Influence du traitement thermique des poudres sur le dépôt sur projection dynamique par gaz froid (“ cold spray ”) d’alliage d’aluminium 2024 pour la fabrication additive

Margaux Bunel

▶ **To cite this version:**

Margaux Bunel. Influence du traitement thermique des poudres sur le dépôt sur projection dynamique par gaz froid (“ cold spray ”) d’alliage d’aluminium 2024 pour la fabrication additive. Matériaux. Université Paris sciences et lettres, 2020. Français. NNT : 2020UPSLM051 . tel-03153254

HAL Id: tel-03153254
https://pastel.hal.science/tel-03153254

Submitted on 26 Feb 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.

PSL UNIVERSITÉ PARIS

THÈSE DE DOCTORAT
DE L'UNIVERSITÉ PSL

Préparée à MINES ParisTech

Influence du traitement thermique des poudres sur le dépôt par projection dynamique par gaz froid (« cold spray ») d'alliage d'aluminium 2024 pour la fabrication additive.

Pour être soutenue par

Margaux BUNEL

Le 20 février 2020

Ecole doctorale n° 432

Ingénierie des Systèmes, Matériaux, Mécanique, Energétique

Spécialité

Sciences et Génie des Matériaux

Composition du jury :

Philippe, LOURS	Professeur, IMT- Mines Albi	*Président*
Caroline, RICHARD	Professeure, Université de Tours	*Rapporteure*
Rajashekhara, SHABADI	Maître de Conférences, Université de Lille	*Rapporteur*
Erick, MEILLOT	Ingénieur R&D, CEA Le Ripault	*Examinateur*
Francesco, DELLORO	Chargé de recherche, MINES ParisTech	*Examinateur*
Michel, JEANDIN	Directeur de recherche, MINES ParisTech	*Directeur de thèse*

MINES ParisTech | PSL

TABLE DES MATIERES

INTRODUCTION GENERALE 7

CHAPITRE 1 : BIBLIOGRAPHIE 13

Introduction 17

1. Procédé cold spray 17
   - 1.1. Cold spray parmi les procédés de projection thermique 17
   - 1.2. Principe du procédé cold spray 18
   - 1.3. Influences des différents paramètres de projection 19
     - 1.3.1. Choix du gaz 19
     - 1.3.2. Température de projection 20
     - 1.3.3. Pression de projection 21
     - 1.3.4. Distance de projection 21
     - 1.3.5. Angle de projection 22
   - 1.4. Cold spray pour la fabrication additive 23

2. Fabrication additive par cold spray 24
   - 2.1. Place du cold spray parmi les différents procédés de fabrication additive 24
   - 2.2. Etat de l'art de la fabrication additive par cold spray 25
     - 2.2.1. Réparation 25
     - 2.2.2. Fabrication direct de pièce 26
   - 2.3. Différentes techniques de fabrication additive par cold spray 27

3. Elaboration de dépôts d'alliages d'aluminium 2024 29
   - 3.1. Propriétés de l'alliage d'aluminium 2024 29
     - 3.1.1. Composition du 2024 30
     - 3.1.2. Processus de durcissement par traitement thermique 30
   - 3.2. Elaboration des poudres 32

4. Simulation numérique du procédé cold spray 32
   - 4.1. Particules en vol 32
   - 4.2. Simulation d'impact 34
     - 4.2.1. Simulation d'une particule élémentaire 34
     - 4.2.2. Simulation d'impact multi-particule 36
   - 4.3. Modèle d'empilement 38

Références bibliographiques 40

CHAPITRE 2 : MATERIAUX ET PROCEDES 45

Introduction 49

1. Matériaux 49
1.1. Substrat 49
1.2. Poudres 49

2. Procédé d'élaboration par cold spray 51
2.1. Installations cold spray 51
2.1.1. Installation cold spray « haute pression » 51
2.1.2. Installation cold spray « moyenne pression » 54
2.1.3. Installation cold spray « basse pression » 55
2.2. Mesure de la vitesse des particules en vol 56

3. Moyens de caractérisation des poudres et des revêtements 60
3.1. Microscopie 60
3.2. Dureté 60
3.3. Profilométrie 61

4. Moyen de Calcul 61

Références bibliographiques 61

CHAPITRE 3 : TRAITEMENT THERMIQUE DE LA POUDRE 63

Introduction 67

1. Traitement thermique en lit fluidisé 67
1.1. Détermination des paramètres du traitement thermique 67
1.2. Réalisation du traitement thermique en lit fluidisé 70

2. Influence du traitement thermique sur les particules de poudre 71
2.1. Influence du traitement thermique sur la microdureté 71
2.2. Influence du traitement thermique sur la microstructure 72
2.2.1. Echelle optique 72
2.2.2. Echelle MEB 72
2.2.3. Echelle MET 73

Conclusion 78

Références bibliographiques 79

CHAPITRE 4 : ELABORATION DE DEPOTS COLD SPRAY A PARTIR DE POUDRES TRAITEES ET NON TRAITEES 81

Introduction 85

1. Mesures de vitesse 85
1.1. Installation « basse pression » 85
1.2. Installation « moyenne pression » 86
1.3. Installation « haute pression » 88
1.4. Comparaison entre les différentes installations 89

2. Rendement 91
2.1. Poudres non traitées 91
2.1.1. Installation « basse pression » 91
2.1.2. Installation « moyenne pression » 92
2.1.3. Installation « haute pression » 92
2.1.4. Influence des paramètres de projection 94
2.2. Poudres traitées 94
2.2.1. Installation « basse pression » 94
2.2.2. Installation « haute pression » 94
2.3. Influence de l'angle de projection 95

3. Microstructure 98

4. Propriété mécaniques 101
4.1. Dureté 101
4.1.1. Influence des paramètres de projection 101
4.1.2. Influence de l'épaisseur du dépôt 103
4.1.3. Influence du traitement thermique 104
4.2. Déformation plastique des particules 105
4.2.1. Influence du traitement thermique 107
4.2.2. Influence des paramètres de projection 107

5. Discussion 108

Conclusion 109

Références bibliographiques 110

CHAPITRE 5 : SIMULATION : MODELE DE CONSTRUCTION 112

Introduction 116

1. Principe du modèle de construction 116
1.1. Description du modèle de construction 117
1.2. Base du modèle 119
1.2.1. Profils de cordon 119
1.2.2. Angle d'impact 120
1.3. Paramètres du modèle 123
1.3.1. Vitesse d'éclairement 123
1.3.2. Trajectoire de la buse 126
1.3.2.1. Le pas 126
1.3.2.2. Décalage d'un demi-pas 128
1.3.2.3. Inversion du sens de la buse 129
1.3.3. Choix du substrat 130
1.4. Extension 3D 131

2. Validation du modèle 132
2.1. Modèle 2D 132
2.2. Modèle 3D 137

3. Applications du modèle de construction 141

Conclusion 144

Références bibliographiques 146

CONCLUSION ET PERSPECTIVES 149

Liste des publications 155
Acte de congrès avec comité de relecture 155
Publication avec comité de relecture 155

Introduction générale

Le cold spray appartient à la famille des procédés de projection thermique. Comme son nom l'indique, il utilise des températures relativement basses auxquelles sont portées les particules, comparées à celles en jeu dans le reste des procédés de la même famille comme le plasma ou l'HVOF (High-Velocity Oxy-Fuel spray). En effet, la température du gaz est comprise entre 20 et 1100°C selon les matériaux utilisés et les applications souhaitées dans le cas du cold spray alors qu'elle est largement supérieure (jusqu'à plusieurs milliers de degrés) pour les autres procédés de la famille. De ce fait, les particules de poudre restent à l'état solide sans passer par l'état liquide. Le principe du cold spray est de projeter des particules de poudres à des vitesses supersoniques comprises entre 300 et 1200 $m.s^{-1}$. Grace à la déformation plastique, les particules qui rencontrent le substrat ou le dépôt en cours construction peuvent adhérer et ainsi contribuer à sa construction.

Ce procédé est de plus en plus utilisé dans l'industrie. En effet, le cold spray permet d'obtenir des dépôts denses avec des taux de porosité pouvant être quasiment nuls. De plus, les revêtements obtenus contiennent très peu ou pas d'oxydes compte tenu des faibles températures et sont très adhérents. Les coûts opératoires liés à ce procédé sont relativement faibles et le faible diamètre du jet de poudre permet de masquer facilement les pièces à revêtir car il n'y a pas besoin de protéger de grandes zones.

Actuellement, le cold spray est utilisé pour réaliser des revêtements ou pour recharger des pièces endommagées. Il est, cependant, envisagé aussi comme un procédé pouvant servir à la réalisation de pièces par fabrication additive. La fabrication additive, dans son acception usuelle, consiste à venir déposer suffisamment de matière pour créer la forme de la pièce désirée. C'est pourquoi, le cold spray, un procédé à haut rendement, c'est-à-dire où une grande partie de la poudre projeter sert à apporter de la matière au dépôt, ferait un excellent procédé de fabrication additive.

La plupart des pièces métalliques sont réalisées à partir d'alliages comme l'alliage d'aluminium 2024 car leurs propriétés mécaniques sont meilleures que celles des éléments purs. Malheureusement, le rendement, très bon pour les éléments purs, n'est pas satisfaisant dans le cas des alliages. Or pour réaliser des pièces de structure, il est nécessaire d'utiliser les alliages dont le rendement est très faible. Pour utiliser le cold spray en tant que procédé de fabrication additive, le rendement doit être suffisamment élevé pour que cela soit économiquement rentable. Si le rendement est trop faible, cela pose deux inconvénients majeurs. Le premier est que, plus le rendement est faible, plus la quantité de poudre nécessaire pour produire une pièce est grande. Le second inconvénient est que le temps de projection serait long, ce qui implique des coûts de fonctionnement plus élevés et une productivité moindre.

Augmenter le rendement pour les alliages est donc une priorité pour que la fabrication additive soit rentable. L'idée est de modifier les propriétés des particules de poudre d'aluminium 2024 comme leur dureté ou leur capacité à la déformation plastique, paramètres primordiaux en cold spray. En effet, si les particules sont moins dures ou ont une meilleure capacité à la déformation plastique, la probabilité qu'elles adhèrent au dépôt pourra augmenter. Pour cela, il faut donc s'intéresser à la métallurgie des poudres afin de pouvoir modifier les caractéristiques mécaniques des particules.

La solution choisie est d'appliquer un traitement thermique sur les particules d'aluminium 2024 avant leur projection. En cold spray, de nombreux traitements thermiques post-projection sont utilisés afin de redonner de la ductilité au dépôt, mais le fait de traiter la poudre avant de la projeter est une idée novatrice. Il existe extrêmement peu de bibliographie sur ce sujet. Ce traitement permettrait de changer les caractéristiques microstructurales et mécaniques des particules de poudre de telle façon que le rendement augmente.

Une fois le rendement suffisamment élevé pour apporter assez de matière, il faut pouvoir disposer la matière comme on le souhaite afin de créer la forme voulue. Actuellement, les modèles de simulation cold spray se concentrent principalement sur la simulation d'impact de particules et sur le comportement des fluides de l'entrée de la buse jusqu'au substrat. Les simulations d'impact s'utilisent généralement par éléments finis et peuvent mettre en jeu jusqu'à plusieurs dizaines de particules. Ces simulations permettent de comprendre comment s'empilent les particules à une échelle relativement microscopique et comment se forment les porosités. Ce type de simulation ne fonctionne pas à l'échelle d'un dépôt, en particulier pour les dépôts de fortes épaisseurs. En effet, le nombre de particules qui serait nécessaire est trop élevé et le temps de calcul donc trop long.

