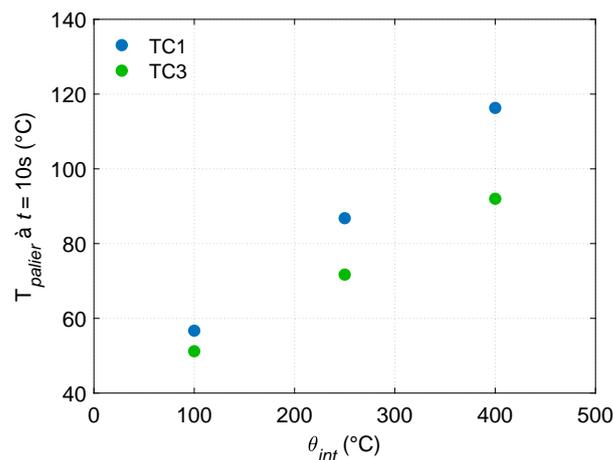
Les graphiques de la [Figure 3.17](#) montrent que le coefficient de Taylor-Quinney entraîne une amplitude de température d'environ 80°C, alors que les grandeurs h_{int} et θ_{int} occasionnent une variation moins importante. À partir de la [Figure 3.17a](#), la valeur optimale du coefficient α_{dissip} est estimée par une interpolation linéaire à 0.33 pour une température expérimentale T_{max} TC1 d'environ 115°C (cf. [Figure 3.16](#)). Nous pouvons constater que cette valeur est en adéquation avec les valeurs identifiées par Rittel *et al.* [115] dans le cas de taux de déformation élevés. Notons tout de même que le paramètre θ_{int} possède une influence non négligeable sur la température maximale T_{max} TC1, mais moins significative que le coefficient α_{dissip} . Afin que cette stratégie de calibration reste simple et rapide, nous négligeons volontairement l'influence du paramètre θ_{int} sur la température maximale T_{max} .

(a) $h_{int} = 1000 \text{ W.m}^{-2}.\text{C}^{-1} - \theta_{int} = 250^\circ\text{C}$ (b) $\alpha_{dissip} = 0.5 - \theta_{int} = 250^\circ\text{C}$ (c) $\alpha_{dissip} = 0.5 - h_{int} = 1000 \text{ W.m}^{-2}.\text{C}^{-1}$ FIGURE 3.17 – Étude numérique de l'influence des paramètres α_{dissip} , h_{int} et θ_{int} sur la température $T_{max} \text{ TC1}$.

Pour la calibration des grandeurs h_{int} et θ_{int} , nous nous sommes intéressés à la température T_{palier} mesurée aux thermocouples TC1 et TC3 durant la phase 2, à l'instant $t = 10$ s. Pour rappel, cette deuxième phase correspond au palier thermique induit par la présence du foret et la remontée des copeaux. Cette fois, les graphiques de la [Figure 3.18](#) montrent que les grandeurs h_{int} et θ_{int} sont les paramètres les plus influents sur la température T_{palier} . En considérant les valeurs de référence T_{palier} TC1 = 90°C et T_{palier} TC3 = 70°C (cf. [Figure 3.16](#)), nous pouvons observer que la combinaison de paramètres $h_{int} = 1000 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$ et $\theta_{int} = 250\text{°C}$ conduit à une estimation très satisfaisante des températures T_{palier} TC1 et T_{palier} TC3. Il est important de souligner que ces valeurs sont obtenues avec un coefficient de Taylor-Quinney égal à 0.5 et non à 0.33. Étant donné que ce coefficient impacte essentiellement la phase 1 alors que les paramètres h_{int} et θ_{int} influent majoritairement sur la phase 2, nous considérons qu'il n'est pas nécessaire de poursuivre la calibration du modèle.



(a) $\alpha_{dissip} = 0.5 - \theta_{int} = 250\text{°C}$



(b) $\alpha_{dissip} = 0.5 - h_{int} = 1000 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$

FIGURE 3.18 – Étude numérique de l'influence des paramètres h_{int} et θ_{int} sur les températures T_{palier} TC1 et T_{palier} TC3, à l'instant $t = 10$ s.

3.3.3 Simulation des phases 1 et 2

La stratégie de calibration développée a permis de quantifier rapidement l'influence des paramètres α_{dissip} , h_{int} et θ_{int} sur la réponse thermique du modèle, afin d'estimer leur valeur respective. La Figure 3.19 présente les cinétiques thermiques simulées pour les 4 thermocouples en considérant les valeurs de α_{dissip} , h_{int} et θ_{int} calibrées précédemment. Les courbes expérimentales correspondent aux 3 essais de perçage à sec instrumentés.

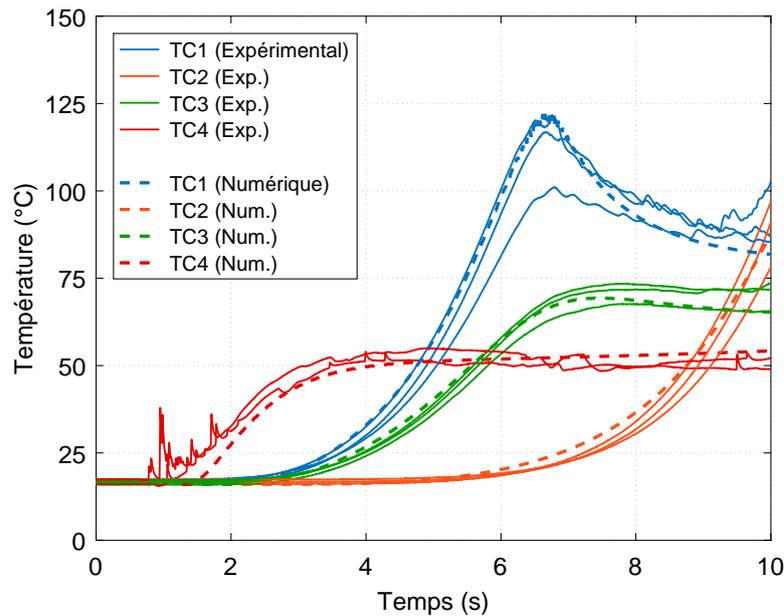


FIGURE 3.19 – Comparaison des cinétiques thermiques expérimentales et numériques pour les phases 1 et 2 ($\alpha_{dissip} = 0.33$ – $h_{int} = 1000 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$ – $\theta_{int} = 250\text{°C}$).

Nous constatons que la valeur calibrée pour le coefficient de Taylor-Quinney conduit à une estimation satisfaisante de la température maximale T_{max} au thermocouple TC1. Sur la Figure 3.19, cette température est repérée à l'instant $t = 6.7$ s. Bien que le coefficient α_{dissip} n'ait été calibré qu'avec le thermocouple TC1, les cinétiques thermiques simulées pour les thermocouples TC1 et TC3 sont très proches des courbes expérimentales durant les 10 premières secondes de perçage. Toujours pour ces deux thermocouples, le palier thermique identifié après $t = 6.7$ s est correctement représenté par le calcul.

Il est intéressant de noter que les paramètres α_{dissip} , h_{int} et θ_{int} ont été estimés en analysant uniquement leur influence sur les températures mesurées aux thermocouples TC1 et TC3. Or, les cinétiques thermiques simulées pour les thermocouples TC2 et TC4 sont en bonne adéquation avec les observations expérimentales. En plus de démontrer la robustesse du modèle R-ALE, ces résultats mettent en avant sa capacité à modéliser l'évolution transitoire des transferts de chaleur dans la pièce durant les phases 1 et 2. La calibration réalisée est ainsi validée pour l'ensemble des thermocouples.

Le champ de température simulé pour les phases 1 et 2 est présenté sur la [Figure 3.20](#) à l'instant $t = 6.7$ s. La température maximale au sein du modèle est observée dans la zone de coupe. D'autre part, les isothermes montrent clairement le maintien en température de la surface du trou après le passage de la pointe du foret. Nous pouvons constater qu'un front de chaleur semble se former sous le foret. En effet, la chaleur générée au niveau de la zone de coupe diffuse en partie dans la matière qui n'a pas encore été usinée sous forme de copeaux. Ce mécanisme de transfert de la chaleur mériterait d'être étudié dans le cas d'un perçage avec lubrification puisque même dans cette configuration, la zone sous le foret est probablement le siège de températures intenses.

Par ailleurs, nous nous sommes intéressés à la sensibilité du contact thermique modélisé à l'interface foret-copeau. L'objectif de l'étude est de quantifier l'influence de cette condition de contact sur les transferts de chaleur à l'intérieur de la pièce. Pour rappel, la face de coupe du foret est considérée comme étant en contact parfait avec le copeau en vis-à-vis. Ce choix de modélisation se traduit par une égalité des températures à l'interface foret-copeau. Afin de comparer les cinétiques thermiques simulées dans le cas d'un contact thermique parfait (cf. [Figure 3.19](#)), nous proposons de mener une simulation sans aucun échange thermique entre le foret et les copeaux. Pour ce faire, nous retirons volontairement le foret du modèle numérique. La [Figure 3.21](#) présente les cinétiques thermiques simulées pour chaque thermocouple, en fonction de la condition de contact considérée à l'interface foret-copeau.

Nous observons très clairement que la modélisation du contact thermique entre le foret et les copeaux n'affecte pas de manière significative les températures dans la pièce. Comme évoqué dans la sous-section 2.3.3, la vitesse de convection des copeaux usinés est très importante au regard de la vitesse de diffusion de la chaleur (cf. [Figure 2.8](#)). Par conséquent, la chaleur présente à l'intérieur des copeaux n'a pas le temps de diffuser dans le reste de la pièce. Grâce à cette comparaison, nous pouvons conclure que la condition de contact entre le foret et les copeaux n'influence pas directement les transferts de chaleur dans la pièce.

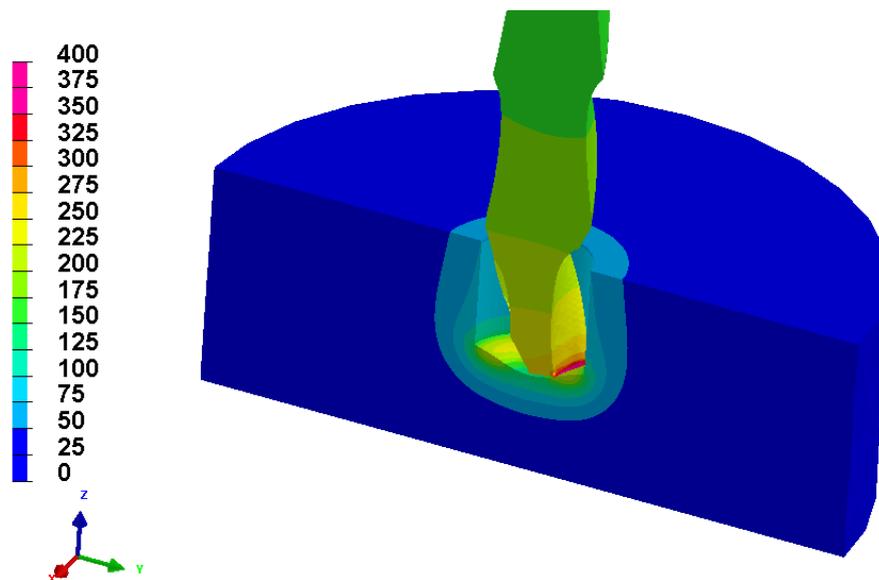


FIGURE 3.20 – Champ de température (°C) simulé pour les phases 1 et 2 à l'instant $t = 6.7$ s.

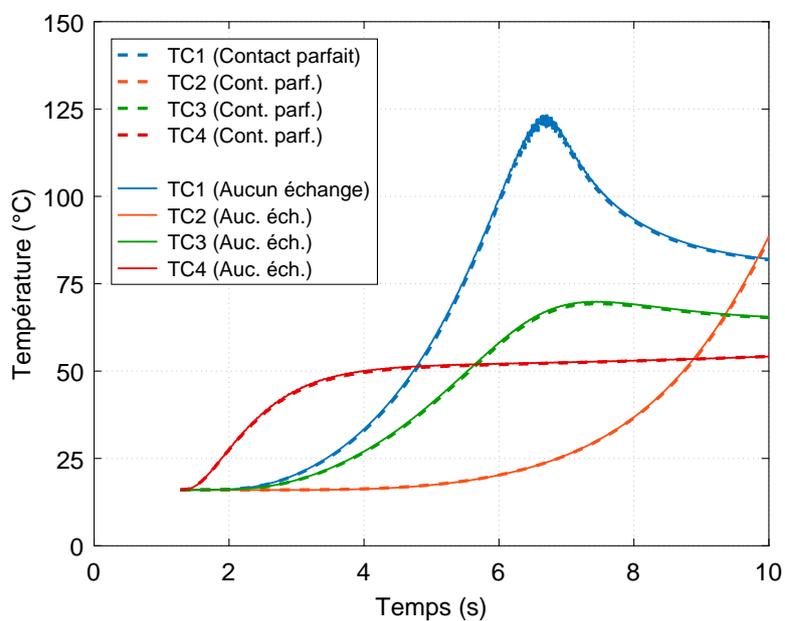


FIGURE 3.21 – Comparaison des cinétiques thermiques simulées pour différentes conditions de contact entre le foret et les copeaux : contact thermique parfait versus aucun échange de chaleur.

3.4 Simulation complète de l'opération de perçage

3.4.1 Étude des transferts de chaleur en fin de perçage

Comme le montre la [Figure 3.15](#), la phase 3 intervient avant que le foret ne débouche de la pièce à l'instant SF. Cette étape correspond à un échauffement significatif de la surface du trou principalement visible au niveau des thermocouples TC1, TC2 et TC3. Ce phénomène correspond à une augmentation rapide de la température des copeaux qui remontent le long des goujures. En effet, en considérant que la puissance mécanique dissipée dans chaque ZCP varie peu, la diminution progressive du volume d'Inconel 718 sous la pointe du foret induit un échauffement plus important de la matière au voisinage de la zone de coupe (voir [Figure 3.22b](#)). Par conséquent, cet échauffement résulte d'une élévation du champ de température dans la zone de coupe.

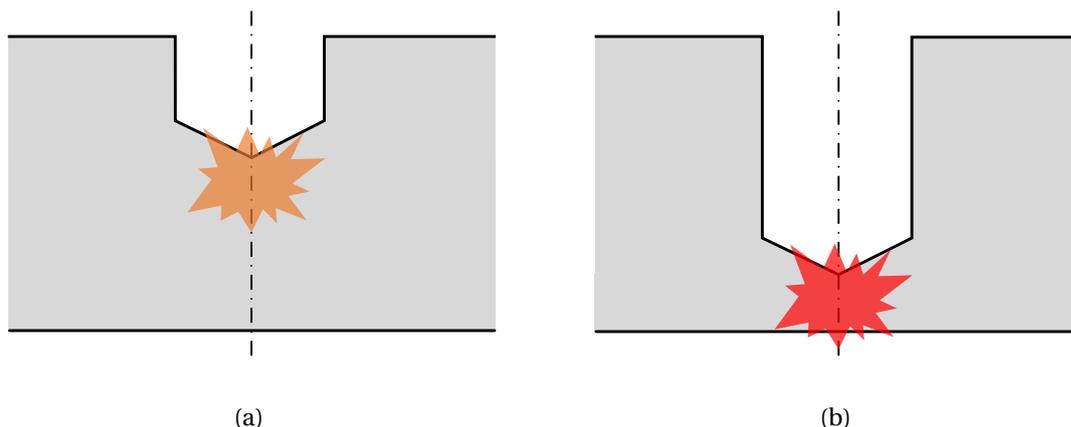
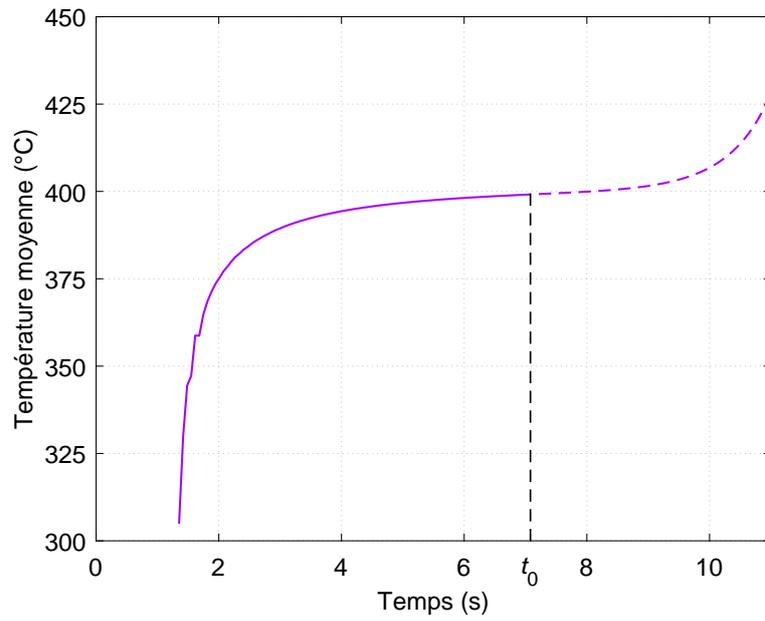
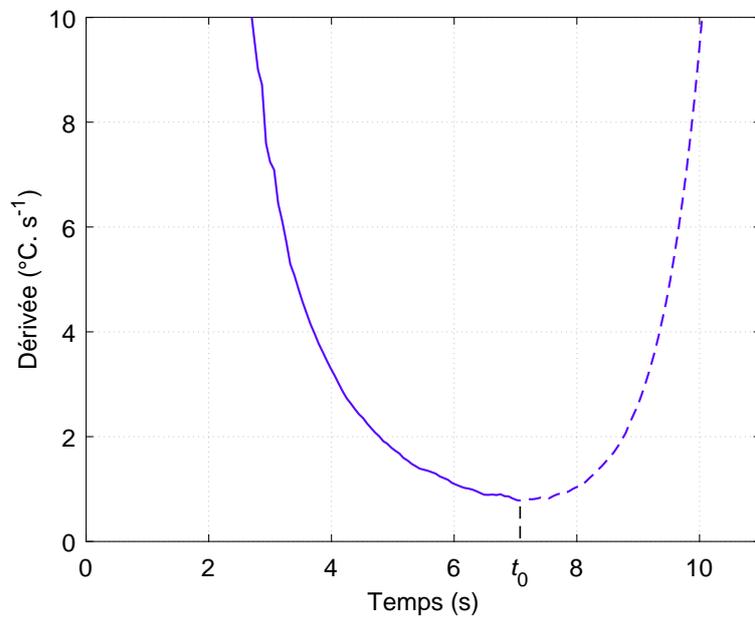


FIGURE 3.22 – Schématisation du phénomène de suréchauffement à l'approche de la face de sortie du foret dans la pièce : (a) échauffement en phases 1 et 2 ; (b) suréchauffement en phase 3.

L'intérêt du modèle numérique développé réside dans sa capacité à tenir compte de l'évolution de la géométrie du trou percé. Celui-ci est donc capable de représenter l'élévation de température induite par la diminution progressive du volume d'Inconel 718 sous la pointe du foret. La [Figure 3.23](#) présente l'évolution de la température moyenne notée $\bar{\theta}(t)$ dans le volume des copeaux. Nous pouvons observer que la température $\bar{\theta}(t)$ simulée se stabilise à environ 400°C, avant de croître à nouveau. Le point d'inflexion correspondant à cette transition peut être repéré en identifiant le minimum de la dérivée $\frac{\partial \bar{\theta}}{\partial t}$, dont l'évolution est tracée sur la [Figure 3.24](#). Il est important de noter que l'instant t_0 correspondant à ce minimum émane directement de la simulation numérique ($t_0 = 7.08$ s).

FIGURE 3.23 – Évolution de la température moyenne $\bar{\theta}(t)$ dans le volume des copeaux.FIGURE 3.24 – Évolution de la dérivée $\frac{\partial \bar{\theta}}{\partial t}$ dans le volume des copeaux.