Le modèle de construction envisagé dans ce travail de thèse est un modèle macroscopique utilisant les profils d'un cordon obtenu expérimentalement plutôt que des particules comme éléments morphologiques de base. De ce fait, il est possible de simuler un dépôt de grande épaisseur, même si l'accès à l'échelle microscopique est inaccessible avec ce modèle. Ce type de simulation macroscopique permet ainsi de prévoir la forme finale du dépôt en fonction des paramètres « robot » utilisés. Il est donc possible d'ajuster ces paramètres afin de se rapprocher le plus possible de la forme voulue. Cela permettrait de déposer la matière là où elle est nécessaire.

L'objectif scientifique de cette thèse est double : l'un métallurgique « micro » et l'autre morphologique « macro ». Le premier passe par la réalisation de dépôts en alliages d'aluminium 2024 avec un rendement suffisamment élevé. Pour cela il a été choisi d'étudier l'influence d'un traitement thermique sur la poudre pour en modifier ses propriétés avant projection. Le second est de pouvoir déposer la matière de façon à réaliser la forme souhaitée. Pour y parvenir, une simulation, à l'échelle macroscopique, est étudiée pour pouvoir prédire la forme d'un dépôt à partir des paramètres de projection et ceux liés à la trajectoire de la buse.

Cette étude se décompose en cinq chapitres :

Le premier chapitre donne les principaux éléments bibliographiques sur le principe du cold spray, l'élaboration de dépôts réalisés par ce procédé. Il se concentrera notamment sur les dépôts réalisés dans une optique de réparation ou de fabrication additive. D'autre part, la métallurgie de l'alliage d'aluminium 2024 ainsi que la métallurgie des poudres seront aussi étudier. Cette partie présentera également les différents types de simulations portant sur le cold spray qui existent.

Le deuxième chapitre permet de décrire les matériaux utilisés lors de l'étude comme la poudre d'Al2024. Cette partie présentera aussi les différentes installations cold spray choisies pour l'élaboration des dépôts ainsi que les différents équipements d'essais, d'observations et d'analyses utilisés pour cette thèse.

Le troisième chapitre de cette étude présente le traitement thermique effectué sur les particules de poudre avant leur projection. Les propriétés des particules de poudres traitées et non traitées seront comparées afin de montrer l'effet du traitement thermique et en donner des interprétations métallurgiques.

Dans le quatrième chapitre, les dépôts réalisés avec différents jeux de paramètres sont examinés afin de déterminer l'influence de chaque paramètre sur leurs propriétés. De même, l'impact qu'a eu le traitement thermique des particules de poudre sur les caractéristiques des revêtements y sera analysé.

Le dernier chapitre de l'étude se concentre sur la simulation de la construction d'un dépôt. Cette simulation ne se fonde pas sur l'impact de particules mais sur des données plus macroscopiques, comme le profil de cordons (dépôt réalisé avec un unique passage de buse), afin de pouvoir modéliser des dépôts complets et épais avec un temps de calcul raisonnable.

Enfin, une dernière partie résumera les différents résultats présentés de ces travaux ainsi que les questions restées en suspens. Des perspectives et des axes de recherche seront également proposés à des fins d'approfondissement.

Chapitre 1 : Bibliographie

Sommaire

CHAPITRE 1 : BIBLIOGRAPHIE 13

Introduction 17

1. Procédé Cold Spray 17
   - 1.1. Cold spray parmi les procédés de projection thermique 17
   - 1.2. Principe du procédé cold spray 18
   - 1.3. Influences des différents paramètres de projection 19
     - 1.3.1. Choix du gaz 19
     - 1.3.2. Température de projection 20
     - 1.3.3. Pression de projection 21
     - 1.3.4. Distance de projection 21
     - 1.3.5. Angle de projection 22
   - 1.4. Cold spray pour la fabrication additive 23

2. Fabrication additive par cold spray 24
   - 2.1. Place du cold spray parmi les différents procédés de fabrication additive 24
   - 2.2. Etat de l'art de la fabrication additive par cold spray 25
     - 2.2.1. Réparation 25
     - 2.2.2. Fabrication direct de pièce 26
   - 2.3. Différentes techniques de fabrication additive par cold spray 27

3. Elaboration de dépôts d'alliages d'aluminium 2024 29
   - 3.1. Propriétés de l'alliage d'aluminium 2024 29
     - 3.1.1. Composition du 2024 30
     - 3.1.2. Processus de durcissement par traitement thermique 30
   - 3.2. Métallurgie des poudres 32

4. Simulation numérique du procédé cold spray 32
   - 4.1. Particules en vol 32
   - 4.2. Simulation d'impact 34
     - 4.2.1. Simulation d'une particule élémentaire 34
     - 4.2.2. Simulation d'impact multi-particule 36
   - 4.3. Modèle d'empilement 38

Références bibliographiques 40

Introduction

Ce chapitre a pour objectif de présenter les éléments nécessaires à la compréhension de cette thèse sur la fabrication additive par cold spray.

La première partie de ce chapitre présente le procédé de projection dynamique par gaz froid plus communément appelé cold spray et l'influence des différents paramètres du procédé. La deuxième partie permet de situer le cold spray parmi les procédés de fabrication additive. La troisième partie porte sur l'élaboration de dépôt d'alliages d'aluminium. La dernière partie de chapitre montre les différentes simulations du procédé.

1. Procédé cold spray

La projection dynamique par gaz froid, ou plus communément appelée cold spray, est le plus récent procédé de la famille de la projection thermique. Il a été développée à L'institut de Mécanique Théorique et Appliquée de la branche sibérienne de l'Académie Russe des Sciences par le docteur Anatoli Papyrin et ses collègues, dans les années 1980, [1], [2]. Au cours de ces essais, il a mis en évidence que les particules d'aluminium à vitesse élevée, n'érodent plus le substrat mais y adhéraient. A. Papyrin et col. en ont conclu que la formation du revêtement était attribuée à la vitesse élevée des particules, entre 400 et 500 $m.s^{-1}$ et non aux faibles températures des particules en vol. Le concept de projection dynamique à froid est ainsi né. Le premier brevet américain a été publié en 1994 [3] et le premier brevet européen en 1995 [4].

1.1. Cold spray parmi les procédés de projection thermique

Le procédé cold spray appartient à la famille des procédés de projection thermique, même si l'adhésion des particules est liée à l'énergie cinétique et non thermique comme pour les autres procédés de cette famille. De par ce fait, les températures des gaz et des particules de poudres mises en jeu lors de ce procédé sont bien plus faibles, entre 20 et 1100°C pour le gaz, puisque les particules restent à l'état solide et les vitesses atteintes par celles-ci sont comprises entre 300 et 1200 $m.s^{-1}$, figure I.1. Le cold spray est le procédé le plus récent de cette famille, [5][6].

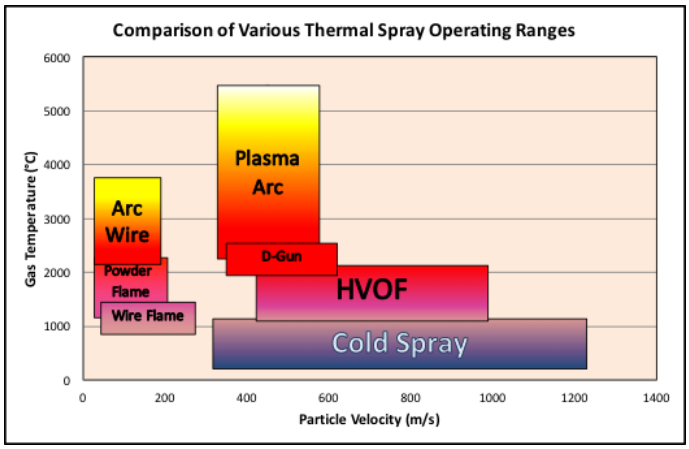


Figure I. 1 : Température de gaz et vitesse de particules des différents procédés de projection thermique.

1.2. Principe du procédé cold spray

Le cold spray est un procédé permettant de projeter des particules à l'état solide à des vitesses élevées, figure I.2.

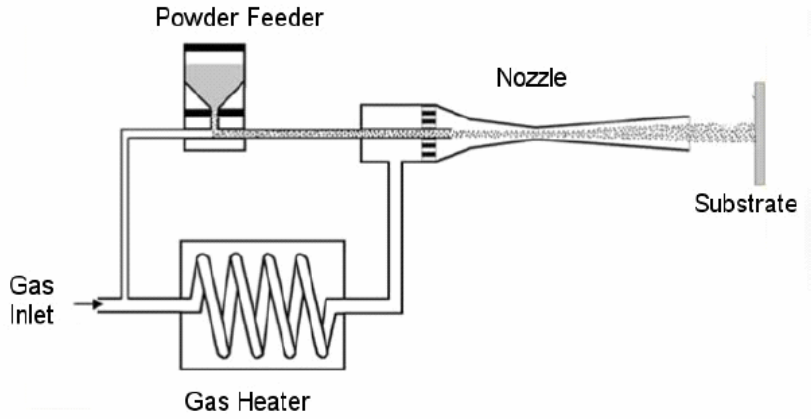


Figure I. 2 : Schéma de principe du Cold Spray, [1].

Un gaz inerte, généralement de l'azote ou de l'hélium, est mis sous pression, une petite partie de ce gaz sert à acheminer la poudre du distributeur jusqu'à la buse, tandis que l'autre partie est chauffée par une résistance pouvant atteindre des températures jusqu'à 1100°C. Le gaz chaud et les particules de poudre passent ensuite dans une buse dite de Laval, c'est-à-dire une buse à section convergente puis divergente. Cette buse permet d'accélérer fortement le gaz dans la partie divergente lors de sa détente. Les particules de poudre injectées dans la partie convergente ou divergente sont alors accélérées par le gaz jusqu'à atteindre des vitesses comprises entre 300 et 1200 $m.s^{-1}$, [6].

Pour que les particules puissent adhérer au substrat, elles doivent dépasser une vitesse minimale appelée vitesse critique. Si cette vitesse n'est pas atteinte par les particules, celles-ci rebondissent et n'adhérent pas au dépôt. En revanche, si les particules ont une vitesse trop élevée, supérieure à la vitesse d'érosion, alors les particules rebondissent en érodant le substrat, figure I.3. Quand la vitesse des particules est comprise entre la vitesse critique et la vitesse d'érosion les particules se déforment plastiquement et peuvent ainsi adhérer au dépôt. La taille des particules a une légère influence sur la vitesse critique, plus le diamètre d'une particule est petit plus la vitesse critique sera élevé, [7].

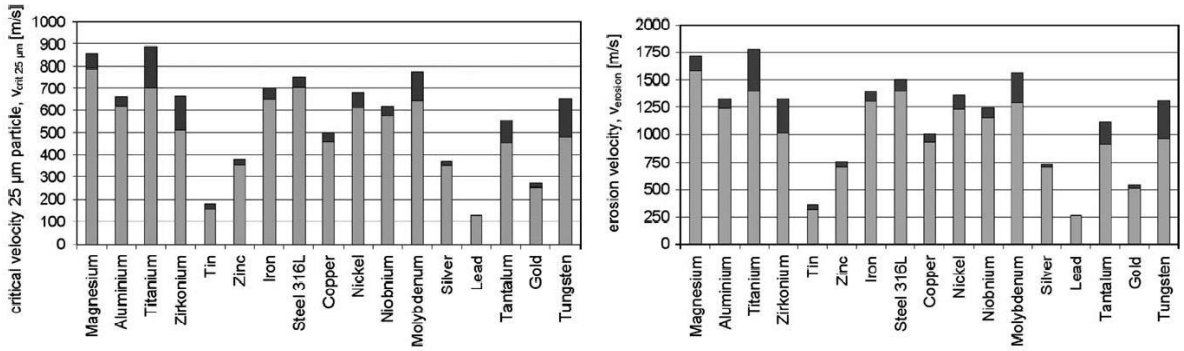


Figure I. 3 : Vitesse critique et vitesse d'érosion de différents matériaux, [7].