3.4.2 Modélisation de l'échauffement en phase 3

Pour modéliser l'échauffement induit par les copeaux sur la surface du trou lors de la phase 3, une densité surfacique de flux de chaleur additionnelle est imposée en complétant l'Équation 2.17 de la manière suivante :

$$\forall t > t_0, \quad q(t) = h_{int} (\theta_{int} - \theta(t)) + \frac{q_0}{\theta_0^{2.1}} (\bar{\theta}(t) - \bar{\theta}(t_0))^{2.1} \quad (3.1)$$

où q_0 est homogène à une densité surfacique de flux de chaleur. Le facteur θ_0 correspond quant à lui à une température de référence. Notons que la valeur du terme $\frac{q_0}{\theta_0^{2.1}}$ est prise égale à $1000 \text{ W.m}^{-2}.\text{C}^{-2.1}$.

À partir de l'instant t_0 , la température moyenne $\bar{\theta}(t)$ dépend de la densité surfacique de flux de chaleur additionnelle $q(t)$. Afin de construire un modèle simple et robuste en limitant les non-linéarités, le traitement numérique de l'Équation 3.1 se fait de façon explicite tel que :

$$\forall t + \Delta t > t_0, \quad q(t + \Delta t) = h_{int} (\theta_{int} - \theta(t + \Delta t)) + \frac{q_0}{\theta_0^{2.1}} (\bar{\theta}(t) - \bar{\theta}(t_0))^{2.1} \quad (3.2)$$

Sachant que l'objectif final de ces travaux est de calculer l'état de contraintes résiduelles au niveau de la surface du trou, nous n'avons pas cherché à simuler la phase 4 (cf. Figure 3.15). En effet, les mécanismes de coupe ne sont plus actifs au cours de cette quatrième phase. Du point de vue thermodynamique, cela implique une diminution de la température maximale et du gradient associé. Par conséquent, les contraintes d'origine thermique vont nécessairement diminuer dans l'Inconel 718 pendant la phase 4. En l'absence de transformations de phases, le phénomène de plasticité ne peut donc qu'être atténué. C'est pour cette raison que nous avons choisi de simuler le retrait quasi instantané du foret à la fin de la phase 3, de manière à enchaîner directement le refroidissement de la pièce percée à l'air libre (phase 5) en appliquant l'Équation 2.16 sur la surface du trou.

La Figure 3.25 présente une comparaison entre les mesures expérimentales et les cinétiques thermiques calculées. Contrairement à la Figure 3.19, seules les courbes expérimentales de l'essai n°1 sont tracées (Annexes B), puisque c'est au cours de cet essai que l'échauffement en phase 3 semble le mieux capté. Comme indiqué précédemment, la phase 4 correspondant au maintien en rotation du foret dans le trou n'a pas été simulée. La modélisation conduit à des résultats très satisfaisants pour les phases 1, 2 et 3 ainsi que pour la vitesse de refroidissement. Le suréchauffement induit par la montée en température des copeaux est représenté de manière cohérente au niveau des thermocouples TC1, TC2 et TC3, bien que celui-ci soit légèrement surestimé au thermocouple TC1. Pour le thermocouple TC4, le suréchauffement simulé anticipe l'évolution expérimentale. Ce phénomène est lié au fait que le flux surfacique additionnel $q(t)$ (cf. Équation 3.1) est appliqué sur toute la hauteur du trou, alors qu'en réalité, les copeaux emprisonnés en fin de perçage n'atteignent pas la hauteur du thermocouple TC4 en conservant leur chaleur.

Pour représenter ce phénomène en début de trou, il conviendrait d'ajuster la surface d'application du flux surfacique additionnel $q(t)$. Sachant que l'objectif de ces travaux est de modéliser les phénomènes thermomécaniques sur l'ensemble de la surface du trou percé, nous n'avons pas cherché à complexifier la modélisation physique de l'opération de perçage au voisinage de la face d'entrée du foret dans la pièce.

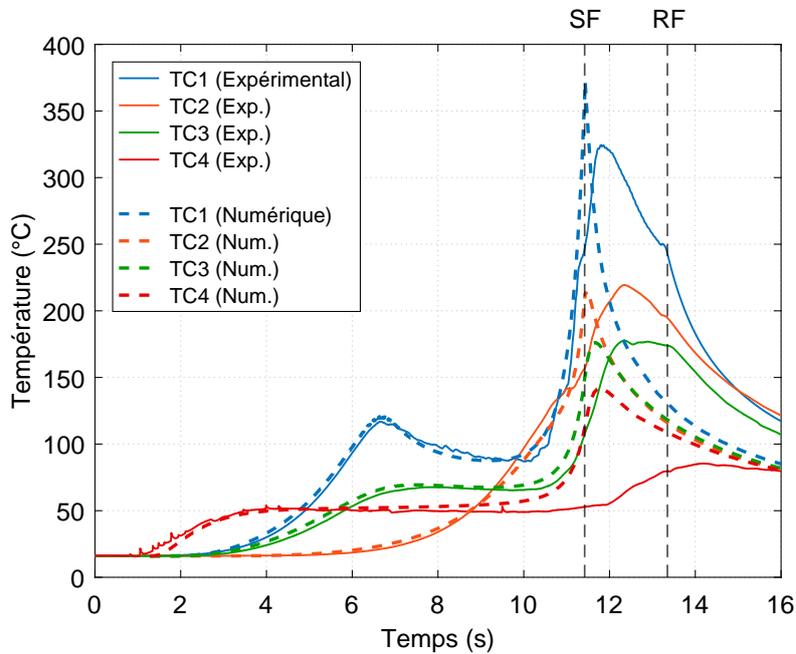
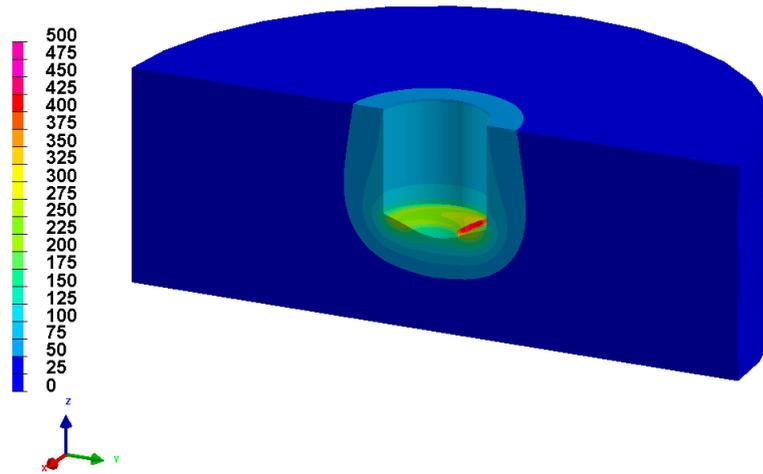


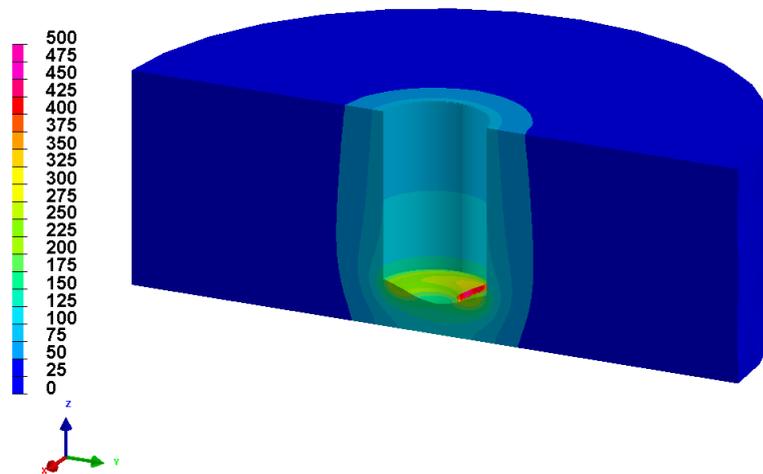
FIGURE 3.25 – Comparaison des cinétiques thermiques expérimentales (essai n°1) et numériques en tenant compte de l'échauffement en phase 3.

La Figure 3.26 présente l'évolution du champ de température dans la pièce au cours de l'opération de perçage à sec. La Figure 3.26a correspond à l'instant auquel le thermocouple TC1 voit sa température maximale en phase 1. La Figure 3.26b fait clairement apparaître le phénomène de palier thermique induit par les grandeurs h_{int} et θ_{int} sur l'ensemble de la surface du trou en phase 2. L'échauffement en phase 3 est parfaitement visible sur la Figure 3.26c. La température maximale est atteinte en extrême surface juste avant que la pointe du foret ne débouche de la pièce. Il est important de noter qu'il s'agit de l'instant où le gradient de température est le plus élevé et, par conséquent, propice à une élévation importante des contraintes d'origine thermique à proximité de la surface du trou.

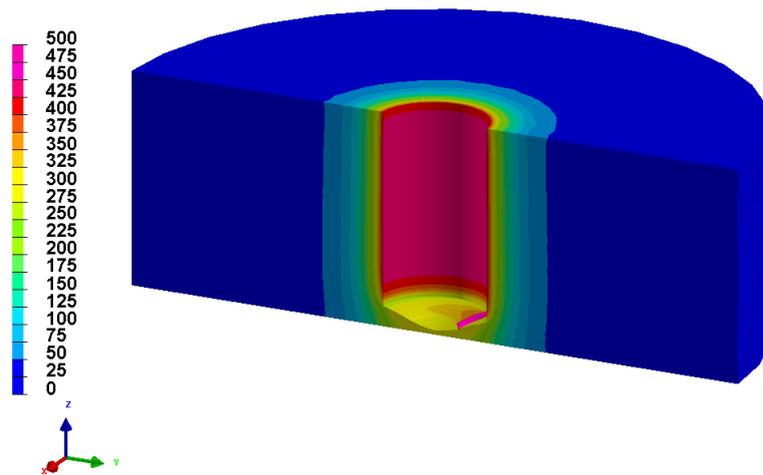
La Figure 3.27 montre l'évolution du champ de température dans la zone de coupe correspondant aux éléments Ω_3 et Ω_4 définis dans la sous-section 2.4.2. Nous pouvons observer que les champs sont très similaires sur les Figure 3.27a et Figure 3.27b, alors que le phénomène de suréchauffement est notable sur la Figure 3.27c. À l'instant $t = 11.4$ s, la surface inférieure de la zone de coupe correspond à la face de sortie du foret dans la pièce. De fait, l'évolution des isothermes entre les instants $t = 10$ s et $t = 11.4$ s montre l'impact de la géométrie sous le foret sur le champ de température dans la zone de coupe.



(a) Phase 1 à l'instant $t = 6.7$ s

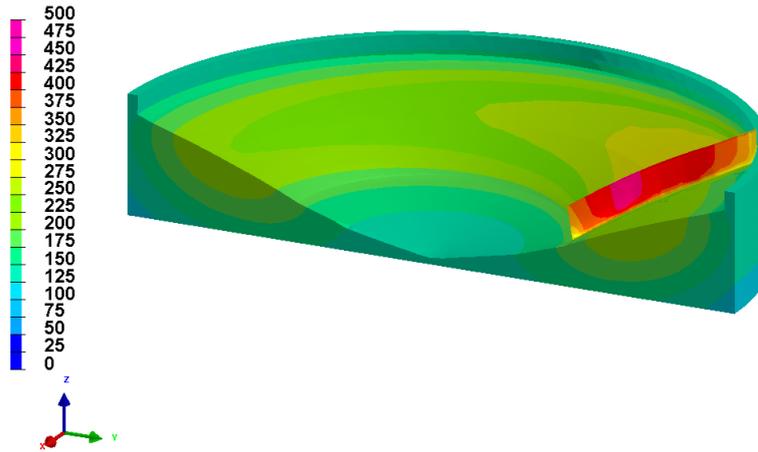
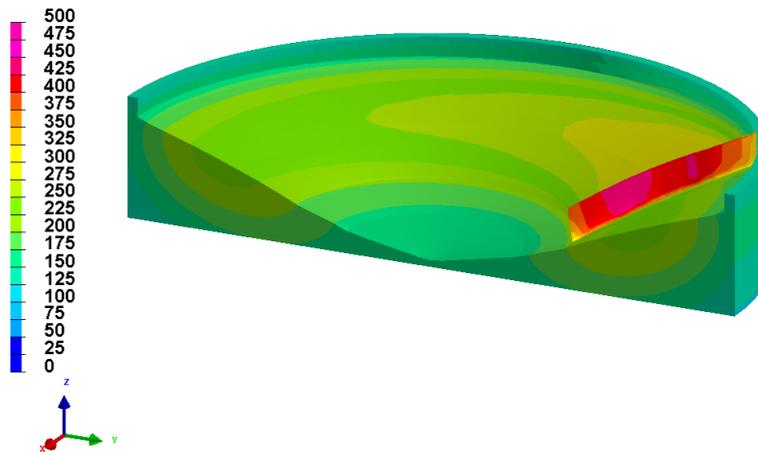
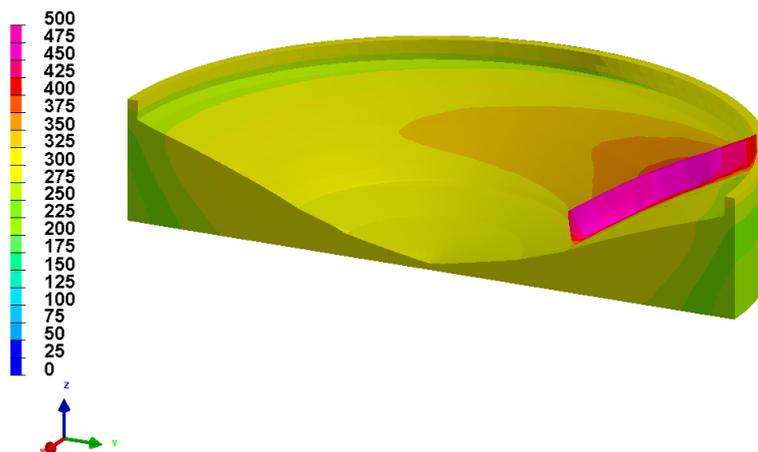


(b) Phase 2 à l'instant $t = 10$ s



(c) Phase 3 à l'instant SF ($t = 11.4$ s)

FIGURE 3.26 – Évolution du champ de température (°C) au cours du perçage à sec de l'Inconel 718.

(a) Phase 1 à l'instant $t = 6.7$ s(b) Phase 2 à l'instant $t = 10$ s(c) Phase 3 à l'instant SF ($t = 11.4$ s)FIGURE 3.27 – Évolution du champ de température ($^{\circ}\text{C}$) au cours du perçage à sec dans les éléments Ω_3 et Ω_4 (cf. sous-section 2.4.2).

3.5 Conclusion

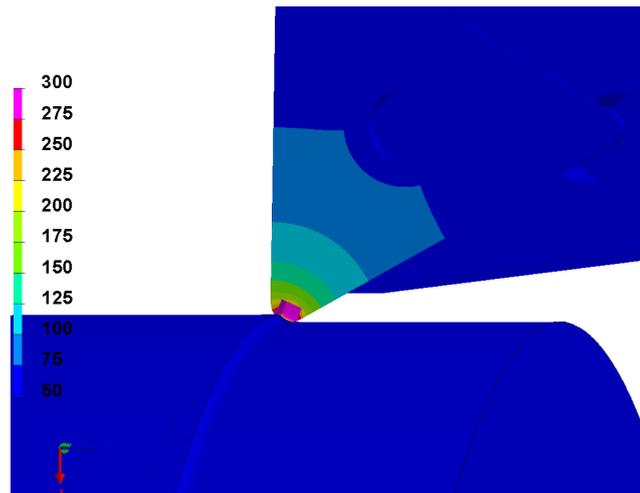
À travers ce chapitre, nous avons identifié les phénomènes thermiques mis en jeu lors du perçage à sec de l'Inconel 718 grâce à la phase expérimentale menée sur ce matériau. Dans un premier temps, le positionnement des thermocouples dans la pièce a pu être validé à l'aide de la tomographie RX. Ensuite, les mesures expérimentales de température ont permis de mieux appréhender les transferts de chaleur dans une pièce percée. En ce sens, l'histoire thermique vécue par l'Inconel 718 au niveau de la surface du trou a pu être décomposée en 5 phases distinctes.

De par leur nature relativement stable, les phénomènes thermiques identifiés lors des phases 1 et 2 ont tout d'abord été modélisés. Pour ce faire, une stratégie de calibration simple et rapide a été développée pour estimer le coefficient de Taylor-Quinney, ainsi que les grandeurs h_{int} et θ_{int} représentatives de l'interaction thermique entre la surface du trou percé, le foret et les copeaux. Par ailleurs, la pertinence de la modélisation physique mise en œuvre pour les phases 1 et 2 a pu être montrée au moyen de l'ANOVA.

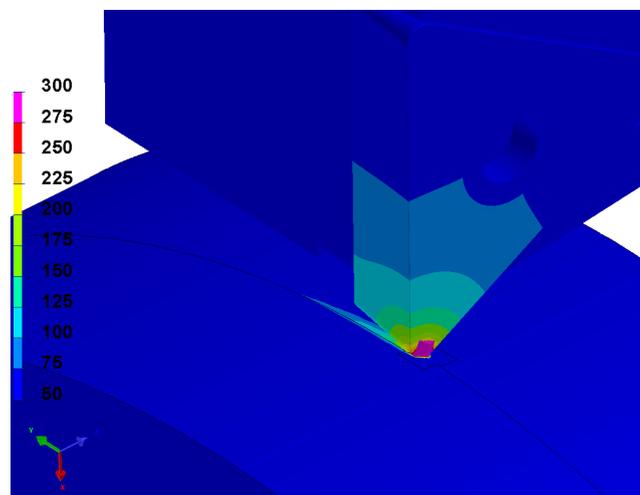
Les mesures expérimentales ont mis en évidence un échauffement significatif induit par l'augmentation de la température des copeaux juste avant que le foret ne débouche de la pièce. Ce phénomène a pu être modélisé au moyen d'un flux surfacique additionnel dépendant de la température des copeaux en fin de perçage. La simulation complète de l'opération de perçage a permis de représenter de manière satisfaisante l'histoire thermique vécue par la pièce et par le trou percé. Les résultats de simulation font clairement apparaître que le phénomène de suréchauffement identifié en phase 3 génère le gradient de température le plus important au niveau de la surface du trou. De fait, nous pouvons d'ores et déjà émettre l'hypothèse que ce suréchauffement joue un rôle prépondérant sur les mécanismes d'apparition des contraintes résiduelles d'origine thermique. De plus, ces résultats mettent en avant l'influence de la profondeur de perçage sur les transferts de chaleur à l'intérieur de la pièce. De par les phénomènes thermiques identifiés, nous pouvons conclure que les transferts de chaleur mis en jeu lors d'une opération de perçage à sec doivent être modélisés à l'échelle du trou percé.

En vue de comparer les transferts de chaleur analysés au cours de ce chapitre avec ceux mis en jeu en chariotage à sec, la stratégie de modélisation Rigid-ALE présentée dans la sous-section 2.4.2 a été appliquée à une opération de chariotage, pour l'acier inoxydable 304L. Les données du modèle sont issues des travaux de Girinon *et al.* [33] sur la simulation 3D des transferts de chaleur en chariotage. Les résultats de simulation obtenus au moyen l'approche R-ALE transitoire sont présentés en [Figure 3.28](#). Ces résultats mettent en avant une localisation des transferts de chaleur au cours de l'opération de chariotage à sec. En effet, la chaleur générée dans la zone de coupe ne diffuse pas à l'échelle de la pièce, comme en atteste la trainée de chaleur visible sous la plaquette de l'outil. Cette trainée atteint rapidement un état stabilisé, tandis que la plaquette emmagasine de la chaleur durant la quasi-totalité de l'opération de chariotage (voir [Figure 3.28b](#)).