1.3. Influences des différents paramètres de projection

1.3.1. Choix du gaz

Les principaux gaz utilisés pour la projection cold spray sont des gaz neutres comme l'azote, l'hélium ou encore de l'air dans le cas des installations « basse pression ». La vitesse de ces gaz peut être exprimée via l'équation suivante où avec γ le rapport des capacités calorifiques définies à pression et volume constants, R la constante des gaz parfait, T la température du gaz, et M la masse molaire du gaz. [8]

$$\alpha = \sqrt{\frac{\gamma RT}{M}}$$

Accroître la vitesse du gaz, donc celle des particules, peut être réalisé de plusieurs manières, en augmentant la température de celui-ci ou encore un choisissant un gaz plus léger comme l'hélium à la place de l'azote. L'hélium reste un gaz peu utilisé du fait de son coût très élevé comparé à celui de l'azote, même s'il permet d'accélérer la vitesse des particules pour une même pression et température, figure I.4, [9].

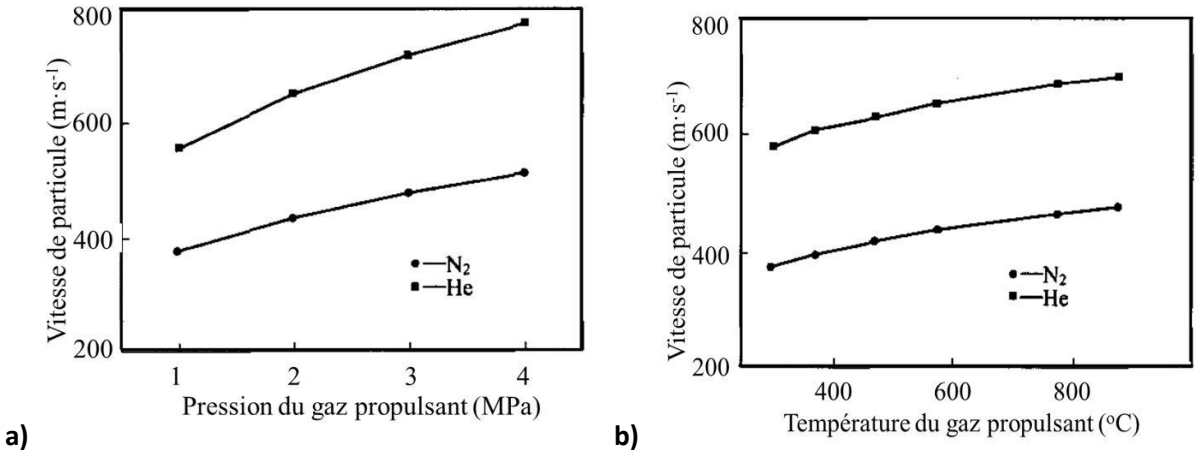


Figure I. 4 : Variation de la vitesse en fonction a) de la pression du gaz et b) de la température du gaz, [9].

1.3.2. Température de projection

La température du gaz est un des paramètres les plus influents dans le cas de la projection dynamique par gaz froid. L'élévation de la température du gaz permet d'augmenter la vitesse du gaz et celles des particules. D'autre part, le fait d'augmenter la température permet également d'accroître la température de la particule provoquant un adoucissement thermique de la particule facilitant ainsi l'adhérence de celle-ci au dépôt. L'augmentation de la température des particules permet de réduire la vitesse critique donc d'améliorer le rendement. La hausse de la température du gaz a également permis d'augmenter l'adhérence revêtement-substrat, figure I.5, [5][10].

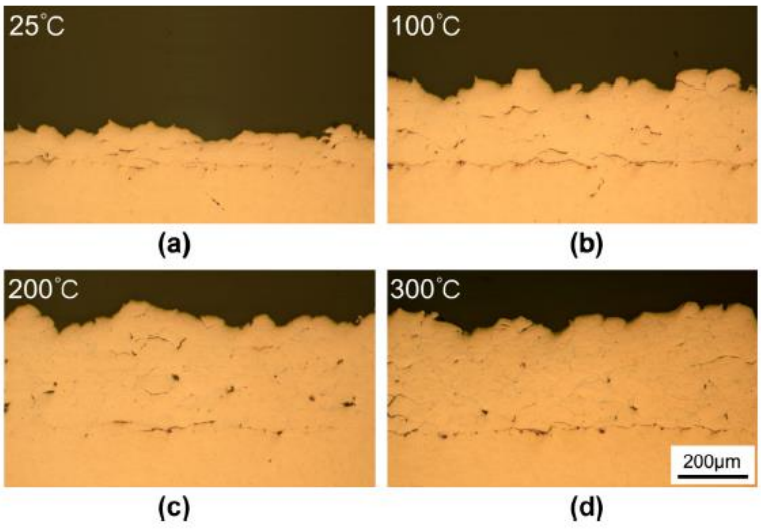


Figure I. 5 : Coupe micrographique d'un dépôt de cuivre sur un substrat de cuivre en fonction de la température de préchauffage des particules, [11].

En revanche, le fait d'augmenter la température des particules par préchauffage conduit à la diminution de la dureté du dépôt, [11].

1.3.3. Pression de projection

L'augmentation de la pression du gaz permet d'améliorer le rendement de projection, en accélérant les particules de poudres. Cette évolution du rendement est particulièrement visible lorsque la pression utilisée est relativement basse. A partir d'une certaine valeur, l'effet de continuer à augmenter ce paramètre semble limité voire inexistant. Dans le cas de la projection d'aluminium, pour une pression de 0,7 MPa le rendement est d'environ 5% contre 30% pour des pressions de 1,5 et 2,5 MPa, [12].

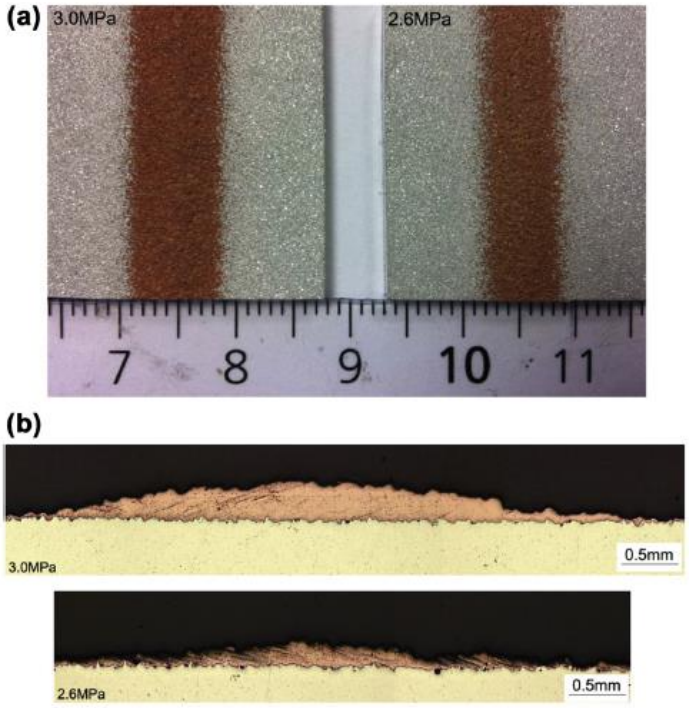


Figure I. 6 : Photographies de cordons de cuivre sur des substrats en aluminium a) vue de dessus b) vue en coupe, [13].

L'augmentation de la pression du gaz de projection permet également d'élargir le diamètre du jet projection en même temps que le rendement comme le montre la figure I.6, [13].

Dans le cadre de la projection cold spray, la poudre peut être injectée en deux endroits différents : dans la partie convergente de la buse d'où le terme de cold spray haute pression ou dans la partie divergente de la buse dans ce cas on parle de cold spray basse pression. Généralement, les cold spray haute pression permettent d'atteindre des pressions plus élevées, jusqu'à 5 MPa que les cold spray basse pression sont limité à une pression maximale de 1,5 MPa.

1.3.4. Distance de projection

La distance de projection optimale est comprise entre 10 et 100 mm en projection cold spray, [14]. Cette distance optimale varie en fonction de la nature et de la granulométrie de la poudre projetée. Lorsqu'on

s'écarte de cette distance optimale, le rendement diminue et le taux de porosité du revêtement augmente. En revanche, la distance de projection n'a que peu d'influence sur la dureté du revêtement, [15].

1.3.5. Angle de projection

Les projections sont généralement réalisées avec un angle de 90°, pour certaines pièces présentant une géométrie complexe ou des difficultés d'accès, l'angle de projection peut être amené à évoluer donc à diminuer. Or l'angle de projection a une influence majeure sur le rendement de projection et sur l'adhérence du dépôt, [16][17] [18].

L'influence de l'angle de projection peut être divisée en trois zones, figure I.7, [19][20][21].

- Entre 90° et 70°, l'angle de projection a peu d'influence et le rendement est maximal. Dans certains cas le rendement pour un angle de 80° peut même être légèrement supérieur à celui pour un angle de 90°, [22].
- Entre 70° et 50°, le rendement de projection diminue jusqu'à chuter de manière drastique, c'est-à-dire d'atteindre un rendement quasiment nul, c'est la zone de transition.
- En dessous de 50°, le rendement est nul. Il est impossible de construire un revêtement, les particules rebondissant.

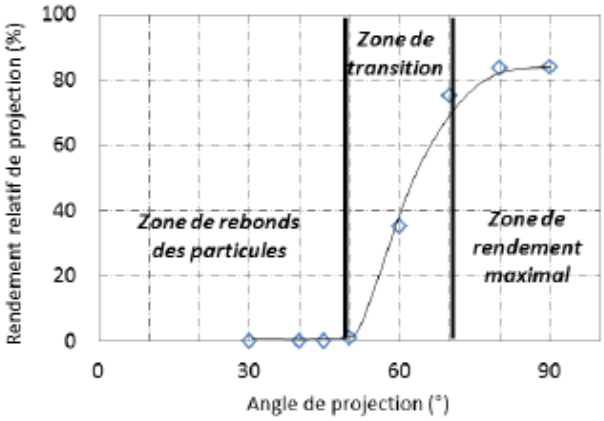


Figure I. 7 : Courbe de rendement relatif d'aluminium 1050 sur des substrats en 2024-T3 en fonction de l'angle de projection dans le cas de cordon, [19].

La diminution du rendement ainsi que de l'adhérence quand l'angle de projection diminue peut être expliqué par le fait que la composante de la vitesse normale au substrat diminue alors que celle tangente au substrat augmente. Or seule la composante normale de la vitesse est importante pour la projection cold spray.

1.4. Cold spray pour la fabrication additive

Le procédé cold spray permet de réaliser des dépôts avec des rendements élevés, en particulier pour les métaux purs, pouvant aller jusqu'à des valeurs supérieures à 90%. De plus, les revêtements obtenus par cold spray sont très denses, avec des taux de porosité très souvent inférieurs à 1%, et pouvant être proches d'un matériau massif.

L'absence de changement de phase présente plusieurs avantages. Le premier est que les propriétés initiales de la poudre, telles que sa composition chimique ou sa microstructure, sont conservées. Le fait que les particules restent à l'état solide tout au long du processus limite également les contraintes résiduelles de tension au sein du dépôt. En effet, la plupart de ces contraintes sont générées par le changement de phase ainsi que par la contraction du dépôt lorsqu'il refroidit.

Cela permet aussi la construction de revêtements avec une très large gamme d'épaisseur, pouvant aller d'une centaine de micromètres jusqu'à atteindre plusieurs centimètres d'épaisseur (figure I.8), en fonction du choix du couple de matériaux substrat / dépôt qui influe également sur la répartition des contraintes donc sur l'épaisseur maximale su revêtement.