En raison de sa géométrie, l'opération de chariotage ne possède qu'un seul et unique régime de refroidissement à l'air libre. Comparativement au perçage à sec, la montée en température occasionnée par le passage de la pointe de l'outil n'est pas suivie par un phénomène de palier thermique. En effet, la surface usinée n'est pas maintenue à une certaine température et se refroidit aussitôt. Les mécanismes de coupe n'étant pas situés dans un environnement confiné, le massif de la pièce emmagasine peu de chaleur comparée à une pièce percée. En chariotage à sec, les transferts de chaleur se produisent donc à une échelle beaucoup plus locale que ceux observés dans le cas d'un perçage à sec.



(a)



(b)

FIGURE 3.28 – Champ de température (°C) au cours d'une opération de chariotage à sec selon deux angles de vue.

4

Modélisation des conséquences mécaniques induites

Sommaire

4.1	Introduction	94
4.2	Analyses expérimentales des conséquences mécaniques induites	94
4.2.1	Découpe des éprouvettes cylindriques percées	94
4.2.2	Analyses des contraintes résiduelles par diffraction des rayons X	95
4.2.3	Résultats des analyses de contraintes	98
4.3	Simulation numérique des contraintes résiduelles	101
4.3.1	Calcul 3D	101
4.3.2	Calcul 2D axisymétrique	106
4.3.3	Confrontation des résultats expérimentaux et numériques	108
4.4	Conclusion	110

4.1 Introduction

Dans le chapitre 3, les phénomènes thermiques mis en jeu lors du perçage à sec de l’Inconel 718 ont été identifiés et modélisés afin de représenter l’histoire thermique vécue par une pièce percée. L’objectif de ce quatrième chapitre est de modéliser les conséquences mécaniques induites par l’opération de perçage, au niveau de la surface du trou. Dans un premier temps, les analyses expérimentales réalisées pour tenter de répondre à cet objectif seront présentées et commentées. Puis, dans un second temps, les simulations numériques développées pour le calcul des contraintes résiduelles seront détaillées et confrontées aux mesures expérimentales.

4.2 Analyses expérimentales des conséquences mécaniques induites

4.2.1 Découpe des éprouvettes cylindriques percées

Une seconde phase d’étude expérimentale a été menée sur les pièces percées afin d’analyser les conséquences mécaniques induites par l’opération de perçage à sec. Cette phase expérimentale a été réalisée au laboratoire LEM3 (Laboratoire d’Étude des Microstructures et de Mécanique des Matériaux UMR CNRS 7239) du campus Arts et Métiers de Metz. L’objectif de cette étude est d’obtenir des profils de contraintes résiduelles par diffraction des rayons X (DRX) au niveau de la surface du trou, qui correspond à la zone affectée par l’opération de perçage.

Pour l’étude, les éprouvettes percées en Inconel 718 ont été préalablement découpées. Dans le cas du perçage, l’analyse des contraintes résiduelles sur l’ensemble de la surface du trou nécessite la destruction partielle de la pièce. En effet, les rayons X n’ont pas accès à la surface d’analyse puisque celle-ci est masquée par le massif de la pièce. Afin d’obtenir un profil de contraintes résiduelles par DRX, Perrin [66] fait le choix de découper les échantillons percés en deux parties distinctes, en prenant soin de polir les bords des demi-cylindres. Girinon *et al.* [125] adoptent une procédure similaire puisqu’ils découpent les éprouvettes percées en quatre pour analyser les contraintes résiduelles à proximité de la surface du trou. Les auteurs étudient également l’influence de la découpe sur les contraintes résiduelles analysées a posteriori par DRX. Ces derniers mettent en avant une légère relaxation des contraintes due à la découpe, mais qui reste peu significative au vu des niveaux de contraintes résiduelles mesurés avant la découpe.

La procédure expérimentale de découpe proposée par Girinon *et al.* [125] a été mise en place dans ces travaux de recherche. Pour notre cas d’étude, les éprouvettes cylindriques percées ont été préalablement découpées en quatre à l’aide d’une micro-tronçonneuse de

précision (Figure 4.1). La découpe est réalisée sous lubrification avec une vitesse d'avance très faible ($\approx 0.5 \text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$) pour ne pas générer d'échauffement intense et, par conséquent, ne pas induire des contraintes résiduelles supplémentaires. Notons que seul un quart de la pièce est utilisé pour l'analyse des contraintes résiduelles.

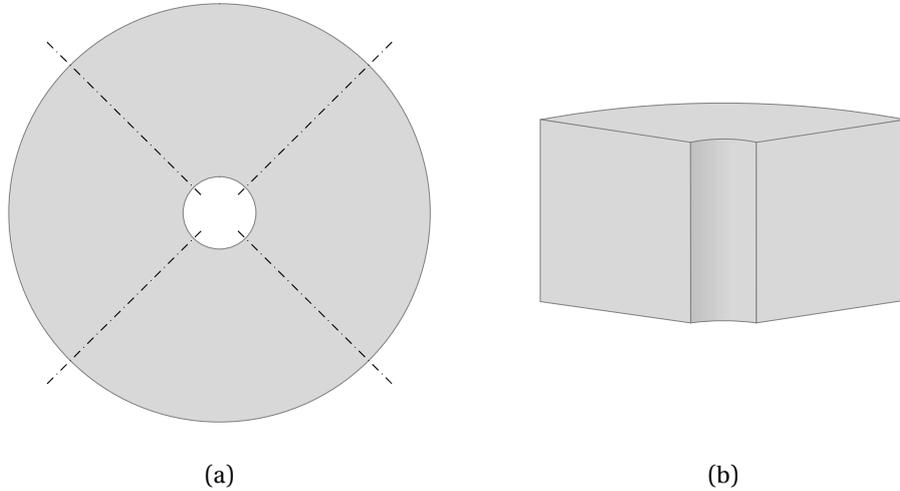


FIGURE 4.1 – Découpe des éprouvettes cylindriques percées : (a) Zones de découpe; (b) Échantillon utilisé pour l'analyse des contraintes résiduelles.

4.2.2 Analyses des contraintes résiduelles par diffraction des rayons X

La diffraction des rayons X (DRX) est une technique non destructive très fréquemment employée pour déterminer les contraintes résiduelles d'un matériau, à une échelle macroscopique. La méthode d'analyse des contraintes résiduelles par DRX est précisément décrite dans la norme NF EN 15305 [126]. Pour notre cas d'étude, c'est la méthode des $\sin^2(\psi)$ qui a été mise en œuvre pour déterminer les contraintes résiduelles. Elle consiste à analyser les déformations élastiques du réseau cristallin en mesurant les variations de distance entre les différents plans atomiques. En effet, lorsqu'un matériau est soumis à une contrainte, la distance d_{hkl} se modifie entraînant à son tour la modification des angles de diffraction des rayons X (Figure 4.2). De par l'utilisation de la loi de Bragg (4.1) et la connaissance de l'organisation atomique du matériau étudié, il devient alors possible de calculer les déformations élastiques et, par conséquent, les contraintes résiduelles dans la matière.

La loi de Bragg est donnée par :

$$d_{hkl} \sin \theta = \lambda \quad (4.1)$$

où d_{hkl} représente la distance interréticulaire, θ l'angle entre le rayon incident et le plan atomique et λ la longueur d'onde de la source RX.

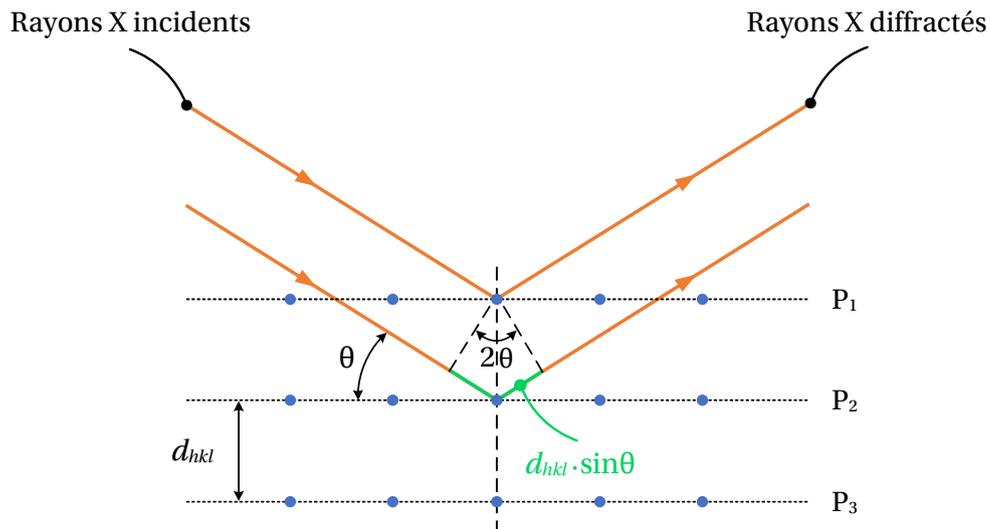


FIGURE 4.2 – Schéma de diffraction des rayons X.

Dans le cadre de ces travaux, les analyses de contraintes résiduelles ont été réalisées à trois positions, numérotées de 1 à 3 (Figure 4.3). Les points d'analyse n°1, n°2 et n°3 correspondent respectivement au début, au milieu et à la fin de l'opération de perçage à sec. En complément, le Tableau 4.1 présente le positionnement exact des points d'analyse par rapport à la face d'entrée du foret dans la pièce. Le choix de ces trois zones d'analyse est motivé par le souhait de mettre en évidence l'influence de la profondeur de perçage sur la distribution des contraintes résiduelles.

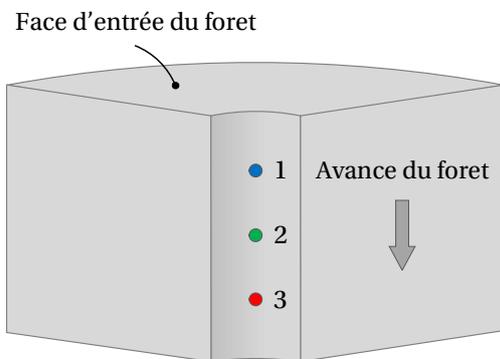


FIGURE 4.3 – Position des trois points d'analyse dans un quart de pièce.

Point d'analyse	Distance par rapport à la face d'entrée
n°1	4 mm
n°2	8.5 mm
n°3	13 mm

TABEAU 4.1 – Caractéristiques des trois points d'analyse.

La Figure 4.4 illustre la procédure d'analyse par DRX mise en œuvre dans cette étude. Les contraintes résiduelles induites par l'opération de perçage à sec sont analysées suivant deux directions : la direction circonférentielle notée $\theta\theta$ et la direction axiale notée ZZ. Pour chaque position, les analyses sont effectuées en surface, mais également à différentes profondeurs de manière à obtenir un profil de contraintes résiduelles jusqu'à 150 μm . Afin d'accéder à ces différentes profondeurs, la surface du trou subit un polissage électrolytique après chaque analyse de contrainte.

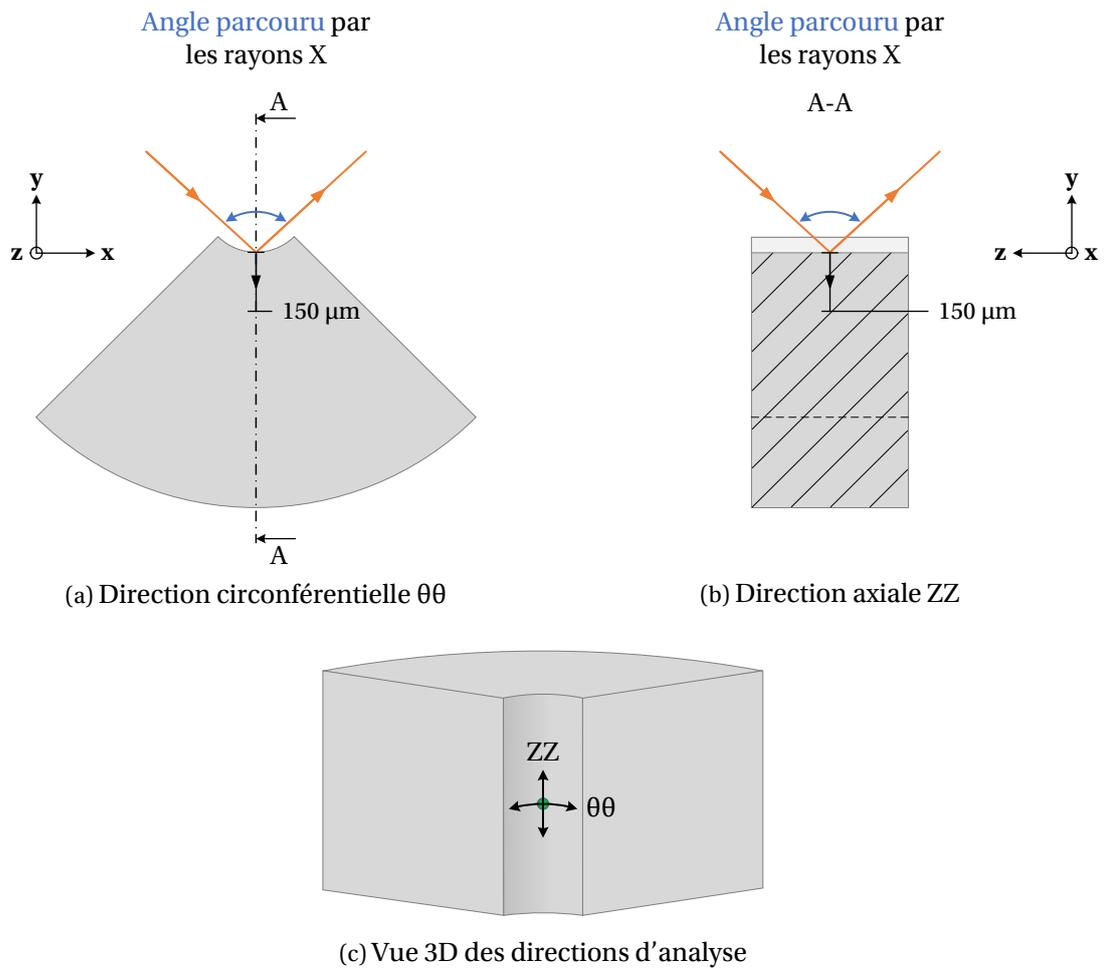


FIGURE 4.4 – Illustration de la procédure d'analyse des contraintes résiduelles par DRX pour le point d'analyse n°2.

Pour mener à bien les analyses, nous avons utilisé un appareillage de type PROTO iXRD. Les conditions expérimentales utilisées pour l'obtention des profils de contraintes résiduelles sont les suivantes.

Conditions de diffraction :

- collimateur de diamètre 1 mm;
- rayonnement $K\alpha$ du manganèse ($\lambda = 2.10 \text{ \AA}$);
- utilisation des plans réticulaires {311} avec un angle de Bragg $2\theta = 151^\circ$.

Conditions d'acquisition :

- oscillation de la source RX de -25° à $+25^\circ$ pour la direction $\theta\theta$;
- oscillation de la source RX de -30° à $+30^\circ$ pour la direction ZZ;
- durée d'acquisition de 60 s par pic de diffraction.

Par ailleurs, les constantes d'élasticité radiocristallographiques utilisées pour la détermination des contraintes résiduelles sont les suivantes :

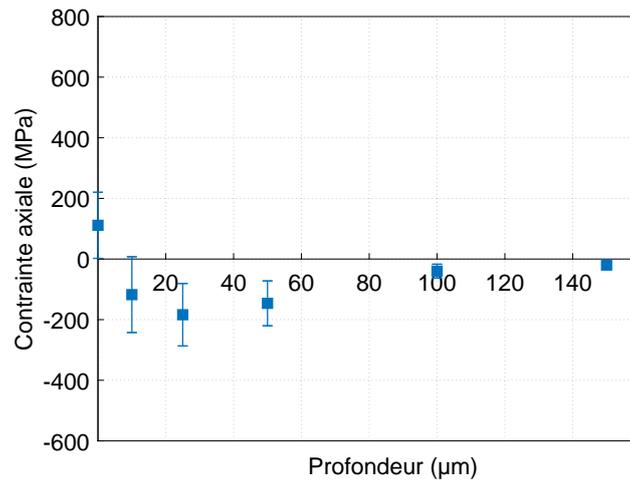
$$S_{1\{311\}} = -1.73 \times 10^{-6} \text{ MPa}^{-1}; \quad 1/2 S_{2\{311\}} = 6.85 \times 10^{-6} \text{ MPa}^{-1}$$

4.2.3 Résultats des analyses de contraintes

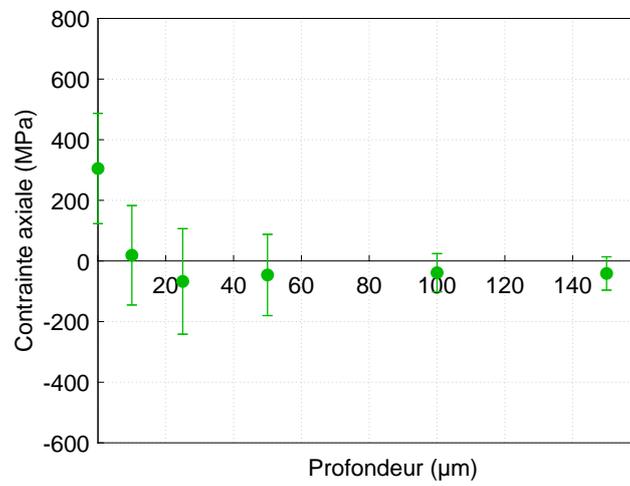
Les [Figure 4.5](#) et [Figure 4.6](#) présentent les valeurs moyennes des contraintes résiduelles obtenues expérimentalement à partir de l'analyse de 4 échantillons percés. Les barres d'erreur correspondent à la dispersion des valeurs analysées pour ces 4 échantillons. Les incertitudes en contrainte sont quant à elles estimées à environ $\pm 50 \text{ MPa}$ pour les points d'analyse en extrême surface et à $\pm 30 \text{ MPa}$ pour les autres analyses en profondeur. De plus, la localisation en profondeur est évaluée avec une incertitude de $\pm 5 \text{ }\mu\text{m}$. Notons que les incertitudes en profondeur ne sont pas représentées sur les [Figure 4.5](#) et [Figure 4.6](#) pour des questions de visibilité.

Que ce soit dans la direction axiale ou circonférentielle, l'état de contraintes résiduelles est de traction en extrême surface. L'intensité des contraintes semble légèrement plus élevée au milieu du trou. Proche de la surface, la contrainte dans la direction circonférentielle présente des valeurs plus de trois fois plus importantes que celle analysée dans la direction axiale. D'autre part, la contrainte axiale chute jusqu'à faire apparaître un état de compression en sous-surface sur une profondeur d'environ $100 \text{ }\mu\text{m}$.

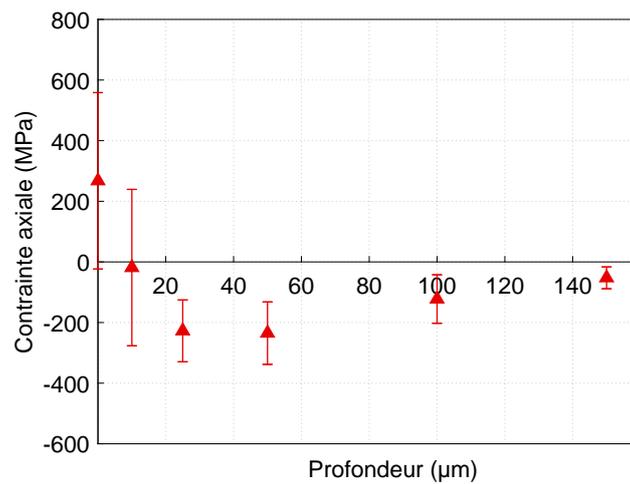
Au vu des observations expérimentales pour notre cas d'étude, il est pertinent d'admettre que la contrainte circonférentielle est à coup sûr la plus pénalisante pour la tenue en fatigue, et en particulier pour la propagation d'une éventuelle fissure axiale. Par conséquent, nous chercherons par la suite à simuler l'impact des transferts de chaleur en cours de perçage sur l'évolution de cette contrainte.