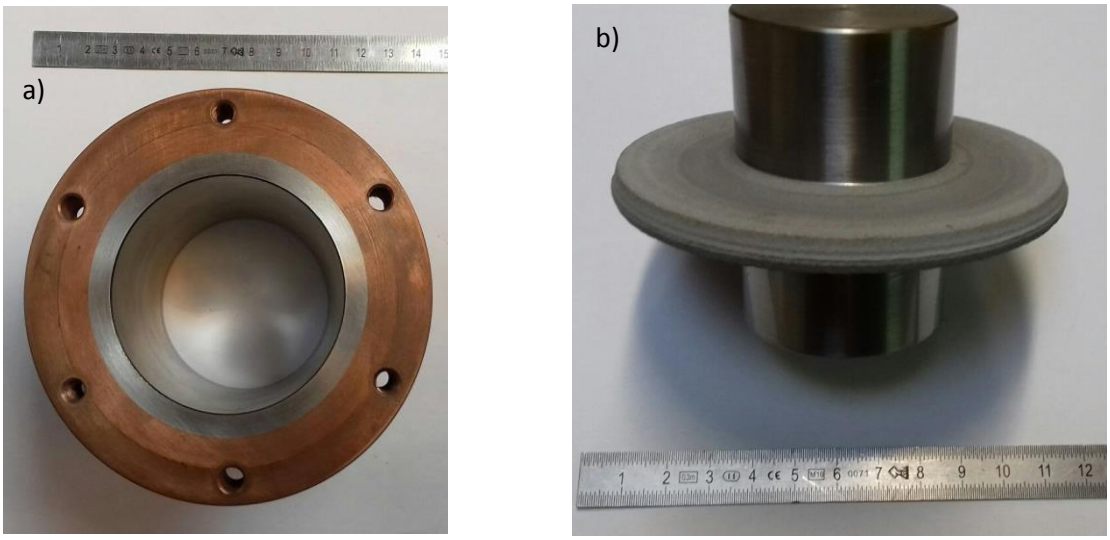


Figure I. 8 : a) Dépôt de cuivre sur de l'acier inoxydable, b) dépôt d'aluminium / alumine sur un substrat en acier, [document Mallard, Saint Antoine la Forêt].

En outre, les dépôts réalisés par cold spray possèdent des propriétés mécaniques élevées, parfois proches de celles des matériaux massifs. D'autre part, les faibles températures du gaz et des particules, lors de la projection, permettent d'obtenir des taux d'oxydation très faibles, c'est-à-dire des dépôts quasi exempts d'oxydes, [5] [6]. Il est donc possible de réaliser par cold spray des revêtements présentant de bonnes propriétés de conduction électrique et thermique.

Le cold spray, de par toutes ses propriétés, semble donc être un procédé adapté à la fabrication additive, [23] [24] [25].

2. Fabrication additive par cold spray

2.1. Place du cold spray parmi les différents procédés de fabrication additive

Les procédés de fabrication additive regroupent l'ensemble des procédés permettant de réaliser des pièces par ajouts de matière successifs et non par enlèvement de celle-ci comme c'est le cas en usinage. Ces procédés possèdent de nombreux avantages d'un point de vue économique car ils nécessitent moins de matière pour réaliser une pièce ainsi que la possibilité de réaliser des formes impossibles à effectuer par usinage.

Les procédés de fabrication additive les plus connus sont ceux par fusion comme le SLM (Selective Laser Melting), le LBD (Layer Beam Deposition) ou le FFF (Fused Filament Fabrication) ce dernier étant utilisé dans les imprimantes 3D. Les procédés par fusion, comme leurs noms l'indiquent, nécessitent de faire fondre la matière afin d'obtenir la forme voulue. Le cold spray n'a que récemment été ajouté à la liste des procédés de fabrication additive en tant que CSAM (Cold Spray additive Manufacturing) [26].

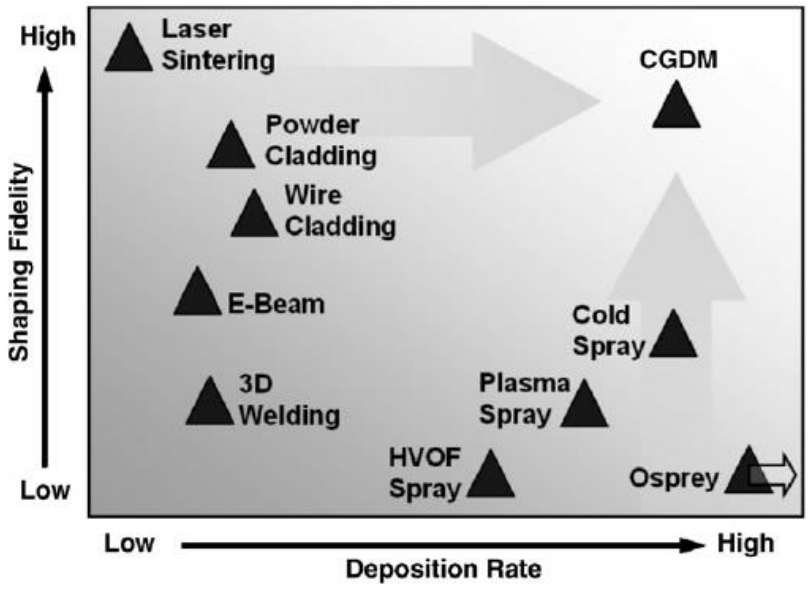


Figure I. 9 : Comparaison du cold spray avec les autres procédés de fabrication additive et de projection thermique, [27].

Par rapport aux autres procédés de projection, le cold spray permet de meilleurs rendements de dépôt, ce qui permet une plus grande productivité, même si la précision de la forme obtenue est moindre que celle d'autres procédés comme le frittage sélectif par laser, figure I.9. Le cold spray est plus adapter pour le « near net shape manufacturing » c'est-à-dire la réalisation de pièce proche de la forme définitive, [26][27].

De plus le cold spray présente l'avantage de pouvoir réaliser des pièces de grandes dimensions, ce qui reste problématique pour les procédés de fabrication additive par lit de poudre dont la dimension maximale des pièces est limitée par la taille de l'installation, [26][28].

D'autre part, les éprouvettes cold spray, après un traitement thermique, présentent des propriétés semblables voire supérieures à celles réalisées par d'autre procédé de fabrication additive par fusion comme le SLM après un traitement thermique identique, [26][29][30][31].

2.2. Etat de l'art de la fabrication additive par cold spray

Le cold spray, en dehors de son application aux revêtements, est considéré comme procédé de fabrication additive pour deux applications majeures, la réparation et la fabrication de pièces, [26][32].

2.2.1. Réparation

La réparation par cold spray peut être utilisée pour de petites zones, comme sur des carénages d'aéronef ou pour des réparations plus massives, comme le simple ajout de matière sur une pièce, figures I.10 et I.11. Le cold spray est généralement utilisé pour recharger des pièces dont certaines zones ont été oxydées, abimées ou pour des défauts d'usinage.

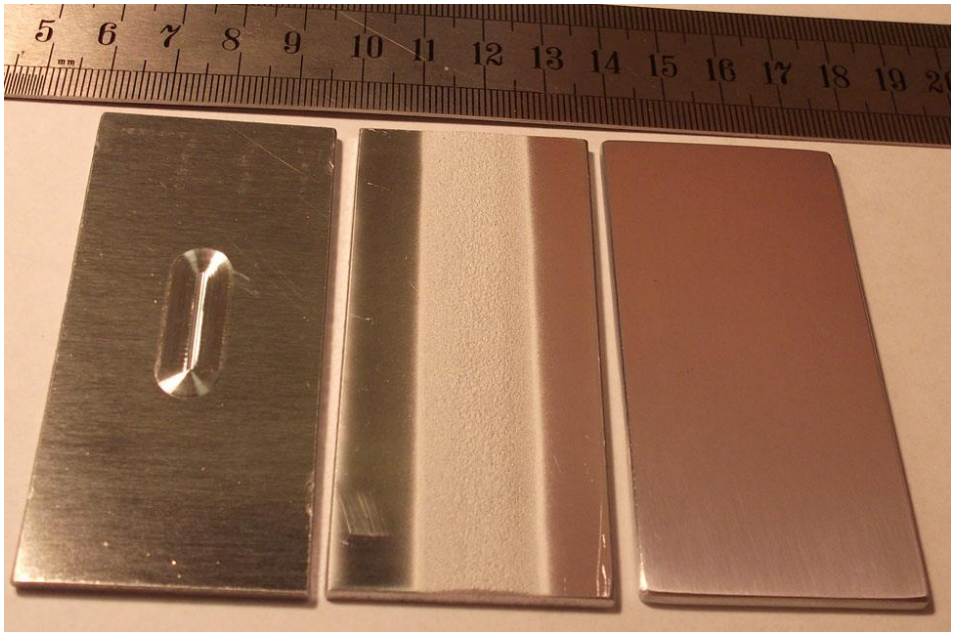


Figure I. 10 : Image montrant des plaques, endommagées (à gauche), après réparation cold spray (milieu), après polissage (à droite), [13].

Figure I. 11 : Ajout par fabrication additive par cold spray sur une pièce a) avant projection, b) après projection, c) après usinage, [33].

2.2.2. Fabrication direct de pièce

Depuis quelques années, le procédé cold spray est développé afin de réaliser de nombreuses pièces. En 2014, Impact Innovations a présenté une pièce de 7kg en titane réalisée par cold spray puis usinée, figure I.12. Ce procédé permet également de créer des pièces multi-matériaux comme le montre la figure I.13, cette pièce est composée de quatre couches de différents matériaux, de l'extérieur à l'intérieur, du 316L, du cuivre, de l'aluminium et du titane. Le fait de pouvoir mélanger ces différents matériaux peut permettre de créer des pièces spécifiques pour une application précise.

Figure I. 12 : Pièce réalisée par Impact Innovations en titane (environ 7kg).

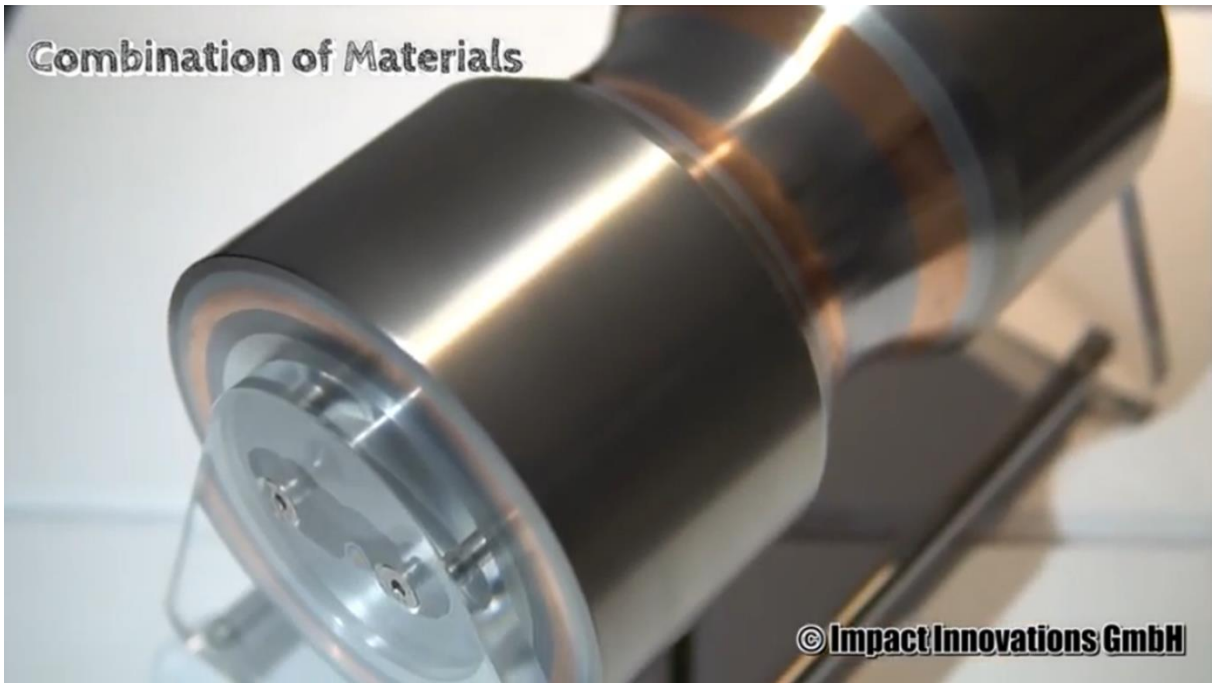


Figure I. 13 : Pièce multi-matériau réalisée par cold spray et usinée par Impact Innovations.

Le cold spray permet de réaliser des pièces de très grande taille, en effet l'entreprise Titomic (Melbourne, Australie) peut réaliser des pièces dont les dimensions vont de 9 m par 3 m par 1,5 m, ce qui est impossible avec les procédés de fabrication additive classiques.

2.3. Différentes techniques de fabrication additive par cold spray

En fonction de la forme à réaliser, différentes techniques de projections cold spray peuvent être utilisées. Dans le cas du rechargement de défaut, un trou à combler par exemple, la vitesse d'éclairement peut être modifiée en fonction de l'épaisseur de revêtement à déposer. Plus l'épaisseur de revêtement à déposer est grande, plus la vitesse d'éclairement sera faible. Au contraire, s'il y a peu de dépôt à réaliser, la vitesse d'éclairement augmentera. Cette stratégie permet de combler un défaut sans réaliser une grande surépaisseur sur les parties moins profondes du défaut, [34].

Par exemple, afin de construire des dépôts hauts mais de faible largeur, adopter une stratégie de projection adaptée est nécessaire. On commence par réaliser un cordon de forme triangulaire en projetant avec un angle de 90°, puis on change l'angle de projection à 45° et 135° par rapport au substrat afin de projeté des cordons de forme triangulaire sur chacune des face du premier cordon afin de former un rectangle, figure I.14. Puis en répétant cette séquence cela permet d'obtenir les dépôts visibles sur la figure 1.15, [35]. Avec cette technique il est possible de venir créer des renforts sur des pièces.

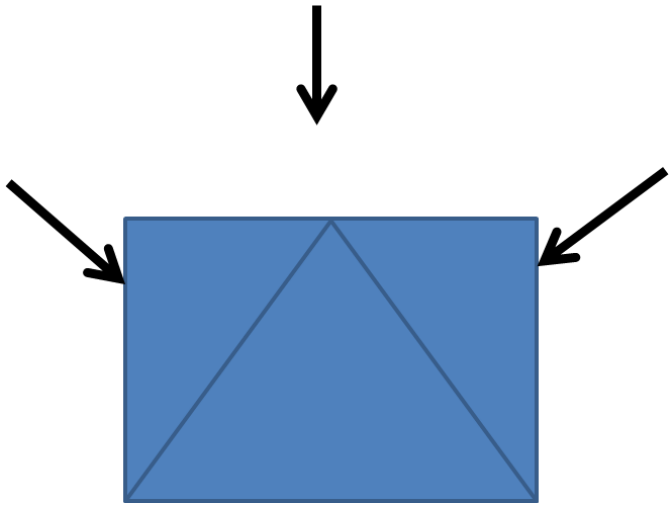


Figure I. 14 : Schéma présentant la stratégie de projection pour la construction de dépôt hauts mais de faible largeur.

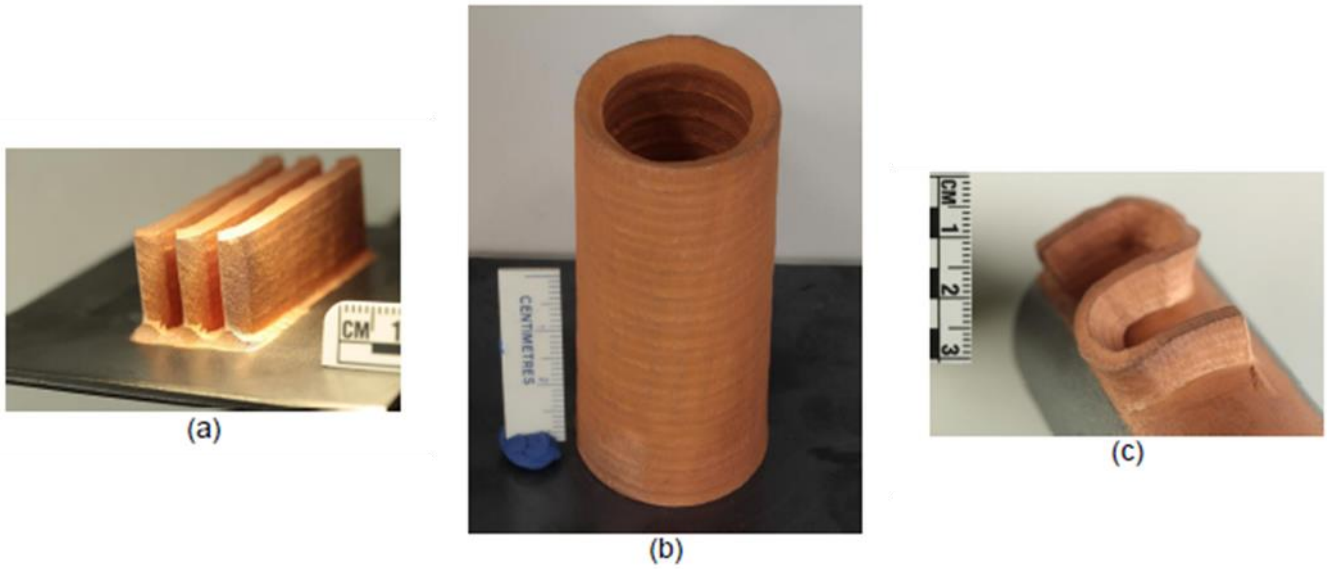


Figure I. 15 : Fin muret réalisé par cold spray, a) linéaire, b) forme libre sur un substrat plan et c) forme libre sur un substrat convexe, [35].

Il existe une autre solution afin de créer des murets fins et hauts sans avoir à appliquer la stratégie décrite précédemment. Cette solution ne dépend pas d'une nouvelle stratégie mais passe par une modification de la géométrie de la buse, qui permet de réaliser des cordons non plus triangulaires mais rectangulaires, comme le montre la figure I.16.

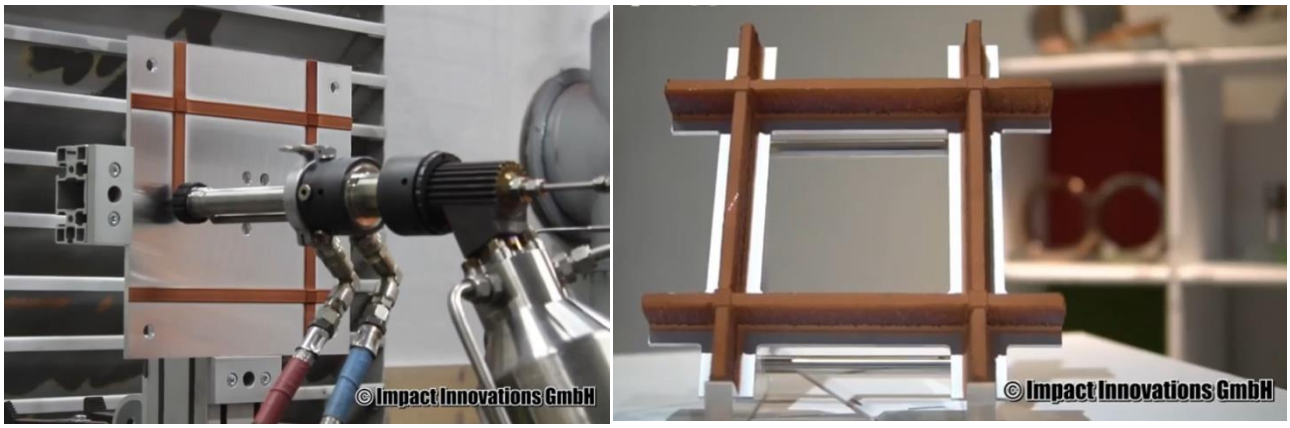


Figure I. 16 : Réalisation de muret avec une buse optimisée par Impact Innovations, en début et en fin de projection.

3. Elaboration de dépôts d'alliages d'aluminium 2024

De nombreuses études ont été réalisées sur des dépôts d'aluminium pur afin de caractériser leurs différentes propriétés. Cependant, dans le cas de la fabrication additive, il convient de s'intéresser, non pas à l'aluminium pur mais aux alliages d'aluminium employés pour la réalisation des pièces industrielles, qu'elles soient des pièces de structure ou non.

Contrairement à l'aluminium dont le rendement par projection cold spray dépasse souvent les 90%, il n'en est pas de même pour les alliages d'aluminium. En effet, les rendements obtenus pour différents alliages sont nettement moins bons que ceux de l'aluminium pur. Cette différence peut être expliquée en grande partie par le fait que les particules d'alliages d'aluminium sont plus dures que celles d'aluminium pure. D'autre part, la capacité de déformation, autrement dit la ductilité de l'aluminium pur est supérieure à celle des alliages d'aluminium. (La ductilité d'un matériau dépend de nombreux paramètres comme par exemple la densité des dislocations et leur mobilité au sein du matériau.) Peu de publications donnent le rendement exact de ces alliages même si elles annoncent parfois des rendements très bas comme c'est le cas pour des poudres d'aluminium 7075, [36]. Les valeurs de rendement obtenues pour l'aluminium 6016 sont proches de 50%, et de 20 à 40% pour l'aluminium 5056, [34]. La différence de rendement traduit la différence de comportement entre la projection de poudres d'aluminium pur et celles d'alliages d'aluminium.

3.1. Propriétés de l'alliage d'aluminium 2024

L'alliage d'aluminium 2024 est l'un des alliages les plus couramment utilisés, en particulier dans le domaine aéronautique de par ses caractéristiques mécaniques spécifiques élevées. C'est pourquoi il a été choisi de travailler sur cet alliage pour cette thèse.

3.1.1. Composition du 2024

L'alliage d'aluminium 2024, fait partie de la série 2000, c'est-à-dire des alliages d'aluminium dont les principaux éléments d'alliage sont le cuivre et le magnésium, figure I.17. Le cuivre sert à augmenter les propriétés mécaniques en formant des phases durcissantes alors que le magnésium permet d'alléger cet alliage.

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Zn	Ti	Cr	Al
0,5	0,5	3,8 à 4,9	0,3 à 0,9	1,2 à 1,8	0,25	0,15	0,1	Base

Figure I. 17 : Composition de l'alliage d'aluminium 2024 (% massique), [37].

3.1.2. Processus de durcissement par traitement thermique

Le 2024 fait partie des alliages corroyés et trempants, ses propriétés mécaniques dépendent donc du traitement thermique choisi, de ce fait, il est possible de les faire varier. Afin de durcir l'alliage, le traitement thermique se déroule en trois phases. La première phase est la mise en solution, elle consiste comme son nom l'indique à mettre les éléments d'alliages, comme le cuivre et le magnésium, principalement présents dans les autres phases (Al_2Cu, Al_2CuMg …), dans la solution solide d'aluminium. La deuxième étape est la trempe, c'est-à-dire un refroidissement rapide de l'alliage qui permet de figer la microstructure et ainsi d'éviter la formation de précipités. La solution solide d'aluminium est alors saturée et métastable à température ambiante. La dernière phase du traitement thermique est le revenu ou la maturation. Le revenu permet de maîtriser la décomposition de la solution solide et la formation de précipités durcissant l'alliage, c'est-à-dire que la taille et le nombre de précipité formé est contrôlé et optimisé, tandis que la maturation consiste en un vieillissement à température ambiante où la solution solide instable se décompose naturellement, figure I.19.