(a) Point d'analyse n°1 (4 mm)

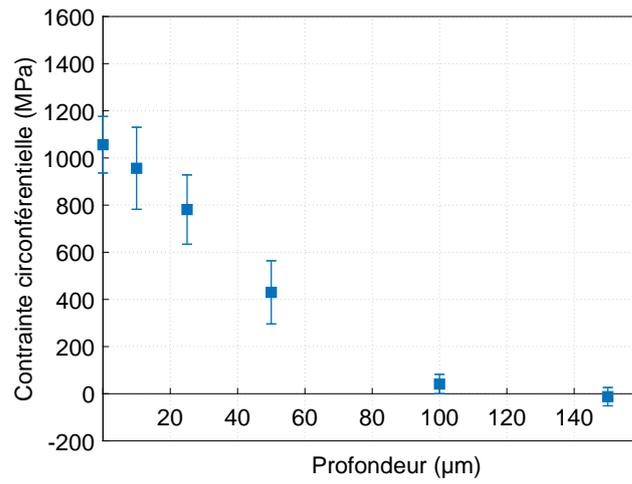


(b) Point d'analyse n°2 (8.5 mm)

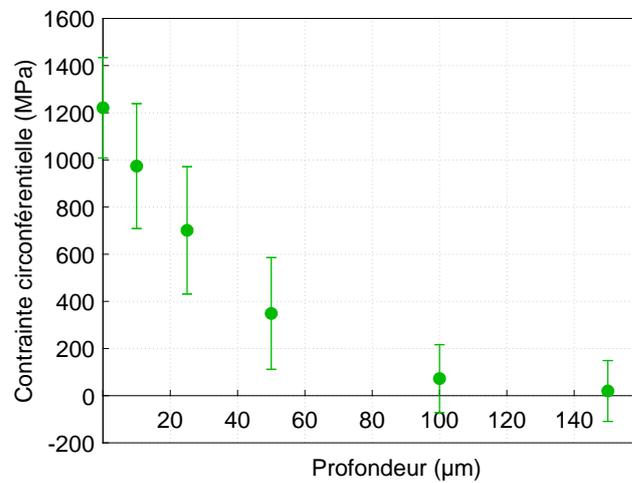


(c) Point d'analyse n°3 (13 mm)

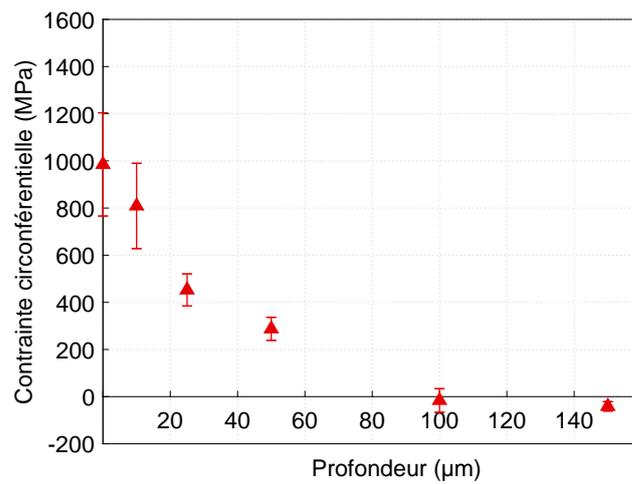
FIGURE 4.5 – Contraintes résiduelles axiales obtenues expérimentalement.



(a) Point d'analyse n°1 (4 mm)



(b) Point d'analyse n°2 (8.5 mm)



(c) Point d'analyse n°3 (13 mm)

FIGURE 4.6 – Contraintes résiduelles circonférentielles obtenues expérimentalement.

4.3 Simulation numérique des contraintes résiduelles

4.3.1 Calcul 3D

Le calcul des contraintes résiduelles est réalisé sur la géométrie 3D de la pièce après perçage. Contrairement au modèle R-ALE (cf. sous-section 2.4.2), le maillage de la pièce reste fixe en modélisant la rotation du foret par l'intermédiaire d'une matrice de rotation notée R_t . De plus, la simulation ne tient pas compte de l'impact de l'évolution de la géométrie du trou sur l'état de contrainte en cours de perçage. L'objectif de cette étude est de pouvoir réaliser un calcul 3D dans une configuration purement Lagrangienne.

La [Figure 4.7](#) montre à partir d'un simple calcul thermo-élastique que le diamètre du trou percé augmente pendant l'opération de perçage. D'autre part, la [Figure 4.8](#) illustre le fait que le diamètre moyen du trou percé est supérieur au diamètre théorique du foret après retrait thermique, pour l'ensemble des échantillons. Sachant que le coefficient de dilatation de l'Inconel vaut $1.55 \times 10^{-5} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$, alors que celui du foret en carbure cémenté (WC-Co) est d'environ $0.63 \times 10^{-5} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ [127], il faudrait que le foret atteigne une température très importante pour présenter une augmentation de son diamètre similaire à celle de l'Inconel 718. De fait, le modèle numérique n'intègre pas de chargement mécanique lié au contact éventuel entre le foret et la surface du trou au niveau des listels (cf. [Figure 1.12](#)).

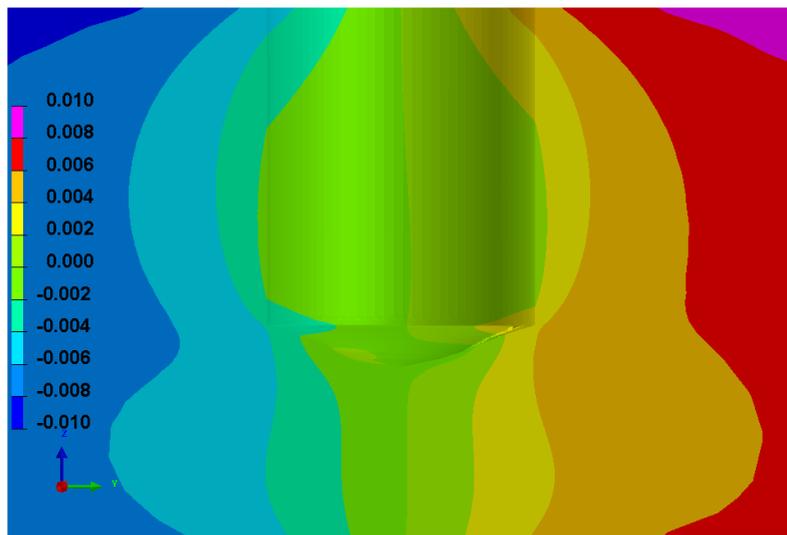


FIGURE 4.7 – Champ de déplacement (mm) selon l'axe horizontal y à l'instant $t = 8$ s.

La simulation des contraintes résiduelles est réalisée à partir d'un chargement uniquement induit par le champ de température obtenu avec le modèle R-ALE au chapitre 3 (cf. [Figure 3.26](#)). Pour rappel, ce champ est simulé avec un pas de temps Δt correspondant à une rotation du foret ($\Delta t \approx 0.066$ s). De fait, le calcul Lagrangien des contraintes nécessite une discrétisation plus fine afin de suivre précisément l'histoire thermique vécue en chaque point d'intégration du maillage.

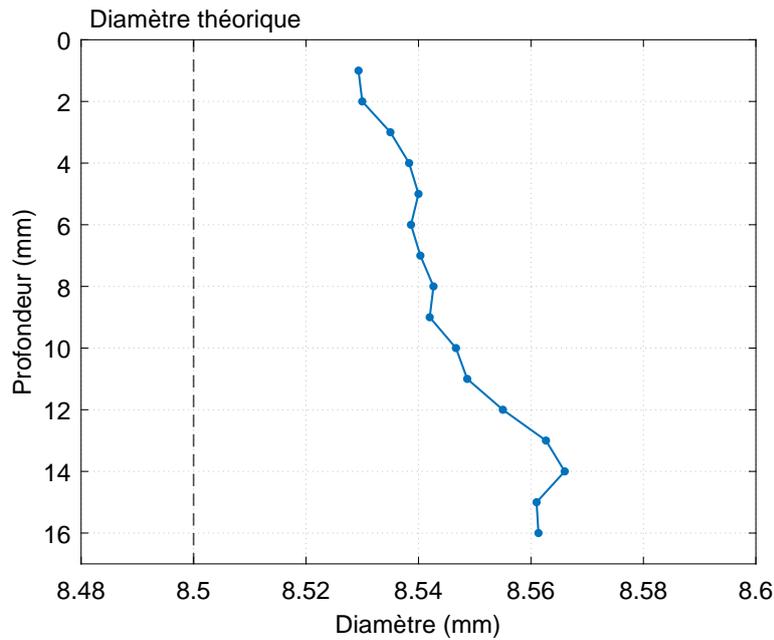


FIGURE 4.8 – Évolution du diamètre moyen après perçage en fonction de la profondeur percée.

En ce sens, le pas de temps du calcul Lagrangien δt est pris égal à $\Delta t/94 \approx 7 \times 10^{-4}$ s. Le champ de température est obtenu à chaque pas de calcul en combinant :

- une interpolation temporelle entre deux instants du calcul R-ALE;
- une rotation synchronisée avec la position angulaire du foret.

Il est important de souligner que le mouvement de descente du foret fait partie intégrante du champ de température calculé avec le modèle R-ALE. Pour chaque point d'intégration Lagrangien X , la température peut s'écrire sous la forme :

$$\forall t \in [t_i, t_{i+1}], \theta_{\text{LAG}}(X, t) = \frac{\theta_{\text{R-ALE}}(\mathbf{R}_t^{-1} \cdot X, t_{i+1}) - \theta_{\text{R-ALE}}(\mathbf{R}_t^{-1} \cdot X, t_i)}{\Delta t} (t - t_i) \quad (4.2)$$

où t_i et t_{i+1} désignent deux instants successifs du calcul R-ALE. Les grandeurs $\theta_{\text{R-ALE}}$ et θ_{LAG} correspondent respectivement aux champs de température sur le maillage R-ALE et le maillage Lagrangien, tandis que \mathbf{R}_t représente la matrice de rotation positionnant le foret à l'instant de calcul t .

Le maillage de calcul de la pièce en 3D est présenté sur la [Figure 4.9](#). Celui-ci est constitué de 351 560 éléments trilinéaires à intégration sélective et de 362 746 nœuds. Les éléments proches de la surface ont une dimension radiale égale à 16 μm afin de capter correctement l'évolution de la contrainte circonférentielle en extrême surface.

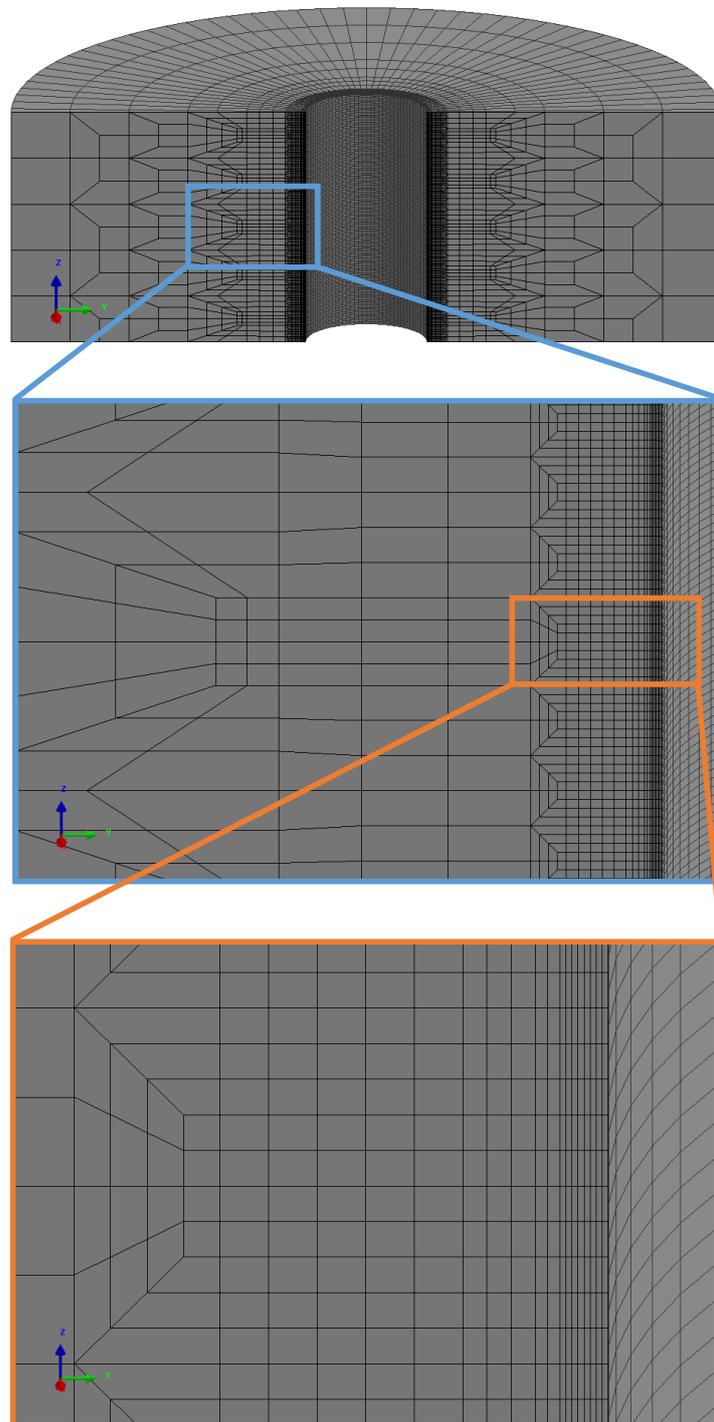


FIGURE 4.9 – Maillage 3D de la pièce utilisé pour le calcul des contraintes résiduelles.

Le résultat de la projection du champ de température est présenté sur la [Figure 4.10](#) à l'instant $t = 6.7$ s. Les paramètres thermo-élastiques sont ceux indiqués précédemment, en considérant un coefficient de Poisson égal à 0.3. Le comportement plastique de l'Inconel 718 est quant à lui modélisé au moyen de courbes d'érouissage monotone fournies par SAFRAN, dans une gamme de température comprise entre 20 et 550°C ([Annexes A](#)). Le calcul est réalisé avec un modèle d'érouissage isotrope, bien que le choix d'un modèle de comportement plus évolué serait pertinent dans l'optique de futurs travaux (ex. : modèle d'érouissage cinématique linéaire de Prager, modèle d'érouissage cinématique non linéaire d'Armstrong-Frederick...).

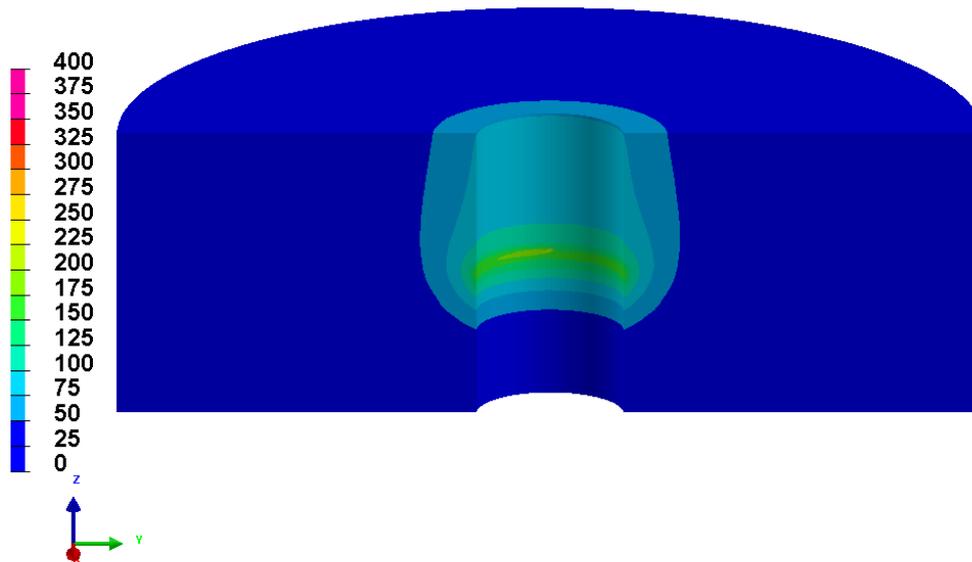
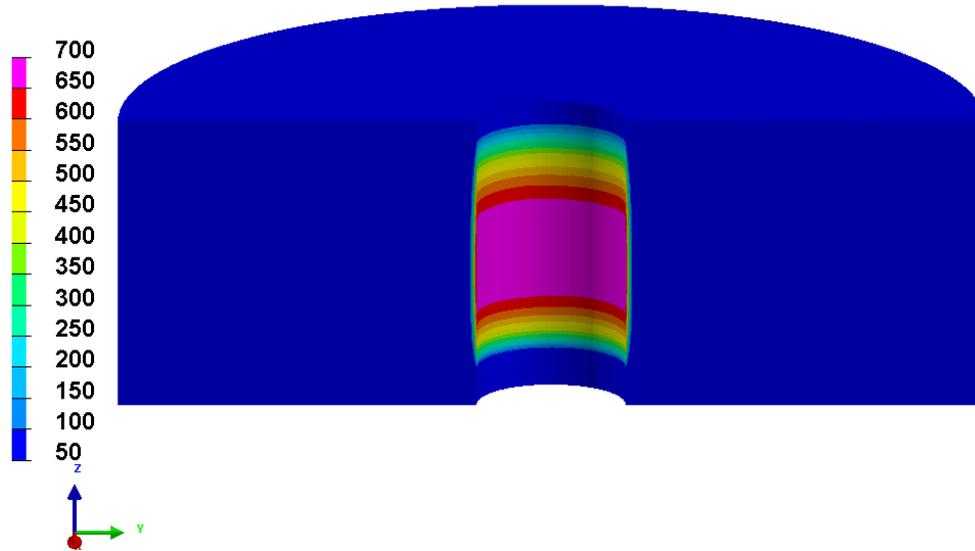
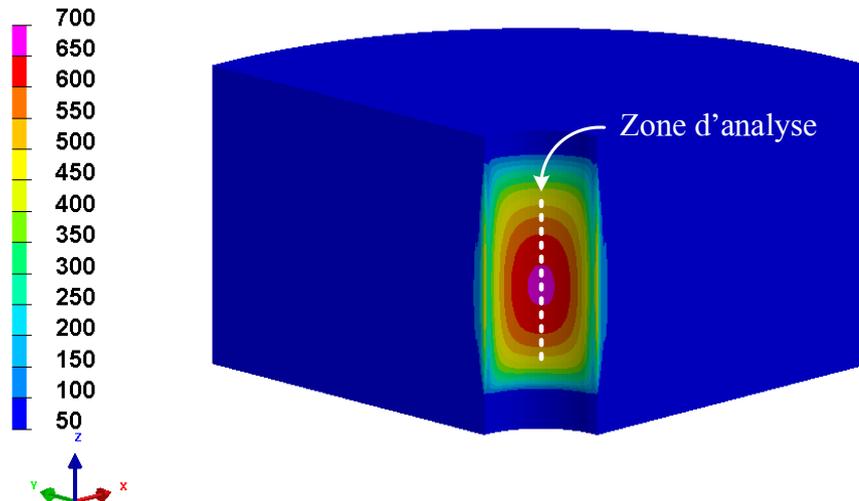


FIGURE 4.10 – Champ de température (°C) projeté sur le maillage Lagrangien à l'instant $t = 6.7$ s.