Les principales phases durcissantes de l'alliage d'aluminium 2024 sont les phases S (Al_2CuMg) et θ (Al_2Cu). On remarque aussi la présence des dispersoïdes ($Al_{20}CuMg_3$) dans la microstructure de l'alliage d'aluminium 2024, qui ont pour rôle de maitriser la taille des grains, figure I.18, [38].

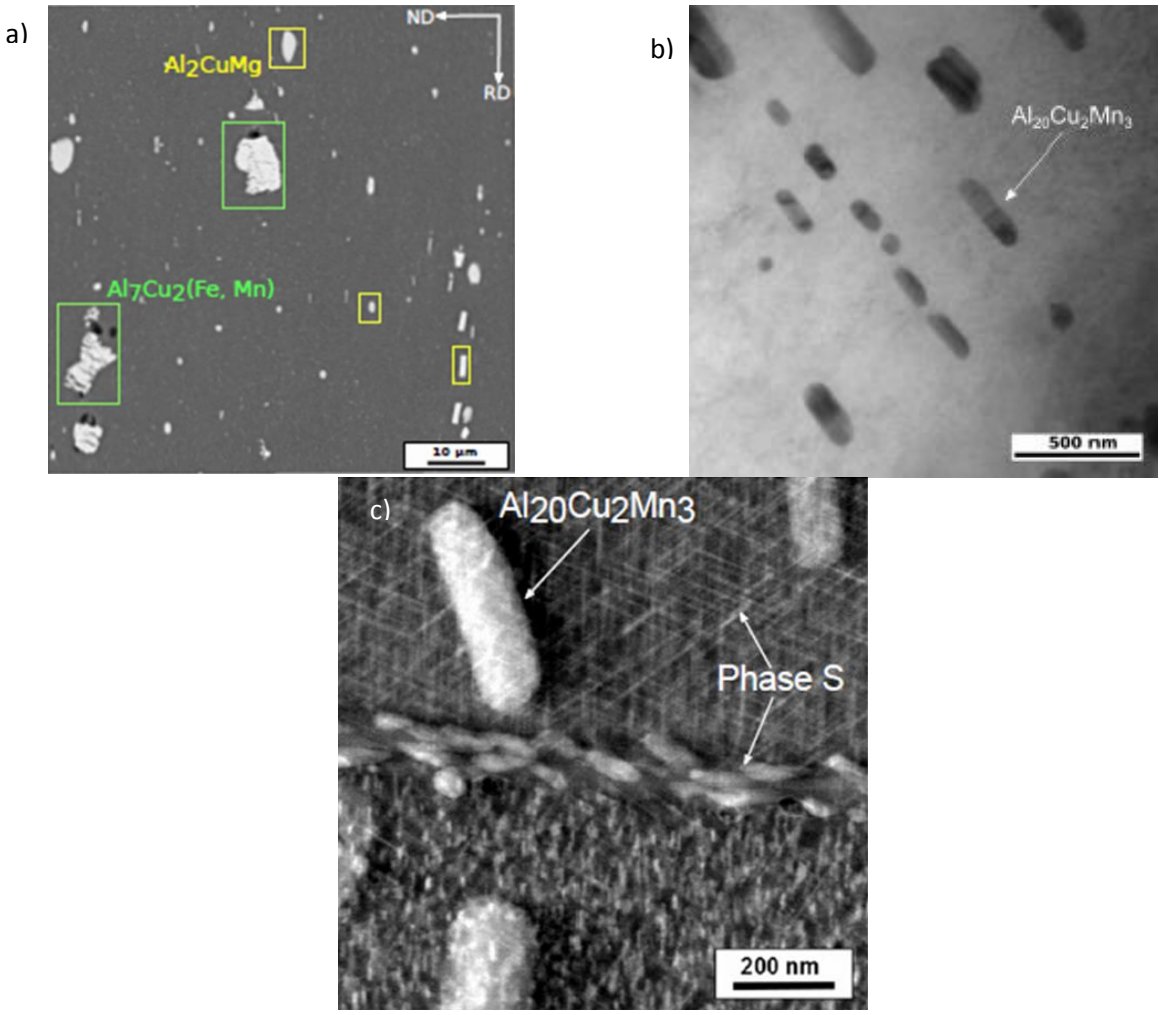


Figure I. 18 : Microstructure d'un alliage d'aluminium 2024 a) état T3 (MEB), b) état T3 (MET) c) état T8 (MET), [38].

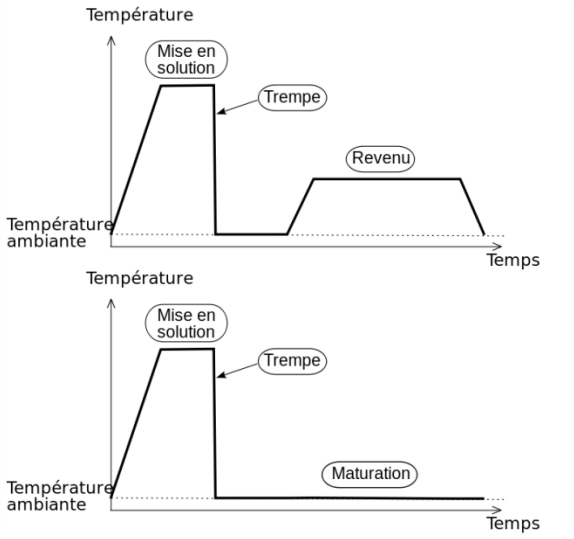


Figure I. 19 : Traitement thermique de l'alliage d'aluminium 2024.

3.2. Elaboration des poudres

Pour une utilisation cold spray, les poudres sont souvent fabriquées par atomisation, c'est-à-dire que la matière est fondue puis pulvérisée en fine gouttelettes par un jet de gaz neutre sous haute pression. La vitesse de refroidissement des poudres est donc beaucoup plus rapide comparée à celle en élaboration de lingot classique. Cela a pour effet que la microstructure des poudres fabriquées par atomisation est différente de celle des lingots, les poudres ont une microstructure dite cellulaire, figure I.20. Il existe très peu de références s'intéressant en détail à la microstructure des poudres, contrairement à la granulométrie ou la dureté des particules, avant que celle-ci ne soit transformée par un procédé, comme le frittage ou la projection. L'hypothèse est que la phase foncée soit de la solution solide d'aluminium tandis que les phases blanches correspondent à de la phase eutectique.

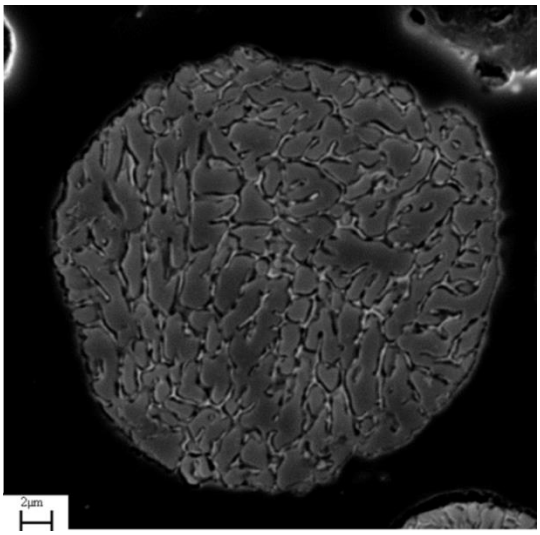


Figure I. 20 : Image MEB d'une particule de poudre d'aluminium 2024 attaquée au « Keller », vue en coupe.

4. Simulation numérique du procédé cold spray

4.1. Particules en vol

L'objectif de la simulation des particules en vol est de savoir comment elles se comportent lorsqu'elles sont accélérées jusqu'au substrat. Ces simulations permettent d'estimer la vitesse des particules, leur température ou encore la distance de projection optimale en fonction des caractéristiques des particules, comme leur taille ou leur composition chimique, et des paramètres de projection tels que la pression ou la température du gaz, figure I.21, [39]. En effet, les particules ne restent dans le jet que quelques centaines de nanosecondes

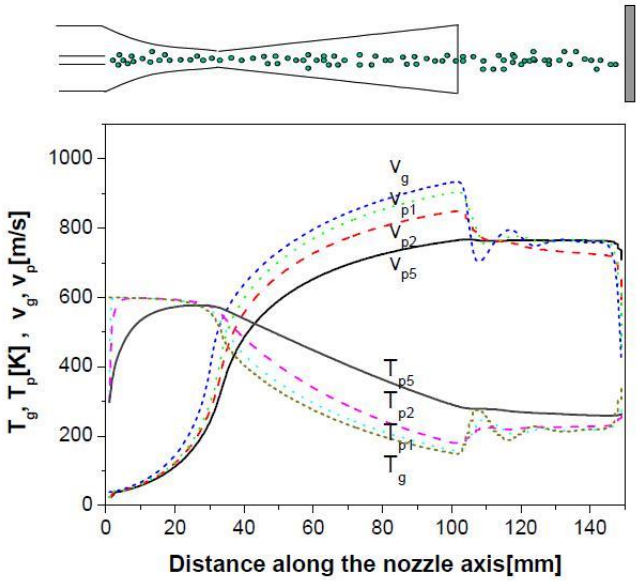


Figure I. 21 : Variations de température et de vitesse de gaz et des particules à l'intérieur et en sortie de buse pour différentes tailles de particule, D(p1) ~5 µm, D(p2)~35 µm et D(p5)~80 µm, [40].

Ces simulations permettent également de visualiser la répartition de vitesses des particules dans le jet et en fonction de la distance de projection. Les particules en périphérie du jet sont moins rapides que celles situées au centre du jet. De plus, une forte augmentation du débit de poudre provoque une baisse de la vitesse moyenne des particules de poudre, figure I.22.

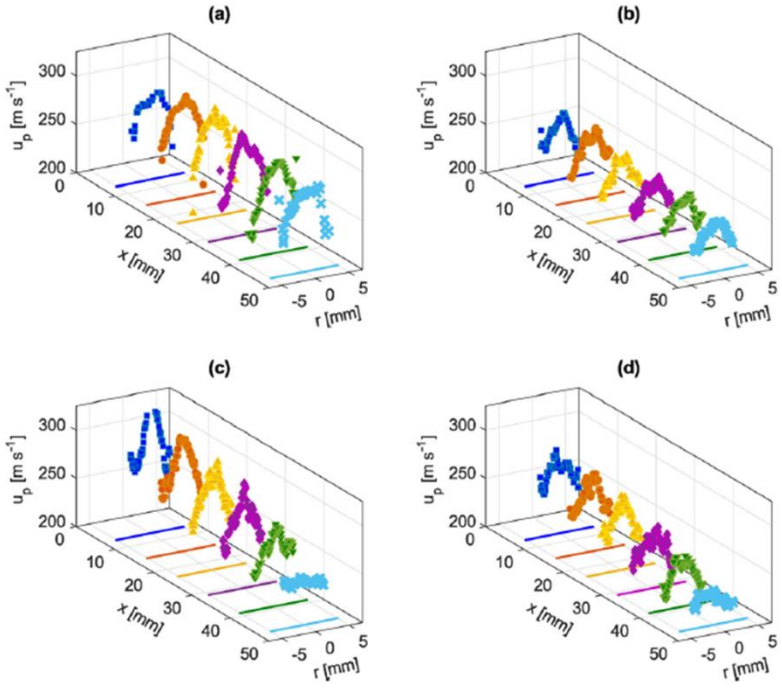


Figure I. 22 : Répartition de la vitesse des particules le long du jet pour de la Stellite-6 a) 29 g.min^{-1} b) 117 g.min^{-1} et pour de l'alumine c) 25 g.min^{-1} d) 119 g.min^{-1} , [41].

4.2. Simulation d'impact

La simulation d'impact permet de simuler localement ce qui se passe lorsque la particule entre en collision avec le substrat. Le modèle utilisé pour modéliser la déformation de la particule est celui de Johnson-Cook, [42][43].