La [Figure 4.11](#) présente la distribution de la contrainte résiduelle de von Mises σ_{eq} après perçage. Le temps CPU du calcul 3D Lagrangien est supérieur à 8 jours sur un PC standard avec un processeur de 3.5 GHz et une mémoire vive de 64 Go. Malheureusement, un tel temps CPU ne permet pas d'étudier rapidement l'impact des paramètres de perçage sur l'état de contraintes résiduelles final. La valeur maximale de contrainte atteinte dans les éléments contigus à la surface du trou avoisine 730 MPa à mi-hauteur de la pièce (voir [Figure 4.11a](#)). Nous pouvons constater que l'intensité de la contrainte résiduelle en extrême surface est bien plus faible en début perçage, là où les phénomènes thermiques sont certainement moins intenses. Notons que la contrainte résiduelle de von Mises est quasi nulle en fin de perçage puisque cette partie n'est pas soumise au phénomène de surchauffement, compte tenu de la matière encore présente sous la pointe du foret (cf. [Figure 3.26c](#)). Afin de valider la procédure de découpe utilisée pour les analyses expérimentales par DRX, nous avons fait le choix de désactiver certains éléments finis de manière à ne conserver que le quart de la pièce. Comme l'atteste la [Figure 4.11b](#), la contrainte résiduelle de von Mises se relâche sur les bords du trou, sans que sa distribution ne soit significativement affectée dans la zone d'analyse.



(a) Avant découpe



(b) Après découpe

FIGURE 4.11 – Évolution de la contrainte résiduelle de von Mises (MPa) dans la pièce.

Étant donné la durée du calcul 3D Lagrangien, nous nous sommes intéressés à l'évolution du ratio σ_{eq}/σ_y durant l'opération de perçage à sec (phases 1, 2 et 3). En effet, dès que ce ratio devient supérieur à 1, la plasticité se développe et génère des contraintes résiduelles en l'absence de phénomène de restauration d'écaissage. En ce sens, la [Figure 4.12](#) présente cette évolution pendant la simulation 3D de l'opération de perçage à sec. Il apparaît très clairement que seul l'échauffement significatif en phase 3 induit une valeur supérieure à 1 et, par conséquent, de la plastification à partir de l'instant $t = 11$ s. Il ressort de cette observation que la génération des contraintes résiduelles s'opère essentiellement à l'instant où le champ de température est quasi axisymétrique sur la majeure

partie du trou, sous l'effet du flux surfacique additionnel (cf. [Figure 3.26c](#)) et sans considérer de chargement mécanique (ex. : frottement des listels sur la surface du trou en phases 1 et 2). De fait, un modèle 2D axisymétrique peut être mis en œuvre pour calculer l'état de contraintes résiduelles final.

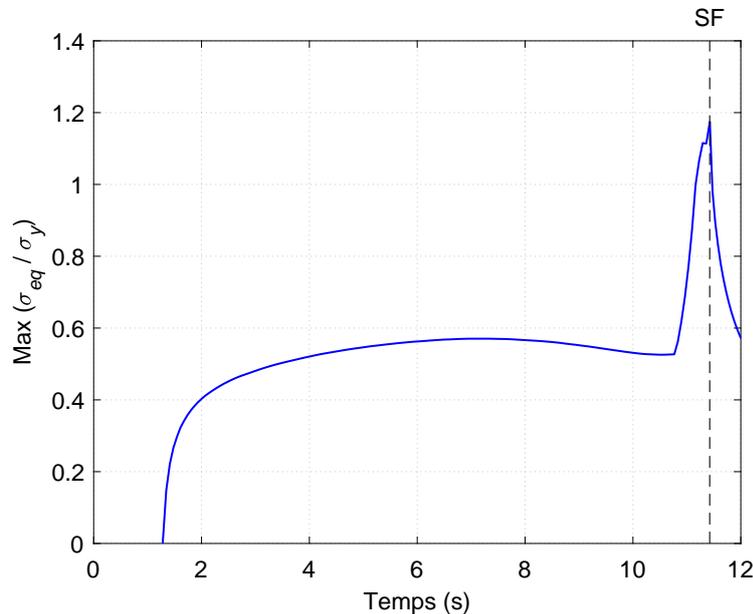


FIGURE 4.12 – Évolution de la valeur maximale du ratio σ_{eq}/σ_y pendant la simulation 3D.

4.3.2 Calcul 2D axisymétrique

Même si le modèle 3D Lagrangien ne présente aucune plastification durant les phases de perçage 1 et 2, nous choisissons de positionner le maillage de la section 2D au voisinage de l'arête de coupe afin de capter la température maximale pendant la descente du foret. De par le caractère axisymétrique du calcul 2D, ce choix de modélisation ne peut qu'amplifier l'état de contrainte et, par conséquent, être conservatif du point de vue industriel. Pour une configuration informatique identique au calcul 3D, le temps CPU du calcul 2D axisymétrique est d'environ 1 heure en utilisant un pas de temps identique à celui du calcul R-ALE ($\Delta t \approx 0.066$ s). Le maillage 2D est constitué de 7 140 éléments bilinéaires à intégration sélective et de 7 279 nœuds. De plus, il est similaire à celui de la section du maillage 3D présenté sur la [Figure 4.9](#).

La [Figure 4.13](#) montre les variations de la valeur maximale du ratio σ_{eq}/σ_y pendant la simulation 2D de l'opération de perçage à sec. L'évolution de ce ratio est similaire à celle obtenue avec le modèle 3D, mais avec un temps CPU significativement réduit. De même que pour le modèle 3D, la plasticité apparaît en phase 3 sous l'effet du flux surfacique additionnel défini par l'[Équation 3.1](#). Nous pouvons donc conclure que le phénomène de plasticité est parfaitement capté par le modèle 2D axisymétrique. L'évolution de la contrainte résiduelle de von Mises à mi-hauteur du trou est présentée sur la [Figure 4.14](#).

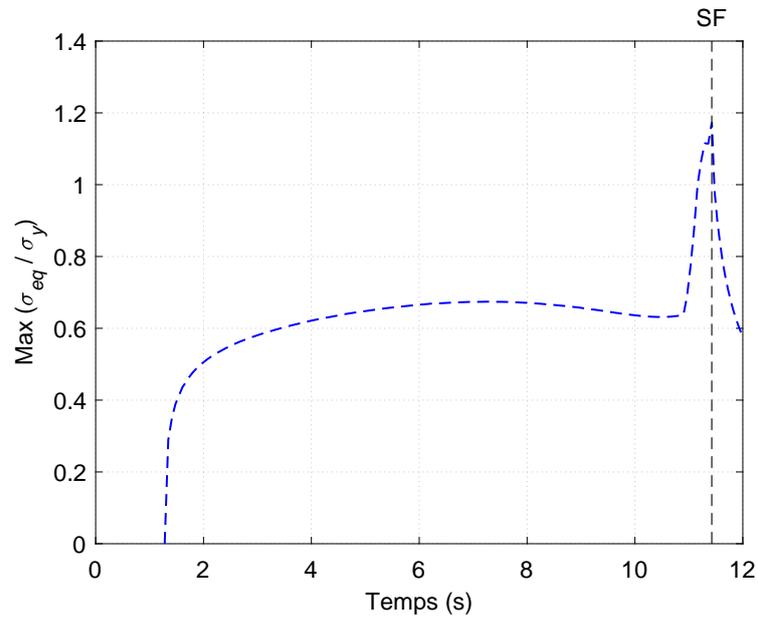
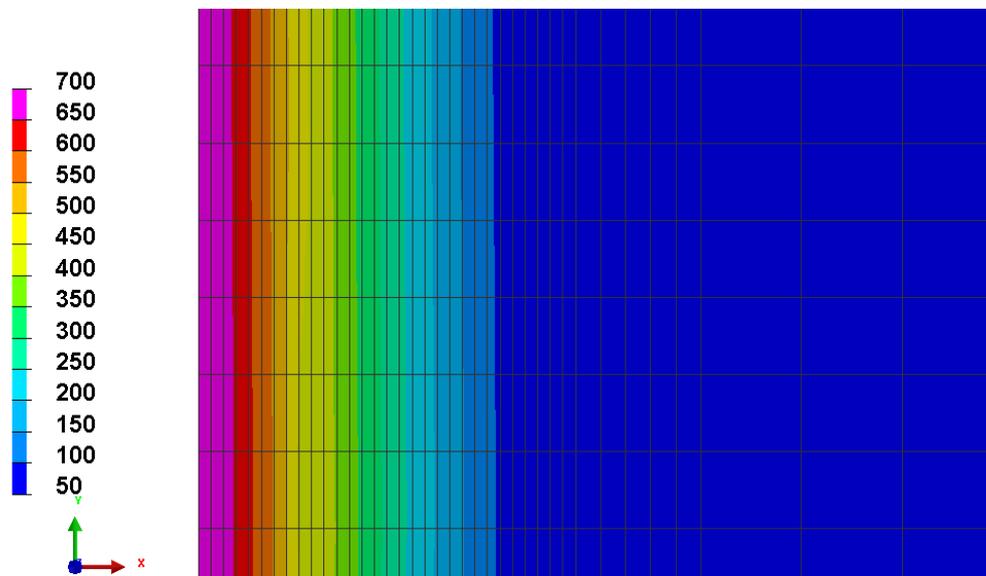
FIGURE 4.13 – Évolution de la valeur maximale du ratio σ_{eq}/σ_y pendant la simulation 2D.

FIGURE 4.14 – Évolution de la contrainte résiduelle de von Mises (MPa) à mi-hauteur du trou.

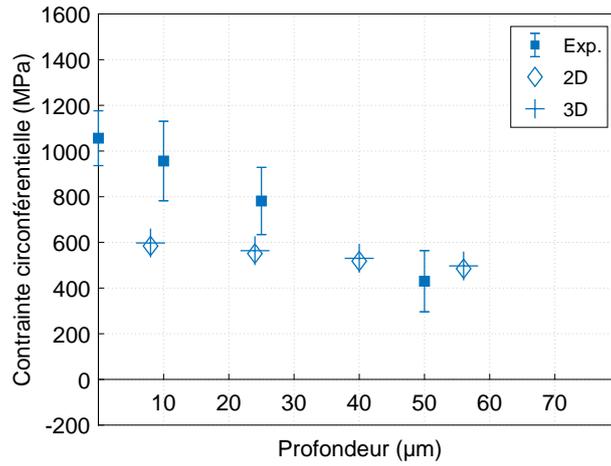
Nous constatons que la valeur maximale de la contrainte obtenue à partir du calcul 2D axisymétrique est de 725 MPa. De même que pour la simulation 3D, la valeur maximale de contrainte est détectée dans les éléments contigus à la surface du trou à mi-hauteur de la pièce.

4.3.3 Confrontation des résultats expérimentaux et numériques

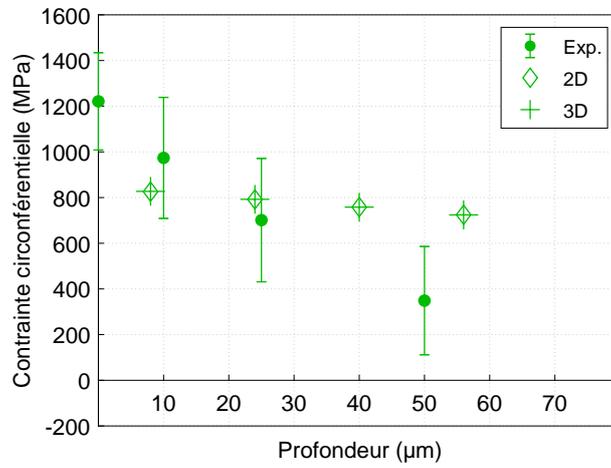
La [Figure 4.15](#) présente la comparaison des contraintes résiduelles circonférentielles expérimentales et numériques (modèle 2D axisymétrique et modèle 3D). Les profils de contraintes sont présentés au voisinage de l'extrême surface qui correspond à la zone essentielle pour la tenue en fatigue du trou percé.

Malgré une surestimation de la contrainte circonférentielle en profondeur, la modélisation numérique conduit à des valeurs élevées en traction, comme observées expérimentalement au voisinage de l'extrême surface. Il est important de souligner que les contraintes résiduelles numériques sont extraites au centre des éléments et sont, par conséquent, décalées des points d'analyses par DRX. La valeur de contrainte en extrême surface est donc extraite à une profondeur de 8 μm , correspondant à la moitié de la dimension radiale de l'élément contigu à la surface du trou.

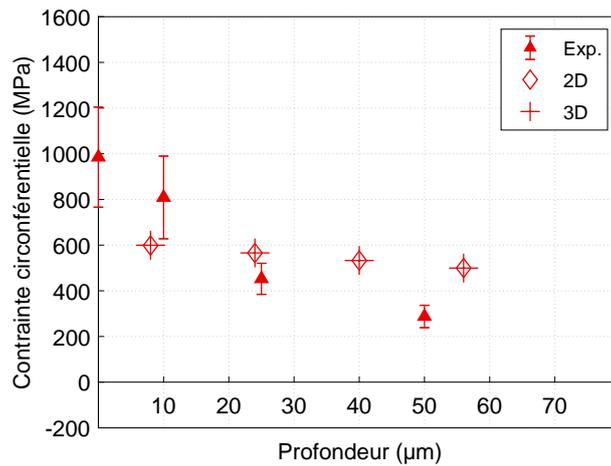
Nous pouvons remarquer que le modèle 2D axisymétrique donne des résultats similaires à ceux du modèle 3D. La faible variation des profils de contraintes en fonction du point d'analyse est cohérente avec le suréchauffement quasi instantané en phase 3, qui ne laisse pas le temps à la chaleur de diffuser dans le massif de la pièce. De fait, le gradient de température dans la direction radiale augmente considérablement sur une faible profondeur, et la contrainte de von Mises croît jusqu'à produire le phénomène de plastification de l'Inconel 718 en extrême surface. Dans le cas d'une coupure de lubrification accidentelle, nous pouvons imaginer qu'en stoppant l'opération de perçage avant que la pointe du foret ne débouche de la pièce, le niveau des contraintes résiduelles circonférentielles pourrait être considérablement réduit.



(a) Point d'analyse n°1 (4 mm)



(b) Point d'analyse n°2 (8.5 mm)



(c) Point d'analyse n°3 (13 mm)

FIGURE 4.15 – Comparaison des contraintes résiduelles circonférentielles expérimentales et numériques (modèle 2D axisymétrique et modèle 3D).

4.4 Conclusion

Dans ce quatrième chapitre, nous avons analysé les conséquences mécaniques induites par l'opération de perçage à sec étudiée au cours du chapitre 3. La phase d'analyses expérimentales mise en œuvre nous a tout d'abord permis d'établir des profils de contraintes résiduelles au niveau de la surface du trou. Ces différents profils ont mis en avant le caractère dimensionnant de la contrainte résiduelle circonférentielle pour la tenue en fatigue, puisque celle-ci présente le niveau de traction le plus élevé en extrême surface. Pour notre cas d'étude, cette contrainte est donc la plus pénalisante pour la tenue en fatigue, et en particulier pour la propagation d'une éventuelle fissure axiale qui pourrait provoquer un éclatement similaire à celui observé lors de l'accident aérien de Pensacola (Figure 4.16).



FIGURE 4.16 – Photo du disque de soufflante en TA6V à l'origine de l'accident aérien survenu à Pensacola (Floride, USA), le 6 juillet 1996 [66].

Forts de ce constat, nous avons mis au point une stratégie de calcul en 3D basée sur un formalisme Lagrangien. Malheureusement, le temps de calcul CPU est incompatible avec une utilisation industrielle. Cependant, la simulation 3D de l'opération de perçage a permis de déterminer l'instant à partir duquel sont générées les contraintes résiduelles. Nous pouvons affirmer que le surchauffement en phase 3 constitue la cause essentielle de la génération des contraintes résiduelles en perçage à sec de l'Inconel 718.

Étant donné le caractère quasi axisymétrique du champ de température induit par le surchauffement sur la majeure partie du trou, nous avons fait le choix de mettre en place un modèle 2D axisymétrique beaucoup plus efficace pour le calcul des contraintes résiduelles. Celui-ci permet de représenter de façon très satisfaisante les contraintes résiduelles obtenues avec le modèle 3D, dans un temps de calcul CPU compatible avec une utilisation industrielle.

Finalement, nous proposons d'établir une profondeur limite à ne pas dépasser pour éviter d'engendrer un niveau résiduel de contraintes circonférentielles pouvant être néfaste pour la durée de vie en fatigue du trou percé. En ce sens, la Figure 4.17 présente l'évolution de la valeur maximale du ratio σ_{eq}/σ_y en fonction de la profondeur atteinte par la pointe du foret lors de la simulation 2D.

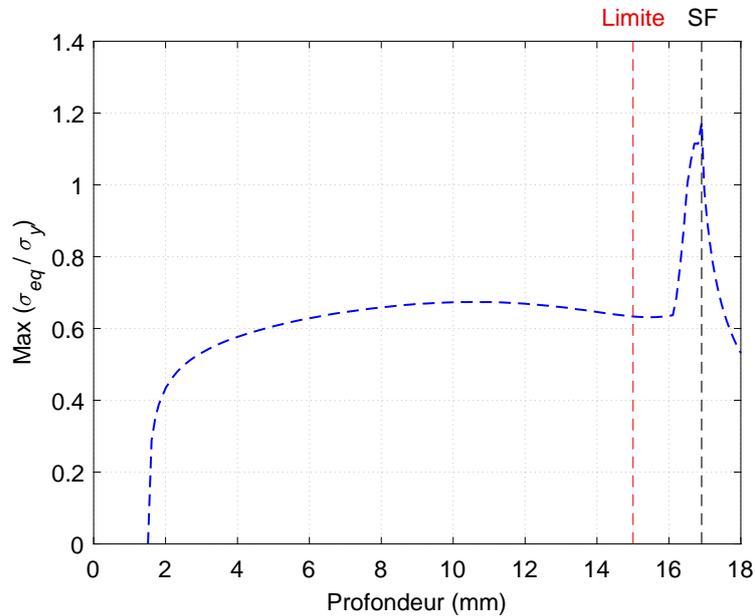


FIGURE 4.17 – Évolution de la valeur maximale du ratio σ_{eq}/σ_y pendant la simulation 2D.

Dans le cas d'une coupure de lubrification accidentelle, nous préconisons de stopper l'opération de perçage à environ 2 mm avant que la pointe du foret ne débouche de la pièce, dans le but d'éviter en toute sécurité la phase 3 et, par conséquent, le phénomène de suréchauffement. En effet, l'augmentation brutale du champ de température dans la zone de coupe en toute fin de perçage occasionne une montée en température rapide des copeaux qui remontent le long des goujures. Il est bien évident que la valeur préconisée reste associée à la géométrie de la pièce percée et à celle du foret, ainsi qu'aux paramètres de perçage. Dans un tel cas de figure, il semblerait donc intéressant de stopper l'opération en retirant le foret avant d'atteindre la profondeur limite, pour ensuite finaliser le perçage sous lubrification. Du point de vue de la tenue en fatigue, l'intégrité du trou pourrait ainsi être préservée en effectuant une opération de mise en compression dans ce dernier.

Conclusion générale et perspectives

L'objectif initial de ces travaux de thèse était d'identifier et de modéliser les phénomènes thermomécaniques mis en jeu lors du perçage à sec de l'Inconel 718. Pour ces travaux, les axes de recherche ont principalement porté sur le développement d'une stratégie numérique pour la simulation thermomécanique du perçage à sec, ainsi que sur l'étude de la phénoménologie d'une telle opération sur l'alliage Inconel 718. De par ces différents axes, les conséquences mécaniques induites dans le trou percé ont pu être analysées et modélisées. Du point de vue industriel, l'impact d'une coupure de lubrification accidentelle sur la durée de vie en fatigue d'un trou percé peut être lourd de conséquences. L'accident aérien survenu à Pensacola (Floride, USA) est, aujourd'hui encore, l'exemple le plus marquant de l'une de ces conséquences. C'est pourquoi la modélisation des conséquences mécaniques induites par un défaut de perçage est un point fondamental à prendre en compte pour des structures jugées critiques.

Comme nous l'avons exposé dans le chapitre 1, les modèles de perçage en 3D issus de la littérature permettent bien souvent de reproduire l'intégralité des phénomènes mis en jeu dans la zone de coupe. Toutefois, de nombreux calages tributaires d'essais expérimentaux sont nécessaires pour aboutir à des résultats satisfaisants sur des profondeurs percées de seulement quelques dixièmes de millimètres. De plus, l'utilisation d'un formalisme partiellement ou totalement Lagrangien donne lieu à des temps de calcul CPU considérables, en raison des procédures de remaillage nécessaires pour maintenir une qualité de maillage satisfaisante. À l'heure actuelle, les faibles temps simulés ne permettent pas d'étudier les phénomènes thermomécaniques mis en jeu lors d'une opération de perçage industrielle de plusieurs secondes.

Pour pallier ces difficultés, nous avons proposé au cours du chapitre 2 une stratégie numérique pour la simulation thermomécanique d'une opération de perçage à sec. Cette stratégie s'appuie sur un algorithme géométrique de construction du maillage, permettant notamment de concevoir la zone de coupe en fonction de l'avance par tour et de la géométrie réelle du foret.

Une procédure de calibration originale nous a permis de proposer un modèle de comportement viscoplastique de Norton-Hoff pour l'alliage Inconel 718. Ce modèle présente l'avantage de ne pas faire intervenir les effets d'histoire vécus par le matériau (plasticité, endommagement...) puisque la contrainte d'écoulement dépend uniquement du taux de déformation et de la température instantanée.

Le couplage de ce modèle avec le formalisme Rigid-ALE a permis de traiter de façon purement Eulérienne la zone de coupe sans aucune distorsion du maillage, tout en restant conforme à la géométrie du procédé et aux conditions aux limites durant la simulation. Du point de vue industriel, une telle approche permet de prédire en 3D l'évolution transitoire des transferts de chaleur à l'échelle du trou percé, avec un temps CPU de quelques heures.

La phénoménologie du perçage à sec de l'Inconel 718 a pu être étudiée au début du chapitre 3, grâce à la phase d'étude expérimentale menée sur ce matériau. Tout d'abord, l'emplacement des thermocouples dans la pièce à différentes positions stratégiques a pu être validé à l'aide de la tomographie RX. À la suite des essais de perçage, les mesures expérimentales de température nous ont permis de mieux appréhender les transferts de chaleur dans une pièce percée de 17 mm. En effet, les développements expérimentaux mis en œuvre ont permis de décomposer l'histoire thermique vécue par l'Inconel 718 au niveau de la surface du trou en 5 phases distinctes.

Afin de modéliser les phénomènes thermiques identifiés expérimentalement, la stratégie numérique développée au chapitre 2 a été implémentée dans le code de calcul commercial SYSWELD® [61]. La pertinence de la modélisation physique mise en œuvre pour les phases de perçage 1 et 2 a pu être montrée au moyen du test statistique ANOVA. De plus, le coefficient de Taylor-Quinney ainsi que l'interaction thermique entre la surface du trou percé, le foret et les copeaux (grandeurs h_{int} et θ_{int}) ont été estimés à l'aide d'une stratégie de calibration simple et rapide.

L'analyse des transferts de chaleur en fin de perçage s'est révélée décisive pour appréhender le suréchauffement identifié en phase 3. L'impact de ce dernier a été modélisé au moyen d'un flux surfacique additionnel dépendant de la température moyenne des copeaux en fin de perçage. Les résultats de simulation ont montré que le phénomène de suréchauffement génère le gradient de température le plus important sur la majeure partie du trou. En conséquence, celui-ci joue un rôle déterminant sur les mécanismes d'apparition des contraintes résiduelles d'origine thermique.

Le quatrième et dernier chapitre de ce manuscrit propose quant à lui de modéliser les conséquences mécaniques induites par l'opération de perçage à sec étudiée au chapitre 3. Les profils de contraintes résiduelles obtenus par DRX au niveau de la surface du trou ont mis en avant le caractère dimensionnant de la contrainte résiduelle circonférentielle pour la tenue en fatigue de la pièce percée.

La stratégie de simulation développée en 3D donne des résultats de simulation satisfaisants, mais le temps de calcul CPU de plusieurs jours constitue un verrou pour une éven-

tuelle utilisation dans un contexte industriel. Néanmoins, grâce à cette simulation, nous pouvons affirmer que le suréchauffement en phase 3 constitue la cause essentielle de la génération des contraintes résiduelles en perçage à sec de l'Inconel 718. La mise en place d'un modèle 2D axisymétrique beaucoup plus efficace nous a permis de représenter de façon très satisfaisante les contraintes résiduelles obtenues avec le modèle 3D. Le temps CPU évalué à environ 1 heure rend cette deuxième simulation pleinement compatible avec une utilisation industrielle.

Finalement, les travaux de simulation développés dans ce chapitre nous permettent d'établir une profondeur limite à ne pas dépasser pour éviter d'engendrer un niveau résiduel de contraintes circonférentielles pouvant être néfaste pour la durée de vie en fatigue du trou. Dans le cas d'une coupure de lubrification accidentelle, nous préconisons de stopper l'opération de perçage à environ 2 mm avant que la pointe du foret ne débouche de la pièce. Ainsi, le phénomène de suréchauffement identifié en fin de perçage pourrait être évité en toute sécurité.

La majeure partie des études traitées dans ce manuscrit peuvent donner lieu à des poursuites scientifiques. Tout d'abord, l'analyse de la robustesse du modèle R-ALE pourrait être approfondie. En ce sens, il serait judicieux de faire varier les paramètres de perçage (diamètre du trou, vitesse de coupe, avance par tour...) afin d'identifier si les grandeurs α_{dissip} , h_{int} et θ_{int} estimées dans cette étude doivent faire l'objet d'une nouvelle calibration. Dans une démarche similaire, l'étude phénoménologique du perçage à sec pourrait être poursuivie sur d'autres matériaux. En effet, l'analyse des phénomènes thermomécaniques mis en jeu est certainement différente d'un matériau à un autre.

Dans l'optique d'une poursuite de ces travaux de thèse, il serait tout à fait pertinent de faire le lien entre les conséquences mécaniques induites par le perçage à sec et le comportement de la pièce en service. Par exemple, il semblerait intéressant d'exploiter le champ de contraintes résiduelles déterminé dans ces travaux en tant que donnée d'entrée pour le dimensionnement en fatigue de la structure.

Une autre perspective envisageable serait d'utiliser une loi de comportement cyclique pour la simulation des contraintes résiduelles. En effet, il est fort probable que la pointe du foret est un effet quasi cyclique sur la surface du trou à proximité de la zone de coupe. En dernier lieu, il serait concevable de prendre en compte l'impact de la lubrification sur les transferts de chaleur dans la pièce. Pour ce faire, les grandeurs h_{int} et θ_{int} représentatives de l'interaction thermique entre la surface du trou percé, le foret et les copeaux pourraient être estimées dans le cas d'un perçage avec lubrification. Ainsi, il ne serait pas nécessaire de modéliser le fluide de coupe par une simulation de type CFD, mais bien par l'intermédiaire de ces deux paramètres.

Bibliographie

- [1] Mathieu Girinon. *Développement d'un modèle numérique sur l'étude de l'intégrité des surfaces en perçage*. PhD thesis, Université de Lyon, 2017. URL <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-01753781>. xii, 2, 3, 26, 27, 40, 53
- [2] G.S. Sekhon and J.L. Chenot. Numerical simulation of continuous chip formation during non-steady orthogonal cutting. *Engineering Computations*, 10(1) :31–48, January 1993. ISSN 0264-4401. doi : 10.1108/eb023893. URL <https://www.emerald.com/insight/content/doi/10.1108/eb023893/full/html>. 9
- [3] T.D. Marusich and M. Ortiz. Modelling and simulation of high-speed machining. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 38(21) :3675–3694, November 1995. ISSN 0029-5981, 1097-0207. doi : 10.1002/nme.1620382108. URL <http://doi.wiley.com/10.1002/nme.1620382108>. 9
- [4] F. Klocke, H.W. Raedt, and S. Hoppe. 2D-FEM simulation of the orthogonal high speed cutting process. *Machining Science and Technology*, 5(3) :323–340, November 2001. ISSN 1091-0344, 1532-2483. doi : 10.1081/MST-100108618. URL <http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1081/MST-100108618>. 9, 18
- [5] M. Sima and T. Özel. Modified material constitutive models for serrated chip formation simulations and experimental validation in machining of titanium alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50(11) :943–960, November 2010. ISSN 08906955. doi : 10.1016/j.ijmachtools.2010.08.004. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0890695510001446>. 9
- [6] J.S. Strenkowski and J.T. Carroll. A finite element model of orthogonal metal cutting. *Journal of Engineering for Industry*, 107(4) :349–354, November 1985. ISSN 0022-0817. doi : 10.1115/1.3186008. URL <https://asmedigitalcollection.asme.org/manufacturingscience/article/107/4/349/392753/A-Finite-Element-Model-of-Orthogonal-Metal-Cutting>. 9
- [7] C. Shet and X. Deng. Residual stresses and strains in orthogonal metal cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(6) :573–587, May 2003.

- ISSN 08906955. doi : 10.1016/S0890-6955(03)00018-X. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S089069550300018X>. 9
- [8] S.P. Lo. An analysis of cutting under different rake angles using the finite element method. *Journal of Materials Processing Technology*, 105(1) :143–151, September 2000. ISSN 0924-0136. doi : [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(00\)00650-6](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(00)00650-6). URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0924013600006506>. 9
- [9] G.R. Johnson and W.H. Cook. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics*, 21(1) :31–48, January 1985. ISSN 00137944. doi : 10.1016/0013-7944(85)90052-9. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/0013794485900529>. 9
- [10] G. Chen, C. Ren, X. Yang, X. Jin, and T. Guo. Finite element simulation of high-speed machining of titanium alloy (Ti–6Al–4V) based on ductile failure model. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 56(9-12) :1027–1038, October 2011. ISSN 0268-3768, 1433-3015. doi : 10.1007/s00170-011-3233-6. URL <http://link.springer.com/10.1007/s00170-011-3233-6>. xi, 9, 10, 17
- [11] M.G. Cockcroft and D.J. Latham. Ductility and the workability of metals. *Journal of the Institute of Metals*, 96 :33–39, 1968. 10
- [12] J.C. Outeiro, D. Umbrello, and R. M’Saoubi. Experimental and numerical modeling of the residual stresses induced in orthogonal cutting of AISI 316L steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(14) :1786–1794, November 2006. ISSN 08906955. doi : 10.1016/j.ijmachtools.2005.11.013. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0890695505003081>. 10, 18, 35
- [13] D. Umbrello. Finite element simulation of conventional and high speed machining of Ti6Al4V alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, 196(1-3) :79–87, January 2008. ISSN 09240136. doi : 10.1016/j.jmatprotec.2007.05.007. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0924013607005171>. 10
- [14] K.C. Ee, O.W. Dillon, and I.S. Jawahir. Finite element modeling of residual stresses in machining induced by cutting using a tool with finite edge radius. *International Journal of Mechanical Sciences*, 47(10) :1611–1628, October 2005. ISSN 00207403. doi : 10.1016/j.ijmecsci.2005.06.001. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0020740305001621>. 10
- [15] V. Schulze, H. Autenrieth, M. Deuchert, and H. Weule. Investigation of surface near residual stress states after micro-cutting by finite element simulation. *CIRP Annals*, 59(1) :117–120, 2010. ISSN 00078506. doi : 10.1016/j.cirp.2010.03.064. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S000785061000065X>. xi, 10, 11

- [16] A. Attanasio, E. Ceretti, and C. Giardini. 3D FE modelling of superficial residual stresses in turning operations. *Machining Science and Technology*, 13(3) :317–337, August 2009. ISSN 1091-0344, 1532-2483. doi : 10.1080/10910340903237806. URL <http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/10910340903237806>. 10
- [17] Scientific Forming Technologies Corporation. User’s manual. 10, 24
- [18] A. Del Prete, L. Filice, and D. Umbrello. Numerical simulation of machining nickel-based alloys. *Procedia CIRP*, 8 :540–545, 2013. ISSN 22128271. doi : 10.1016/j.procir.2013.06.147. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2212827113004241>. 10, 35
- [19] A.K. Parida and K. Maity. Effect of nose radius on forces, and process parameters in hot machining of Inconel 718 using finite element analysis. *Engineering Science and Technology, an International Journal*, 20(2) :687–693, April 2017. ISSN 22150986. doi : 10.1016/j.jestch.2016.10.006. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S221509861630578X>. 10
- [20] A.K. Parida and K. Maity. Numerical and experimental analysis of specific cutting energy in hot turning of Inconel 718. *Measurement*, 133 :361–369, February 2019. ISSN 02632241. doi : 10.1016/j.measurement.2018.10.033. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0263224118309709>. 10, 35
- [21] E. Uhlmann, M. Graf von der Schulenburg, and R. Zettler. Finite Element Modeling and Cutting Simulation of Inconel 718. *CIRP Annals*, 56(1) :61–64, 2007. ISSN 00078506. doi : 10.1016/j.cirp.2007.05.017. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0007850607000170>. 10
- [22] F. Jafarian, M. Imaz Ciaran, D. Umbrello, P.J. Arrazola, L. Filice, and H. Amirabadi. Finite element simulation of machining Inconel 718 alloy including microstructure changes. *International Journal of Mechanical Sciences*, 88 :110–121, November 2014. ISSN 00207403. doi : 10.1016/j.ijmecsci.2014.08.007. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0020740314002720>. 10, 35
- [23] S.L. Soo, D.K. Aspinwall, and R.C. Dewes. 3D FE modelling of the cutting of Inconel 718. *Journal of Materials Processing Technology*, 150(1-2) :116–123, July 2004. ISSN 09240136. doi : 10.1016/j.jmatprotec.2004.01.046. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0924013604000834>. 10, 34
- [24] H. López-Gálvez and X. Soldani. Determination of optimum numerical parameters in a 3D model of finish turning operation applied to Inconel 718. *Simulation Modelling Practice and Theory*, 99 :102035, February 2020. ISSN 1569190X. doi : 10.1016/j.simpat.2019.102035. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1569190X19301662>. 10, 35

- [25] J. Díaz-Álvarez, J.L. Cantero, H. Miguélez, and X. Soldani. Numerical analysis of thermomechanical phenomena influencing tool wear in finishing turning of Inconel 718. *International Journal of Mechanical Sciences*, 82 :161–169, May 2014. ISSN 00207403. doi : 10.1016/j.ijmecsci.2014.03.010. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0020740314000861>. 10, 35
- [26] L.J. He, H.H. Su, J.H. Xu, and J.B. Fu. Simulations of milling process of Inconel 718 alloy based on three dimensional finite element models. *Advanced Materials Research*, 1017 :399–405, September 2014. ISSN 1662-8985. doi : 10.4028/www.scientific.net/AMR.1017.399. URL <https://www.scientific.net/AMR.1017.399>. 10
- [27] P.J. Arrazola, A. Kortabarria, A. Madariaga, J.A. Esnaola, E. Fernandez, C. Cappellini, D. Ulutan, and T. Özel. On the machining induced residual stresses in IN718 nickel-based alloy : Experiments and predictions with finite element simulation. *Simulation Modelling Practice and Theory*, 41 :87–103, February 2014. ISSN 1569190X. doi : 10.1016/j.simpat.2013.11.009. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1569190X1300169X>. 11
- [28] A. Kortabarria, I. Armentia, and P.J. Arrazola. Sensitivity analysis of material input data influence on machining induced residual stress prediction in Inconel 718. *Simulation Modelling Practice and Theory*, 63 :47–57, April 2016. ISSN 1569190X. doi : 10.1016/j.simpat.2016.02.005. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1569190X16000253>. 11, 18
- [29] J.T. Carroll and J.S. Strenkowski. Finite element models of orthogonal cutting with application to single point diamond turning. *International Journal of Mechanical Sciences*, 30(12) :899–920, January 1988. ISSN 00207403. doi : 10.1016/0020-7403(88)90073-2. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/0020740388900732>. 12
- [30] A. Racz, M. Elmadagli, W.J. Altenhof, and A.T. Alpas. An eulerian finite-element model for determination of deformation state of a copper subjected to orthogonal cutting. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 35(8) :2393–2400, August 2004. ISSN 1073-5623, 1543-1940. doi : 10.1007/s11661-006-0219-3. URL <http://link.springer.com/10.1007/s11661-006-0219-3>. 12, 17
- [31] J.S. Strenkowski and K.J. Moon. Finite element prediction of chip geometry and tool/workpiece temperature distributions in orthogonal metal cutting. *Journal of Engineering for Industry*, 112(4) :313–318, November 1990. ISSN 0022-0817. doi : 10.1115/1.2899593. URL <https://asmedigitalcollection.asme.org/manufacturingscience/article/112/4/313/425571/Finite-Element-Prediction-of-Chip-Geometry-and>. 12

- [32] K.W. Kim, W.Y. Lee, and H.C. Sin. A finite-element analysis of machining with the tool edge considered. *Journal of Materials Processing Technology*, 86(1-3) :45–55, February 1999. ISSN 09240136. doi : 10.1016/S0924-0136(98)00230-1. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0924013698002301>. xi, 12
- [33] M. Girinon, F. Valiorgue, V. Robin, and E. Feulvarch. 3D stationary simulation of a turning operation with an Eulerian approach. *Applied Thermal Engineering*, 76 :134–146, February 2015. ISSN 13594311. doi : 10.1016/j.applthermaleng.2014.11.006. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1359431114009946>. 12, 36, 90
- [34] M.R. Movahhedy, M.S. Gadala, and Y. Altintas. Simulation of chip formation in orthogonal metal cutting process : An ALE finite element approach. *Machining Science and Technology*, 4(1) :15–42, January 2000. ISSN 1091-0344, 1532-2483. doi : 10.1080/10940340008945698. URL <http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/10940340008945698>. 14
- [35] T. Özel, I. Llanos, J. Soriano, and P.J. Arrazola. 3D finite element modelling of chip formation process for machining Inconel 718 : Comparison of FE software predictions. *Machining Science and Technology*, 15(1) :21–46, April 2011. ISSN 1091-0344, 1532-2483. doi : 10.1080/10910344.2011.557950. URL <http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/10910344.2011.557950>. xi, 14, 15, 35
- [36] C. Courbon, T. Mabrouki, J. Rech, D. Mazuyer, F. Perrard, and E. D’Eramo. Further insight into the chip formation of ferritic-pearlitic steels : Microstructural evolutions and associated thermo-mechanical loadings. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 77 :34–46, February 2014. ISSN 08906955. doi : 10.1016/j.ijmachtools.2013.10.010. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0890695513001776>. 14
- [37] P.J. Arrazola and T. Özel. Investigations on the effects of friction modeling in finite element simulation of machining. *International Journal of Mechanical Sciences*, 52(1) :31–42, January 2010. ISSN 00207403. doi : 10.1016/j.ijmecsci.2009.10.001. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0020740309002033>. xi, 14, 17
- [38] Y. Azevor, J. Vincent, L. Faure, A. Moufki, and S. Philippon. An ALE approach for the chip formation process in high speed machining with transient cutting conditions : Modeling and experimental validation. *International Journal of Mechanical Sciences*, 130 :546–557, September 2017. ISSN 00207403. doi : 10.1016/j.ijmecsci.2017.06.021. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0020740317300930>. 14
- [39] A. Mondelin, F. Valiorgue, J. Rech, M. Coret, and E. Feulvarch. Modeling of surface dynamic recrystallisation during the finish turning of the 15-5PH steel. *Procedia*