4.2.1. Simulation d'une particule élémentaire

Les simulations d'impact d'une particule élémentaire montrent le phénomène d'instabilité par cisaillement adiabatique qui se matérialise par des jets de matière en périphérie de la zone d'impact, figure I.23. Ce phénomène est le résultat des transformations se produisant à l'interface entre la particule et le substrat.

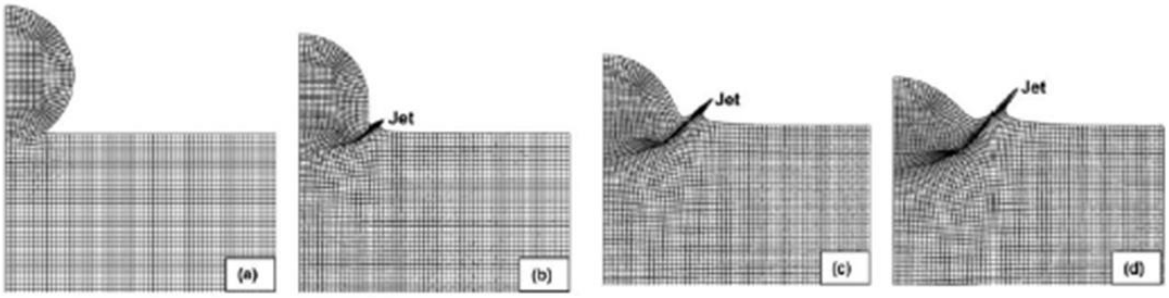


Figure I. 23 : Evolution temporelle d'une particule percutant un substrat à a) 4,4 ns b) 13,2 c) 22ns et d) 30,8 ns. Mise en évidence des jets de matière et de la déformation plastique du système particule-substrat, [43].

Ces simulations d'impact permettent de comprendre l'influence de paramètres tels que la rugosité de surface sur la déformation des particules, [44]. En effet, une rugosité plus grossière du substrat permet un plus grand enfoncement de la particule dans celui-ci, d'où une meilleure adhérence de la particule, [19]. Le substrat subit lui aussi de forte déformation à l'impact de la particule. Les petites vallées présentes en surface du substrat sont fortement déformées, figure I.24.

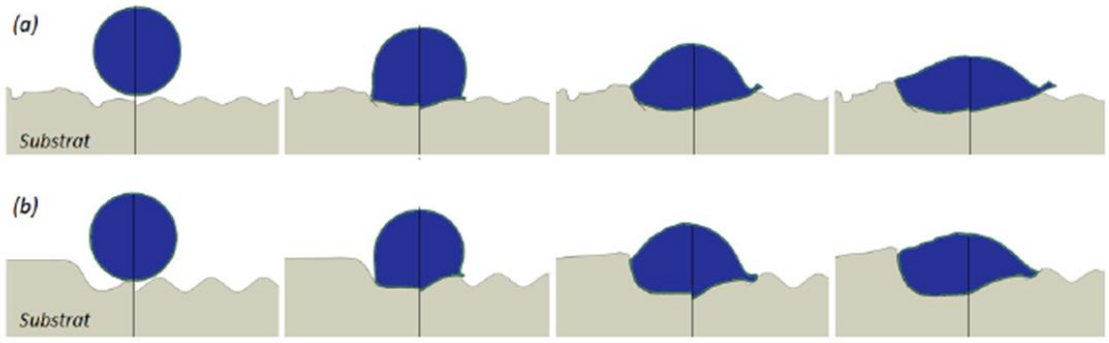


Figure I. 24 : Evolution temporelle de l'impact numérique d'une particule d'aluminium pur 1050 sphérique sur substrat d'aluminium 2024-T3 a) sablé finement b) sablé grossièrement avec un profil de rugosité réel (à gauche des sous figures) et équivalant (à droite des sous figures), [19].

La simulation d'impact a également permis de mettre en avant l'effet de l'angle sur l'impact d'une particule. En effet, plus l'angle d'impact diminue, plus la déformation de la particule devient asymétrique, [17] [18]. De la matière est éjectée en dehors du cratère, effet d'autant plus prononcé que l'angle d'impact de la particule est faible. De plus, la vitesse normale de la particule diminue en même temps que l'angle, ce qui fait que la profondeur du cratère formé par l'impact de la particule est également réduite. L'ancrage mécanique de la particule s'en trouve ainsi diminué, figure I.25. D'autre part, on peut constater l'absence de matière dans une partie du cratère due à la vitesse tangentielle de la particule, ce qui nuit à la liaison particule-substrat, figure I.26.

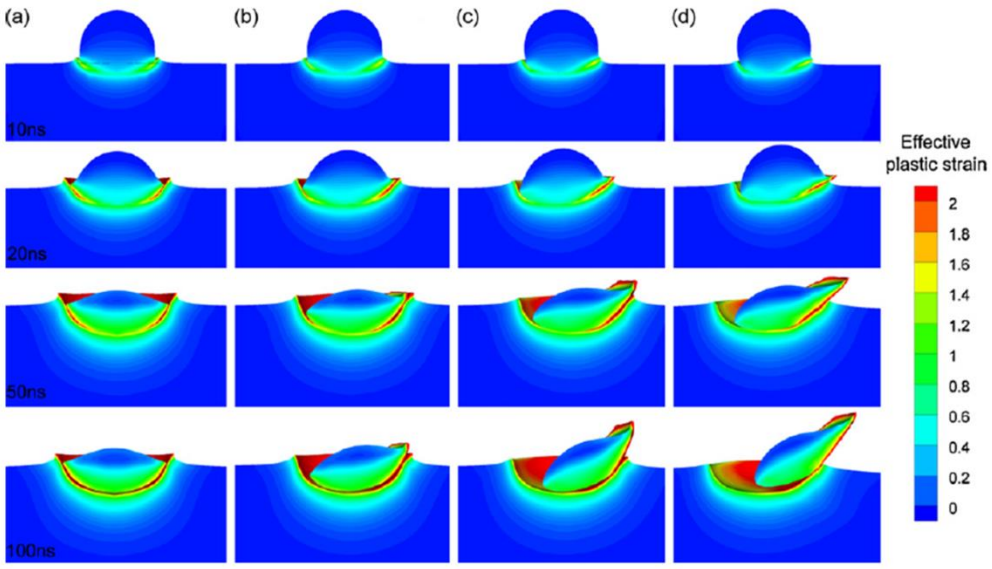


Figure I. 25 : Simulation par la méthode lagrangienne de la déformation plastique d'un particule de cuivre heurtant un substrat de cuivre à 50 mm.s^{-1} avec un angle d'incidence de a) 90° , b) 80°, c) 70° et d) 60°, [17].

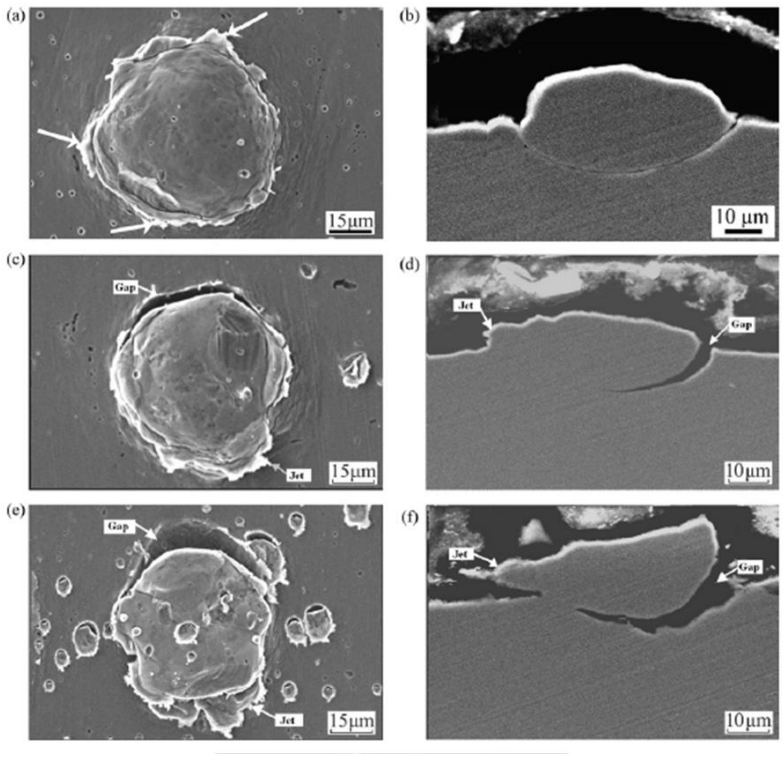


Figure I. 26 : Résultats expérimentaux relatif à une particule élémentaire de cuivre déposée sur un substrat de cuivre poli ,pour un angle d'incidence de 90° a) vue de dessus b) coupe micrographique, pour un angle d'incidence de 70° c) vue de dessus d) coupe micrographique et pour un angle d'incidence de 50° e) vue de dessus f) coupe micrographique, [17].

4.2.2. Simulation d'impact multi-particule

La simulation multi-particules permet de comprendre les interactions locales entre les différentes particules au moment de leur impact. Lorsqu'une particule heurte le substrat ou d'autres particules précédemment déposées celles-ci sont également déformées. Selon la morphologie des différentes particules d'alumine et d'aluminium, la porosité générée autour de la particule d'alumine, est plus ou moins grande après déformation des particules, figure I.27, [43].

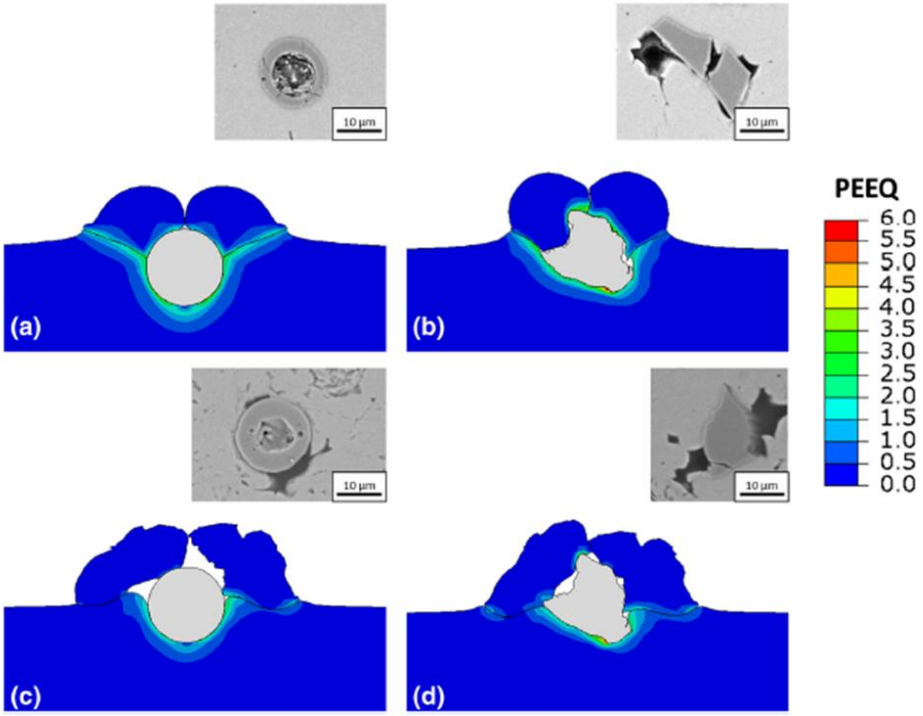


Figure I. 27 : Simulation de déformation (PEEK) dans quatre cas a) particules sphériques b) une particule d'alumine irrégulière et deux particules d'aluminium sphériques c) une particule d'alumine sphérique et deux particules d'aluminium irrégulières d) des particules irrégulières, [45].