- CIRP*, 8 :311–315, 2013. ISSN 22128271. doi : 10.1016/j.procir.2013.06.108. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2212827113003855>. 14
- [40] Mohamed N.A. Nasr, E.G. Ng, and M.A. Elbestawi. Modelling the effects of tool-edge radius on residual stresses when orthogonal cutting AISI 316L. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(2) :401–411, February 2007. ISSN 08906955. doi : 10.1016/j.ijmachtools.2006.03.004. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0890695506000897>. 14
- [41] A. Muñoz-Sánchez, J.A. Canteli, J.L. Cantero, and M.H. Miguélez. Numerical analysis of the tool wear effect in the machining induced residual stresses. *Simulation Modelling Practice and Theory*, 19(2) :872–886, February 2011. ISSN 1569190X. doi : 10.1016/j.simpat.2010.11.011. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1569190X1000239X>. 14
- [42] N. Ben Moussa, H. Sidhom, and C. Braham. Numerical and experimental analysis of residual stress and plastic strain distributions in machined stainless steel. *International Journal of Mechanical Sciences*, 64(1) :82–93, November 2012. ISSN 00207403. doi : 10.1016/j.ijmecsci.2012.07.011. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0020740312001853>. 14
- [43] Dassault Systèmes. User’s manual, 2014. 14
- [44] I. Torrano, O. Barbero, A. Kortabarria, and P.J. Arrazola. Prediction of residual stresses in turning of Inconel 718. *Advanced Materials Research*, 223 :421–430, April 2011. ISSN 1662-8985. doi : 10.4028/www.scientific.net/AMR.223.421. URL <https://www.scientific.net/AMR.223.421>. 15
- [45] Third Wave Systems. User’s manual. 15
- [46] C.W Hirt and B.D Nichols. Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries. *Journal of Computational Physics*, 39(1) :201–225, January 1981. ISSN 00219991. doi : 10.1016/0021-9991(81)90145-5. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/0021999181901455>. 15
- [47] F. Ducobu, E. Rivière-Lorphèvre, and E. Filippi. Finite element modelling of 3D orthogonal cutting experimental tests with the Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) formulation. *Finite Elements in Analysis and Design*, 134 :27–40, October 2017. ISSN 0168874X. doi : 10.1016/j.finel.2017.05.010. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0168874X17301488>. xi, 16
- [48] F. Ducobu, E. Rivière-Lorphèvre, and E. Filippi. Application of the Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) method to the modeling of orthogonal cutting. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 59 :58–66, September 2016. ISSN 09977538. doi : 10.1016/j.euromechsol.2016.03.008. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0997753816300262>. 16, 17

- [49] F. Shuang, X. Chen, and W. Ma. Numerical analysis of chip formation mechanisms in orthogonal cutting of Ti6Al4V alloy based on a CEL model. *International Journal of Material Forming*, 11(2) :185–198, March 2018. ISSN 1960-6206, 1960-6214. doi : 10.1007/s12289-017-1341-z. URL <http://link.springer.com/10.1007/s12289-017-1341-z>. xi, 16
- [50] K.S. Al-Athel and M.S. Gadala. The use of volume of solid (VOS) approach in simulating metal cutting with chamfered and blunt tools. *International Journal of Mechanical Sciences*, 53(1) :23–30, January 2011. ISSN 00207403. doi : 10.1016/j.ijmecsci.2010.10.003. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0020740310002419>. xi, 17
- [51] D.J. Benson. A mixture theory for contact in multi-material Eulerian formulations. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 140(1-2) :59–86, January 1997. ISSN 00457825. doi : 10.1016/S0045-7825(96)01050-X. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S004578259601050X>. 17
- [52] D.J. Benson and S. Okazawa. Contact in a multi-material Eulerian finite element formulation. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 193(39-41) :4277–4298, October 2004. ISSN 00457825. doi : 10.1016/j.cma.2003.12.061. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0045782504002221>. xi, 17
- [53] J.S. Sun, K.H. Lee, and H.P. Lee. Comparison of implicit and explicit finite element methods for dynamic problems. *Journal of Materials Processing Technology*, 105(1) :110 – 118, 2000. ISSN 0924-0136. doi : [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(00\)00580-X](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(00)00580-X). URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S092401360000580X>. 17
- [54] H.H. Choi, S.M. Hwang, Y.H. Kang, J. Kim, and B.S. Kang. Comparison of implicit and explicit finite-element methods for the hydroforming process of an automobile lower arm. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 20(6) :407–413, September 2002. ISSN 0268-3768, 1433-3015. doi : 10.1007/s001700200170. URL <http://link.springer.com/10.1007/s001700200170>. 17
- [55] F.J. Harewood and P.E. McHugh. Comparison of the implicit and explicit finite element methods using crystal plasticity. *Computational Materials Science*, 39(2) : 481–494, April 2007. ISSN 09270256. doi : 10.1016/j.commatsci.2006.08.002. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0927025606002278>. 17
- [56] O.C. Zienkiewicz, R.L. Taylor, and J.M. Too. Reduced integration technique in general analysis of plates and shells. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 3(2) :275–290, April 1971. ISSN 0029-5981, 1097-0207. doi : 10.1002/nme.1620030211. URL <http://doi.wiley.com/10.1002/nme.1620030211>. 19

- [57] T. Belytschko, W.K. Liu, B. Moran, and K. Elkhodary. Nonlinear finite elements for continua and structures, 2nd Edition. *Wiley*, January 2014. 19
- [58] I. Babuška. The finite element method with Lagrangian multipliers. *Numerische Mathematik*, 20(3) :179–192, June 1973. ISSN 0945-3245. doi : 10.1007/BF01436561. URL <https://doi.org/10.1007/BF01436561>. 19
- [59] F. Brezzi. On the existence, uniqueness and approximation of saddle-point problems arising from lagrangian multipliers. *Revue française d'automatique, informatique, recherche opérationnelle. Analyse numérique*, 8(R2) :129–151, 1974. ISSN 0397-9342. doi : 10.1051/m2an/197408R201291. URL <http://www.esaim-m2an.org/10.1051/m2an/197408R201291>. 19
- [60] Transvalor. User's manual, 2014. 19
- [61] ESI Group. User's manual, 2019. 19, 27, 46, 74, 114
- [62] R. Dietrich, D. Garsaud, S. Gentillon, and M. Nicolas. Précis de méthodes d'usinage : méthodologie, production et normalisation, 5ème édition. *AFNOR - Nathan*, Paris, January 2004. xi, 20
- [63] M. Girinon, H. Karaoui, U. Masciantonio, F. Lefebvre, E. Jourden, F. Valiorgue, J. Rech, and E. Feulvarch. Risks related to the lack of lubrication on surface integrity in drilling. *Heliyon*, 5(1) :e01138, January 2019. ISSN 24058440. doi : 10.1016/j.heliyon.2019.e01138. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2405844018339513>. 22
- [64] R. Li and A.J. Shih. Spiral point drill temperature and stress in high-throughput drilling of titanium. *International Journal of Machine Tools and Manufacturing*, 47(12-13) :2005–2017, October 2007. ISSN 08906955. doi : 10.1016/j.ijmachtools.2007.01.014. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0890695507000351>. xii, 23, 24
- [65] C.H. Huang, L.C. Jan, R. Li, and A.J. Shih. A three-dimensional inverse problem in estimating the applied heat flux of a titanium drilling – Theoretical and experimental studies. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 50(17-18) :3265–3277, August 2007. ISSN 00179310. doi : 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2007.01.031. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0017931007001251>. 23
- [66] Géraldine Perrin. *Étude métallurgique, mécanique et thermique de l'intégrité des surfaces des pièces percées au foret hélicoïdal dans l'IN718TR. Détection, quantification des anomalies de perçage par process monitoring*. PhD thesis, MINES ParisTech, 2007. URL <https://www.theses.fr/2007ENMP0003>. xv, 23, 30, 31, 42, 94, 110
- [67] A.T. Kuzu, K. Rahimzadeh Berenji, B.C. Ekim, and M. Bakkal. The thermal modeling of deep-hole drilling process under MQL condition. *Journal of Manufacturing Processes*, 29 :194–203, October 2017. ISSN 15266125. doi : 10.1016/j.

- jmapro.2017.07.020. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1526612517302189>. 23
- [68] H.S. Patne, A. Kumar, S. Karagadde, and S.S. Joshi. Modeling of temperature distribution in drilling of titanium. *International Journal of Mechanical Sciences*, 133 : 598–610, November 2017. ISSN 00207403. doi : 10.1016/j.ijmecsci.2017.09.024. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0020740317308238>. xii, 24, 25
- [69] J. Wu and R.D. Han. A new approach to predicting the maximum temperature in dry drilling based on a finite element model. *Journal of Manufacturing Processes*, 11(1) :19–30, January 2009. ISSN 15266125. doi : 10.1016/j.jmapro.2009.07.001. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1526612509000383>. 24
- [70] B. Ozcelik and E. Bagci. Experimental and numerical studies on the determination of twist drill temperature in dry drilling : A new approach. *Materials & Design*, 27 (10) :920–927, January 2006. ISSN 02613069. doi : 10.1016/j.matdes.2005.03.008. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0261306905000798>. 25
- [71] X. Nan, L. Xie, and W. Zhao. On the application of 3D finite element modeling for small-diameter hole drilling of AISI 1045 steel. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 84(9-12) :1927–1939, June 2016. ISSN 0268-3768, 1433-3015. doi : 10.1007/s00170-015-7782-y. URL <http://link.springer.com/10.1007/s00170-015-7782-y>. xii, 25, 26, 35
- [72] M. Abouridouane, F. Klocke, and B. Döbbeler. Characterisation and modelling of the machinability of ferritic-pearlitic steels in drilling operations. *Procedia CIRP*, 58 :79–84, 2017. ISSN 22128271. doi : 10.1016/j.procir.2017.03.197. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2212827117303797>. 25, 35
- [73] Mohamad Jrad. *Modélisation du perçage à grande vitesse : approches analytique, numérique et expérimentale*. PhD thesis, Université de Metz, 2007. URL <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-01749005>. 26
- [74] M. Abouridouane, F. Klocke, D. Lung, and O. Adams. A new 3D multiphase FE model for micro cutting ferritic-pearlitic carbon steels. *CIRP Annals*, 61(1) :71–74, 2012. ISSN 00078506. doi : 10.1016/j.cirp.2012.03.075. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0007850612000777>. 27
- [75] V. Schulze, F. Zanger, J. Michna, and F. Lang. 3D-FE-modelling of the drilling process – Prediction of phase transformations at the surface layer. *Procedia CIRP*, 8 :33–38, 2013. ISSN 22128271. doi : 10.1016/j.procir.2013.06.061. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2212827113003387>. xii, 27

- [76] N. Shen and H. Ding. Physics-based microstructure simulation for drilled hole surface in hardened steel. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 136(4) :044504, August 2014. ISSN 1087-1357, 1528-8935. doi : 10.1115/1.4027732. URL <https://asmedigitalcollection.asme.org/manufacturingscience/article/doi/10.1115/1.4027732/375817/PhysicsBased-Microstructure-Simulation-for-Drilled>. 27
- [77] M. Girinon, F. Valiorgue, H. Karaoui, and E. Feulvarch. 3D numerical simulation of drilling residual stresses. *Comptes Rendus Mécanique*, 346(8) :701–711, August 2018. ISSN 16310721. doi : 10.1016/j.crme.2018.06.003. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1631072118301207>. xii, 27, 28, 45, 53
- [78] E. Oezkaya and D. Biermann. A new reverse engineering method to combine FEM and CFD simulation three-dimensional insight into the chipping zone during the drilling of Inconel 718 with internal cooling. *Machining Science and Technology*, 22(6) :881–898, November 2018. ISSN 1091-0344, 1532-2483. doi : 10.1080/10910344.2017.1415933. URL <https://www.tandfonline.com/doi/full/10.1080/10910344.2017.1415933>. 28
- [79] ANSYS, Inc. User’s manual. 28
- [80] N. Uçak, A. Çiçek, E. Oezkaya, and K. Aslantas. Finite element simulations of cutting force, torque, and temperature in drilling of Inconel 718. *Procedia CIRP*, 82 :47–52, 2019. ISSN 22128271. doi : 10.1016/j.procir.2019.03.277. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2212827119305827>. 28, 35
- [81] K. Pang and D. Wang. Study on the performances of the drilling process of nickel-based superalloy Inconel 718 with differently micro-textured drilling tools. *International Journal of Mechanical Sciences*, 180 :105658, August 2020. ISSN 00207403. doi : 10.1016/j.ijmecsci.2020.105658. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0020740319344297>. xii, 29
- [82] Farhat Zemzemi. *Caracterisation de modèles de frottement aux interfaces pièce-outil-copeau en usinage : application au cas de l’usinage des aciers et de l’Inconel 718*. PhD thesis, École Centrale de Lyon, 2007. URL <http://www.theses.fr/2007ECDL0033>. 30, 31
- [83] D. Dudzinski, A. Devillez, A. Moufki, D. Larrouquère, V. Zerrouki, and J. Vigneau. A review of developments towards dry and high speed machining of Inconel 718 alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44(4) :439–456, March 2004. ISSN 08906955. doi : 10.1016/S0890-6955(03)00159-7. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0890695503001597>. 32, 52
- [84] G.R. Johnson and W.H. Cook. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. *Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics*, 21 :541–547, April 1983. 33

- [85] J.M. Zhang, Z.Y. Gao, J.Y. Zhuang, Z.Y. Zhong, and P. Janschek. Strain-rate hardening behavior of superalloy IN718. *Journal of Materials Processing Technology*, 70(1-3) : 252–257, October 1997. ISSN 09240136. doi : 10.1016/S0924-0136(97)00073-3. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0924013697000733>. 34
- [86] H. Yuan and W.C. Liu. Effect of the δ phase on the hot deformation behavior of Inconel 718. *Materials Science and Engineering : A*, 408(1-2) :281–289, November 2005. ISSN 09215093. doi : 10.1016/j.msea.2005.08.126. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0921509305009846>. 34
- [87] J. Si, X. Liao, L. Xie, and K. Lin. Flow behavior and constitutive modeling of delta-processed Inconel 718 alloy. *Journal of Iron and Steel Research International*, 22(9) :837–845, September 2015. ISSN 1006-706X, 2210-3988. doi : 10.1016/S1006-706X(15)30078-9. URL [http://link.springer.com/10.1016/S1006-706X\(15\)30078-9](http://link.springer.com/10.1016/S1006-706X(15)30078-9). 34
- [88] H. Kolsky. An investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loading. *Proceedings of the Physical Society. Section B*, 62(11) :676–700, November 1949. doi : 10.1088/0370-1301/62/11/302. URL <https://doi.org/10.1088%2F0370-1301%2F62%2F11%2F302>. 34
- [89] J.M. Pereira and B.A. Lerch. Effects of heat treatment on the ballistic impact properties of Inconel 718 for jet engine fan containment applications. *International Journal of Impact Engineering*, 25(8) :715–733, September 2001. ISSN 0734743X. doi : 10.1016/S0734-743X(01)00018-5. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0734743X01000185>. 34
- [90] T. Kobayashi, J.W. Simons, C.S. Brown, and D.A. Shockey. Plastic flow behavior of Inconel 718 under dynamic shear loads. *International Journal of Impact Engineering*, 35(5) :389–396, May 2008. ISSN 0734743X. doi : 10.1016/j.ijimpeng.2007.03.005. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0734743X07000553>. 34
- [91] X. Wang, C. Huang, B. Zou, H. Liu, H. Zhu, and J. Wang. Dynamic behavior and a modified Johnson–Cook constitutive model of Inconel 718 at high strain rate and elevated temperature. *Materials Science and Engineering : A*, 580 :385–390, September 2013. ISSN 09215093. doi : 10.1016/j.msea.2013.05.062. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0921509313006023>. xii, 34, 35
- [92] F. Jafarian, D. Umbrello, and B. Jabbaripour. Identification of new material model for machining simulation of Inconel 718 alloy and the effect of tool edge geometry on microstructure changes. *Simulation Modelling Practice and Theory*, 66 :273–284, August 2016. ISSN 1569190X. doi : 10.1016/j.simpat.2016.05.001. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1569190X16301794>. xvii, 34, 35, 47, 48

- [93] F. Klocke, D. Lung, and S. Buchkremer. Inverse identification of the constitutive equation of Inconel 718 and AISI 1045 from FE machining simulations. *Procedia CIRP*, 8 :212–217, 2013. ISSN 22128271. doi : 10.1016/j.procir.2013.06.091. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2212827113003685>. 35
- [94] W. Grzesik, P. Niesłony, and P. Laskowski. Determination of material constitutive laws for Inconel 718 superalloy under different strain rates and working temperatures. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 26(12) :5705–5714, December 2017. ISSN 1059-9495, 1544-1024. doi : 10.1007/s11665-017-3017-8. URL <http://link.springer.com/10.1007/s11665-017-3017-8>. 35
- [95] Cédric Courbon. *Vers une modélisation physique de la coupe des aciers spéciaux : intégration du comportement métallurgique et des phénomènes tribologiques et thermiques aux interfaces*. PhD thesis, Université de Lyon, 2011. URL <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00713527>. 35, 47, 48
- [96] F.H. Norton. The creep of steel at high temperatures. *McGraw-Hill Book Company, Inc.*, New York, June 1929. 35
- [97] N.J. Hoff. Approximate analysis of structures in the presence of moderately large creep deformations. *Quarterly of Applied Mathematics*, 12(1) :49–55, April 1954. ISSN 0033-569X, 1552-4485. doi : 10.1090/qam/61004. URL <http://www.ams.org/qam/1954-12-01/S0033-569X-1954-61004-X/>. 35
- [98] Jian Yang. *Étude expérimentale et modélisation du formage superplastique d'un alliage d'aluminium Al7475*. PhD thesis, Arts et Métiers ParisTech - Campus d'Angers, 2014. URL <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-01141644>. 36, 46
- [99] U. Ripert, L. Fourment, and J.L. Chenot. An upwind least square formulation for free surfaces calculation of viscoplastic steady-state metal forming problems. *Advanced Modeling and Simulation in Engineering Sciences*, 2(1) :15, December 2015. ISSN 2213-7467. doi : 10.1186/s40323-015-0037-5. URL <http://www.amses-journal.com/content/2/1/15>. 36
- [100] H. Robe, C. Claudin, J.M. Bergheau, and E. Feulvarch. R-ALE simulation of heat transfer during friction stir welding of an AA2xxx/AA7xxx joint on a large process window. *International Journal of Mechanical Sciences*, 155 :31–40, May 2019. ISSN 00207403. doi : 10.1016/j.ijmecsci.2019.02.029. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S002074031833683X>. xii, 36, 53
- [101] Éric Feulvarch. *Modélisation numérique du soudage par friction malaxage*. PhD thesis, Université Jean Monnet de Saint-Étienne, 2005. 36
- [102] E. Feulvarch, J.C. Roux, and J.M. Bergheau. A simple and robust moving mesh technique for the finite element simulation of Friction Stir Welding. *Journal of Computational and Applied Mathematics*, 246 :269–277, July 2013. ISSN 03770427. doi : 10.

- 1016/j.cam.2012.07.013. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0377042712003032>. 36, 53, 59
- [103] Sabrina Gastebois. *Simulation numérique du soudage FSW à l'aide d'une formulation ALE*. PhD thesis, MINES ParisTech, 2015. URL <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-01298711>. 36
- [104] J. Monaghan and T. MacGinley. Modelling the orthogonal machining process using coated carbide cutting tools. *Computational Materials Science*, 16(1-4) :275–284, December 1999. ISSN 09270256. doi : 10.1016/S0927-0256(99)00070-1. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0927025699000701>. 36
- [105] E.G. Ng, D.K. Aspinwall, D. Brazil, and J. Monaghan. Modelling of temperature and forces when orthogonally machining hardened steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 39(6) :885–903, June 1999. ISSN 08906955. doi : 10.1016/S0890-6955(98)00077-7. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0890695598000777>. 36
- [106] M.E. Merchant. Mechanics of the metal cutting process. I. Orthogonal cutting and a type 2 chip. *Journal of Applied Physics*, 16(5) :267–275, May 1945. ISSN 0021-8979, 1089-7550. doi : 10.1063/1.1707586. URL <http://aip.scitation.org/doi/10.1063/1.1707586>. 40, 41, 42
- [107] M.E. Merchant. Mechanics of the metal cutting process. II. Plasticity conditions in orthogonal cutting. *Journal of Applied Physics*, 16(6) :318–324, June 1945. ISSN 0021-8979, 1089-7550. doi : 10.1063/1.1707596. URL <http://aip.scitation.org/doi/10.1063/1.1707596>. 40, 41, 42
- [108] K.A. Zvorykin. Work and stress necessary for separation of metal chips. *Proceedings of the Kharkov Technological Institute*, Ukraine, 1893. 42
- [109] A. Moufki, A. Molinari, and D. Dudzinski. Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 46(10) :2103–2138, October 1998. ISSN 00225096. doi : 10.1016/S0022-5096(98)00032-5. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0022509698000325>. 43
- [110] F. Valiorgue. Prédiction de l'intégrité des surfaces usinées : Tournage de l'Inconel 718 à l'outil carbure revêtu. 2013. 43
- [111] Christophe Claudin. *Influence des conditions opératoires sur le procédé de perçage : application aux structures mécano-soudées en acier bas carbone*. PhD thesis, Arts et Métiers ParisTech - Campus de Cluny, 2006. URL <https://www.theses.fr/2006ENAM0025>. 44

- [112] M. Mantel and C. Vachey. Formage des métaux à grande vitesse - Détermination d'une loi de comportement. *Techniques de l'ingénieur*, Réf. article : M3025 v2, June 2017. xii, 47
- [113] G.I. Taylor and H. Quinney. The latent energy remaining in a metal after cold working. *Proceedings of the Royal Society of London A*, 143(849) :307–326, January 1934. ISSN 0950-1207, 2053-9150. doi : 10.1098/rspa.1934.0004. URL <https://royalsocietypublishing.org/doi/10.1098/rspa.1934.0004>. 50, 51
- [114] P. Knysh and Y.P. Korkolis. Determination of the fraction of plastic work converted into heat in metals. *Mechanics of Materials*, 86 :71–80, July 2015. ISSN 01676636. doi : 10.1016/j.mechmat.2015.03.006. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0167663615000757>. 51
- [115] D. Rittel, L.H. Zhang, and S. Osovski. The dependence of the Taylor–Quinney coefficient on the dynamic loading mode. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 107 :96–114, October 2017. ISSN 00225096. doi : 10.1016/j.jmps.2017.06.016. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0022509617301709>. 51, 78
- [116] O.T. Kingstedt and J.T. Lloyd. On the conversion of plastic work to heat in Mg alloy AZ31B for dislocation slip and twinning deformation. *Mechanics of Materials*, 134 : 176–184, July 2019. ISSN 01676636. doi : 10.1016/j.mechmat.2019.04.009. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0167663619301048>. 51
- [117] Ionut Negreanu. *Détermination de la température à partir de la radiation infrarouge au cours des essais dynamiques*. PhD thesis, École Polytechnique, 2009. URL <https://tel.archives-ouvertes.fr/pastel-00005792>. 51
- [118] D. Ghosh, O.T. Kingstedt, and G. Ravichandran. Plastic work to heat conversion during high-strain rate deformation of Mg and Mg alloy. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 48(1) :14–19, October 2016. ISSN 1073-5623, 1543-1940. doi : 10.1007/s11661-016-3825-8. URL <http://link.springer.com/10.1007/s11661-016-3825-8>. 51
- [119] F. Brezzi and M. Fortin. Mixed and hybrid finite element methods. *Springer-Verlag*, New York, January 1991. 59
- [120] E. Feulvarch, J.C. Roux, and M. Geuffrard. Symmetrical node-to-node formulation for thermal contact problems between non-conforming or non-matching meshes. *Finite Elements in Analysis and Design*, 162 :13–18, September 2019. ISSN 0168874X. doi : 10.1016/j.finel.2019.05.003. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0168874X18307030>. xiii, 59
- [121] T. Hill and P. Lewicki. Statistics : Methods and applications. *StatSoft, Inc.*, November 2005. 74, 75

-
- [122] R.E. Walpole, R.H. Myers, S.L. Myers, and K. Ye. Probability and statistics for engineers and scientists, 9th Edition. *Pearson*, January 2012. 74
- [123] S.S. Shapiro and M.B. Wilk. An analysis of variance test for normality (complete samples). *Biometrika*, 52(3/4) :591–611, December 1965. ISSN 00063444. doi : 10.2307/2333709. URL <https://www.jstor.org/stable/2333709>. 75
- [124] AFNOR. NF X06-050 - Application de la statistique - Étude de la normalité d'une distribution. December 1995. URL <https://www.boutique.afnor.org>. 75
- [125] M. Girinon, F. Valiorgue, J. Rech, and E. Feulvarch. Development of a procedure to characterize residual stresses induced by drilling. *Procedia CIRP*, 45 :79–82, 2016. ISSN 22128271. doi:10.1016/j.procir.2016.02.074. URL <http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2212827116003565>. 94
- [126] AFNOR. NF EN 15305 - Essais non-destructifs - Méthode d'essai pour l'analyse des contraintes résiduelles par diffraction des rayons X. April 2009. URL <https://www.boutique.afnor.org>. 95
- [127] H. Wang, T. Webb, and J.W. Bitler. Study of thermal expansion and thermal conductivity of cemented WC–Co composite. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 49 :170–177, 2015. ISSN 02634368. doi : 10.1016/j.ijrmhm.2014.06.009. URL <http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0263436814001188>. 101

A

Annexes du Chapitre 2

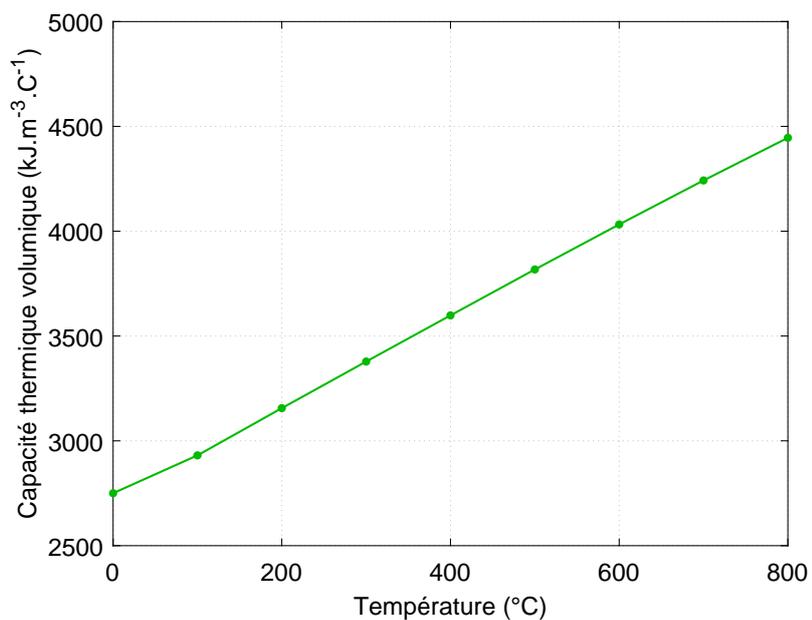


FIGURE A.1 – Évolution de la capacité thermique volumique de l’Inconel 718 en fonction de la température.

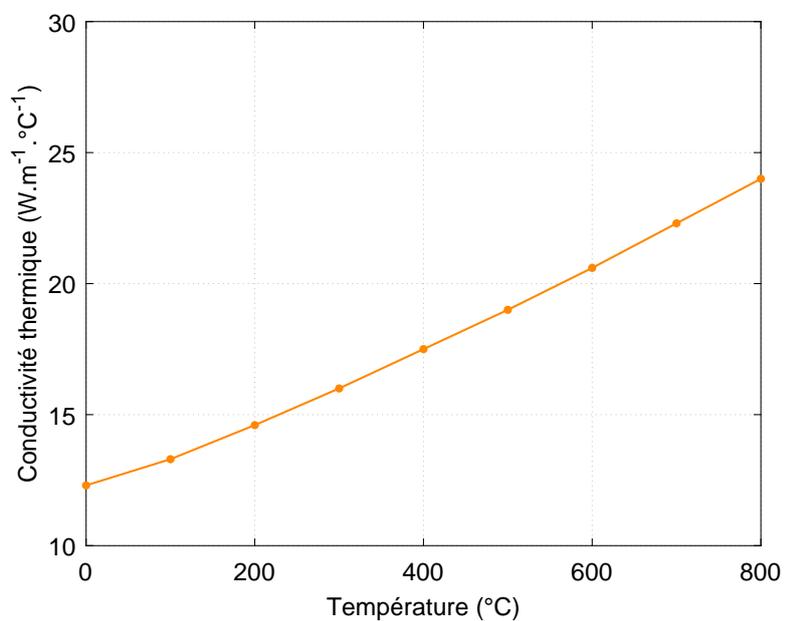


FIGURE A.2 – Évolution de la conductivité thermique de l’Inconel 718 en fonction de la température.

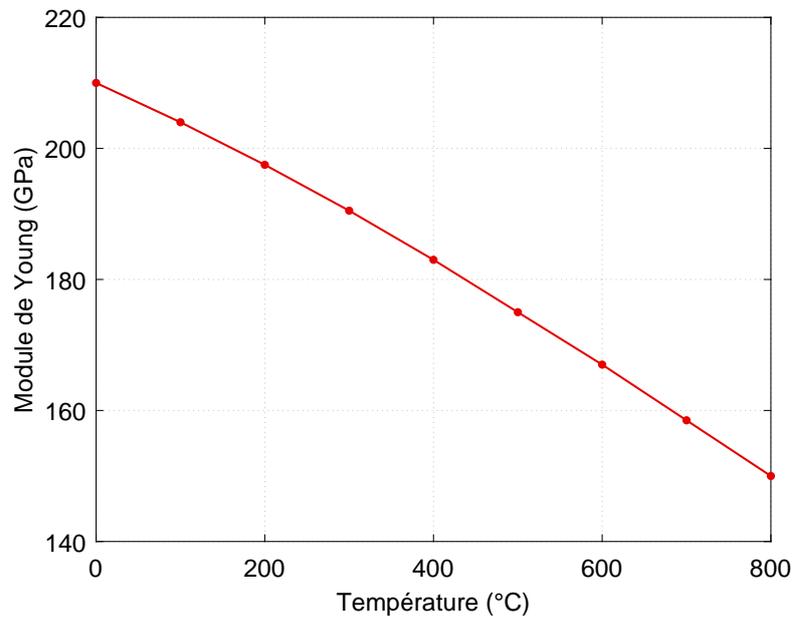


FIGURE A.3 – Évolution du module de Young de l’Inconel 718 en fonction de la température.

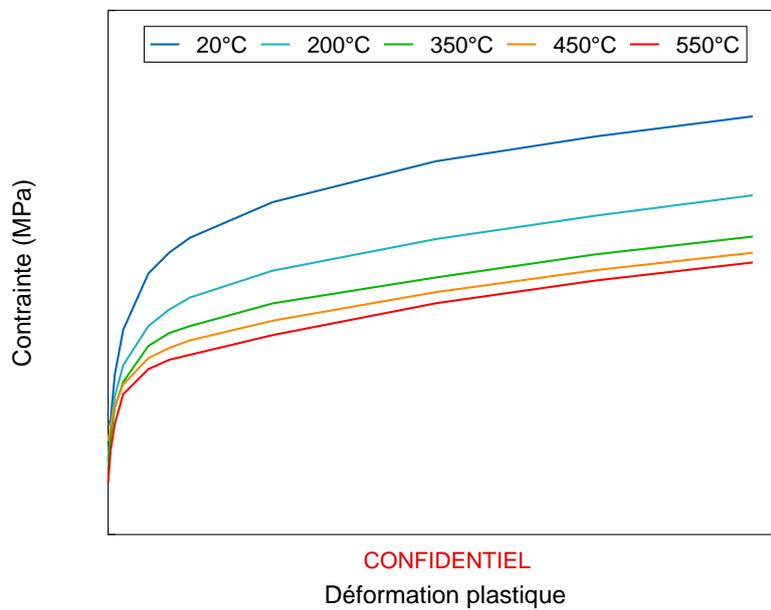
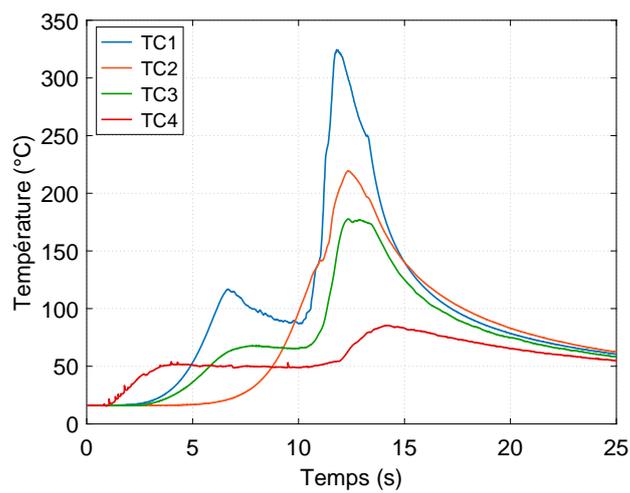


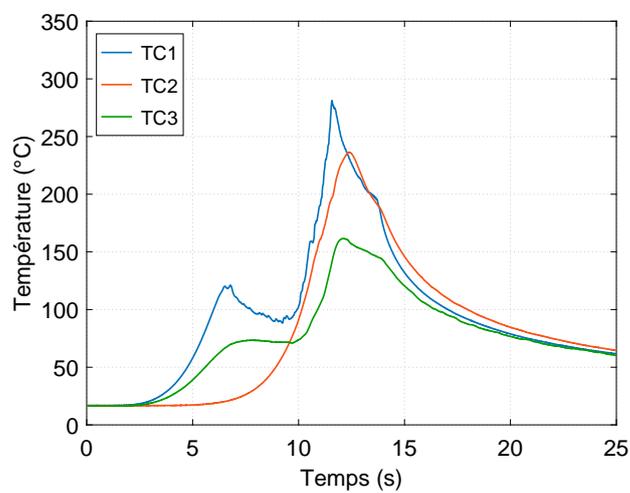
FIGURE A.4 – Courbes d’érouissage monotone de l’Inconel 718 en fonction de la température.

B

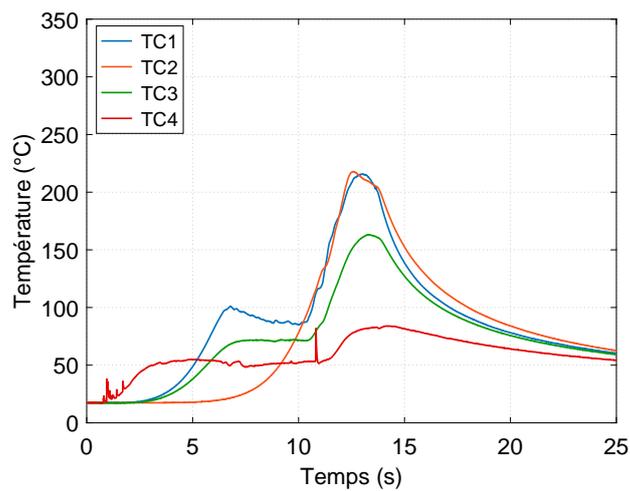
Annexes du Chapitre 3



(a) Essai n°1



(b) Essai n°2



(c) Essai n°3

FIGURE B.1 – Cinétiques thermiques mesurées pour les trois essais de perçage à sec instrumentés.

α_{dissip}	h_{int} [W.m ⁻² .°C ⁻¹]	θ_{int} [°C]	T_{max} TC1 [°C]	T_{palier} TC1 [°C]	T_{max} TC3 [°C]	T_{palier} TC3 [°C]
0.2	500	100	80.3	40.1	47.5	36.5
0.2	500	250	87.5	57.3	51.6	48.1
0.2	500	400	94.7	74.2	55.7	59.7
0.2	1000	100	80.4	45.4	47.8	39.8
0.2	1000	250	93.8	75.9	55.4	60.7
0.2	1000	400	107.0	105.7	62.9	81.3
0.2	1500	100	80.5	49.7	48.0	42.6
0.2	1500	250	99.2	90.8	58.6	70.9
0.2	1500	400	117.7	130.9	69.2	98.9
0.5	500	100	134.2	53.6	74.6	49.4
0.5	500	250	140.8	70.4	78.5	60.9
0.5	500	400	147.3	87.1	82.2	72.2
0.5	1000	100	131.9	56.7	73.6	51.2
0.5	1000	250	143.9	86.8	80.6	71.7
0.5	1000	400	155.9	116.3	87.7	92.0
0.5	1500	100	129.6	59.4	72.6	52.7
0.5	1500	250	146.6	100.1	82.5	80.7
0.5	1500	400	163.7	139.8	92.5	108.3
0.8	500	100	169.4	62.6	92.9	58.2
0.8	500	250	175.7	79.4	96.6	69.6
0.8	500	400	181.9	95.8	100.1	80.8
0.8	1000	100	166.1	64.5	91.1	59.0
0.8	1000	250	177.1	94.3	97.8	79.3
0.8	1000	400	188.4	123.5	104.6	99.4
0.8	1500	100	162.4	66.1	89.3	59.6
0.8	1500	250	178.8	106.6	99.0	87.4
0.8	1500	400	194.9	146.0	108.6	114.8

TABLEAU B.1 – Températures obtenues en appliquant le plan d'expérience numérique.

N° OF ORDER NNT: 2021LYSEE002

AUTHOR: Kévin CHENEGRIN

DISSERTATION TITLE:

Identification and modeling of thermomechanical phenomena involved in dry drilling of Inconel 718.

SPECIALITY: Mechanic and Engineering

KEYWORDS: Numerical simulation, Drilling, Heat transfer, Residual stresses, Inconel 718

ABSTRACT:

In the current industrial context, aerospace players seek to achieve a high level of performance for the mechanical resistance of critical components, while reducing production costs. This industry was one of the first to consider the control of manufacturing processes as a privileged axis of its research, since the consequences of in-service fatigue failure can be economically and humanly disastrous. Among the various existing processes, machining still represents a large part of the manufactured critical components obtained by roughing and finishing operations. Drilling remains the most common machining operation used in industry, but also one of the least studied due to the machined geometrical shape. Indeed, the creation of cylindrical holes prevents direct observation of the cutting mechanisms, making it difficult to study the thermomechanical phenomena involved in the drilled hole. In an industrial environment, dry drilling operation is very detrimental to the tool and the material because it results in a significant lack of lubrication, caused by a machining hazard. In this configuration, heat transfers play a crucial role in the generation of residual stresses. The development of an original experimental and numerical strategy made it possible to identify and modeling the thermomechanical phenomena involved in dry drilling of Inconel 718. Thus, residual stresses induced in the hole could be modeled and compared to XRD analyses.

N° D'ORDRE NNT : 2021LYSEE002

AUTEUR : Kévin CHENEGRIN

TITRE DE LA THÈSE :

Identification et modélisation des phénomènes thermomécaniques mis en jeu lors du perçage à sec de l'Inconel 718

SPÉCIALITÉ : Mécanique et Ingénierie

MOTS CLEFS : Simulation numérique, Perçage, Transfert de chaleur, Contraintes résiduelles, Inconel 718

RÉSUMÉ :

Dans le contexte industriel actuel, les acteurs du secteur aéronautique et spatial cherchent à atteindre un haut niveau de performance pour la tenue en fatigue de pièces jugées critiques, tout en réduisant les dépenses associées à leur production. Cette industrie a été l'une des premières à faire de la maîtrise des procédés de fabrication un axe privilégié de sa recherche, car les conséquences de la rupture d'un composant en service peuvent être désastreuses, tant sur le plan économique que sur le plan humain. Parmi les différents procédés existants, l'usinage représente encore aujourd'hui une grande part dans la fabrication des pièces critiques en ébauche et en finition. À ce jour, le perçage demeure l'opération d'usinage la plus répandue dans l'industrie, mais reste une des moins étudiées en raison de la forme géométrique réalisée. En effet, la création de trous cylindriques empêche toute observation directe des mécanismes de coupe, rendant très complexe l'étude des phénomènes thermomécaniques mis en jeu à l'échelle du trou percé. En contexte industriel, l'opération de perçage à sec est d'autant plus pénalisante pour l'outil et la matière puisqu'elle résulte d'une absence significative de lubrification, causée par un aléa d'usinage. Dans une telle configuration, les transferts de chaleur jouent un rôle déterminant dans la génération des contraintes résiduelles. Le développement d'une stratégie originale, expérimentale et numérique, a permis d'identifier et de modéliser les phénomènes thermomécaniques mis en jeu lors du perçage à sec de l'Inconel 718. Ainsi, les contraintes résiduelles induites au niveau de la surface du trou ont pu être modélisées et confrontées à des analyses expérimentales par DRX.