Les simulations d'impact multi-particule sont un premier pas pour construire un dépôt de manière numérique en créant plusieurs couches de particules les unes au-dessus des autres afin de modéliser ce qui se passe lors d'une projection et de déterminer l'influence de différents paramètres sur cet empilement de particules, [11] [46] [47]. Cela permet de montrer que les particules des premières couches sont plus déformées que celles des couches supérieures, à cause des impacts successifs des différentes particules qui constituent le dépôt, même pour des particules de morphologie analogue à celle du corail, figure I.28 et I.29, [47] [48].

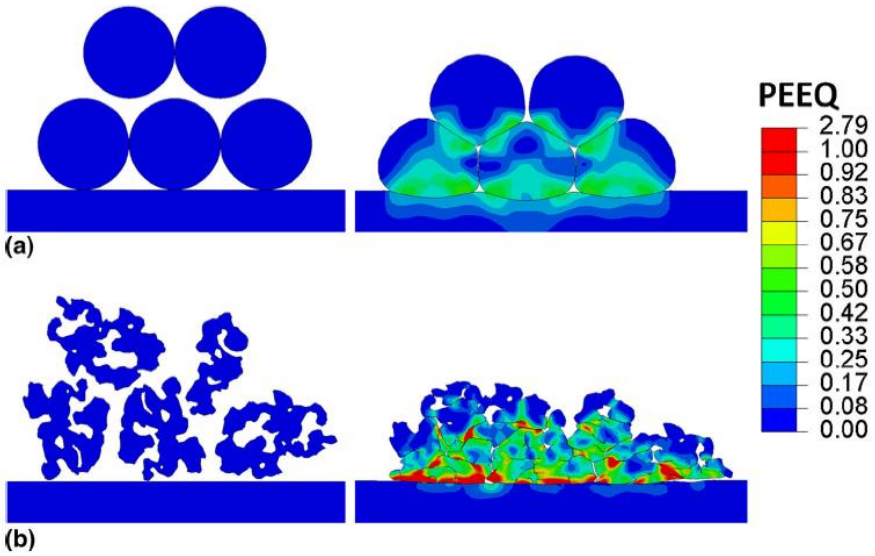


Figure I. 28 : Déformation plastique de a) 5 particules sphériques et b) 5 particules de morphologie corail avant et après impact à une vitesse de 463 m.s-1 et à une température de 188°C [47].

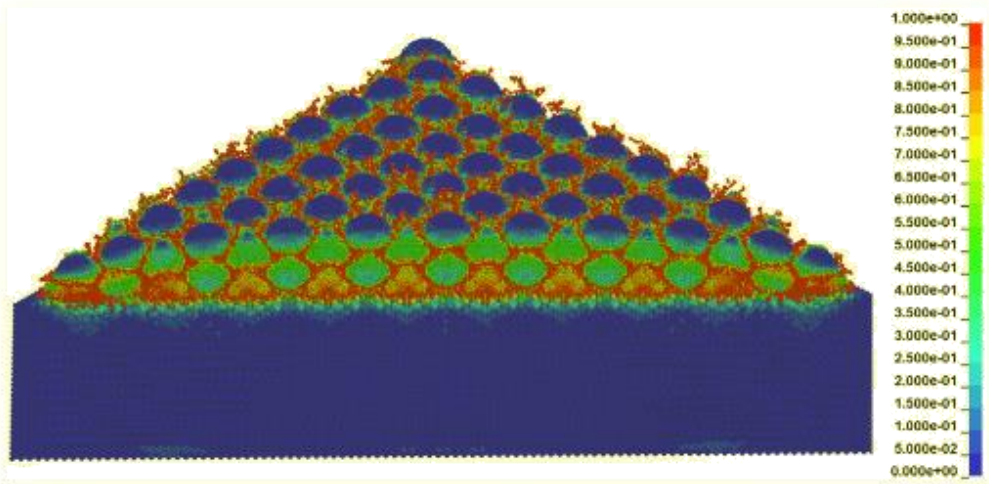


Figure I. 29 : Contour de particules de cuivre déposées sur un substrat [48].

4.3. Modèle d'empilement

Les simulations d'impact multi-particules permettent de construire un dépôt. Ces simulations sont pour la plupart obtenues par éléments finis. Cette méthode nécessite un temps de calcul long et mobilise de nombreuses ressources de calcul. Il est donc difficile de réaliser des simulations avec plus d'une centaine de particules. Or un véritable dépôt, même peu épais, est composé de plusieurs millions de particules, un dépôt de 10 mm x 10 mm x 1 mm contient environ 7 millions de particules de 30 µm de diamètre, ce qui est impossible à simuler par éléments finis. Afin de limiter le temps de calcul ainsi que les ressources nécessaires à celui-ci, des modèles d'empilement fondés sur la morphologie mathématique ont été créés, [49] [50].

Ces modèles sont fondés sur les simulations d'impact de différentes particules sur le substrat et sur les particules elles-mêmes afin d'obtenir les champs de déformation des particules comme des substrats. Une fois cette bibliothèque de champs de déformation créée, ces déformations sont empilées les unes sur les autres de manière à obtenir un dépôt, figure I.30.

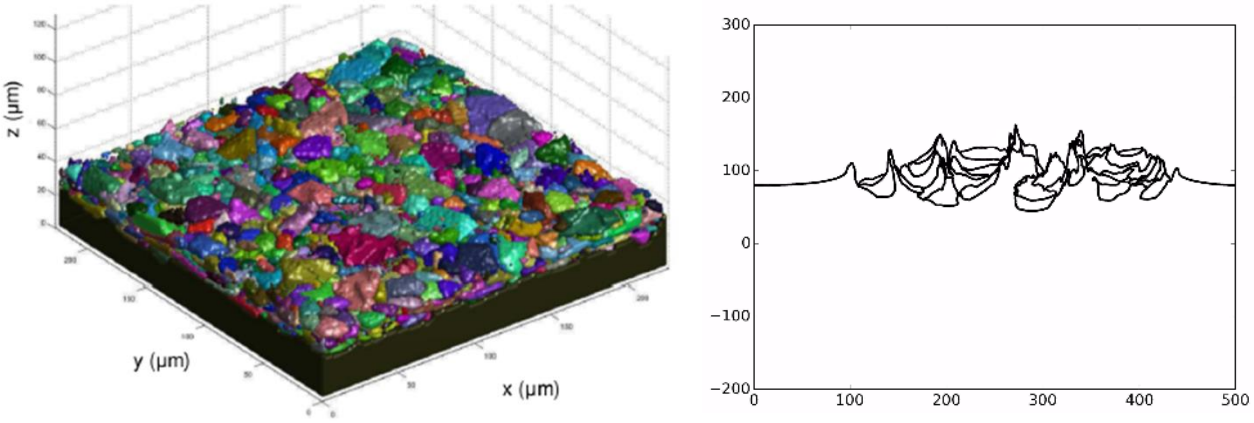


Figure I. 30 : Simulations réalisées à partir de modèles d'empilement, à gauche [49] et à droite [50].

Références bibliographiques

[1] CHAMPAGNE V. K., *The cold spray materials deposition process: fundamentals and applications*. Cambridge; Boca Raton: Woodhead ; CRC Press, 2007.

[2] VILLAFUERTE J. , *Current and future applications of cold spray technology*, Organic finishing, Ontario, Canada, p. 37‑39, 2010.

[3] PAPYRIN A., ALKHIMOV A. P., KOSAREV V. F., NESTEROVICH N. I., SHUSHPANOV M. M., *Method and device for coating*, EP 0 484 533 B1.

[4] KREYE H.,STOLTENHOFF T., *Cold spraying - A study of process and coating characteristics*, p. 419‑422.

[5] VILLAFUERTE J., *Modern Cold Spray : Materials, Process, and Applicaitons*.1re éd. in press. New York, USA : Springer, 2015.

[6] FAUCHAIS P., HEBERLEIN J.V.R., BOULOS M.I., *Thermal Spray Fundamentals.From Powder to Part*. 1re éd. New York, USA : Springer, 2014.

[7] SCHMIDT T., GARTNER F., ASSADI H., KREYE H., *Development of a generalized parameter window for cold spray deposition*, Acta Materials, vol. 54, n° 3, p. 729‑742, 2006.

[8] VAN STEENKISTE T.H., SMITH J.R., TEETS P.E., *Aluminum coating via kinetic spray with relatively large powder particle*, Surface Coating Technology, volume 154 (2002), pp 237-252.

[9] RALETZ F., *Contribution au développement d'un procédé de projection dynamique à froid (P.D.F.) pour la réalisation de dépôts de nickel*, Thèse de doctorat, Université de Limoges, 2005.

[10] LEE J., SHIN S., KIM H., LEE C., *Effect of gas temperature on critical velocity and deposition characteristics in kenetic spraying*, Applied Surface Science, volume 253 (2007), pp3512-3520.

[11] YIN S., WANG X.F., SUO X., LIAO H., GUO Z., LI W.Y., CODDET C., *Deposition behavior of thermally softened copper particles in cold spraying*, Acta Materialia, volume 61 (2013), pp 5105-5118.

[12] LEE H., SHIN H., LEE S., KO K., *Effect of gas pressure an Al coatings by cold gas dynamic spray*, Materials Letters, volume 62 (2008), pp 1579-81.

[13] YIN S., LIU Q., LIAO H., WANG X., *Effect of injection pressure on particle acceleration, dispertion and deposition in cold spray*, Computational Materials Science, volume 90 (2014), pp 7-15

[14] RALETZ F., EZO'O G., GERMAIN S., VARDELLE M., MARIAUX G., *Optimisation de la distance de tir en projection cold spray*, Mécanique & Industries, volume 12 (2011), pp 533-537.

[15] LI W.Y., ZHANG C., GUO X.P., ZHANG G., LIAO H.L., LI C.J., CODDET C., *Effect of standoff distance on coating deposition characteristics in cold spraying*, Materials and Design, volume 29 (2008), pp 297-304.

[16] LI G., WANG X.F., LI W.Y., *Effect of difference incidence angles on bonding performance in cold spraying*, Transactions of Nonferrous Metals Society of China, volume 17 (2007), pp 116-121.

[17] LI W.Y., YIN S., WANG X.F., *Numerical investigation of the effect of oblique impact on particle deformation in cold spraying by the SPH method*, Applied Surface Science, volume 256 (2010), pp 3725-3734

[18] YIN S., WANG X.F., LI W.Y., XU B.P., *Numerical study on the effect of substrate angle on particle velocity and normal velocity component on cold gas dynamic spraying based on CFB*, Journal of Thermal Spray Technologies, volume 19 (2010), pp 1155-1162

[19] BLOCHET Q., *Influence de la rugosité du substrat sur l'adhérence de revêtements à base d'aluminium élaborés par projection dynamique par gaz froid (« cold spray »)*, Thèse de doctorat, Ecole Nationale des Mines de Paris, 2015.

[20] BLOCHET Q., DELLORO F., N'GUYEN F., BORIT F., JEANDIN M., ROCHE K., SURDON G., *Influence of spray angle with Al for repair aircraft components*, in: Proceedings of the International Thermal Spray Conference (ITSC) 2014, 21-23 May, Barcelone, pp 69-74.

[21] BLOCHET Q., DELLORO F., N'GUYEN F., JEULIN D., BORIT F., JEANDIN M., *Effect of Cold-Sprayed Aluminum Coating-Substrate Interface Morphology on Bond Strength for Aircraft Repair Application*, Journal of Thermal Spray Technologies, volume 26 (2017), PP 671-686.

[22] LI C.J., LI W.Y., WANG Y.Y., *Effect of spray angle on deposition characteristics in cold spraying*, in: Thermal Spray 2003: Advancing the Science & Applying the Technology, ed. C. Moreau and B. Marple, ASM International, 2003, p. 91-96

[23] ASSADI H., KREYE H., GARTNER F., KLASSEN T., *Cold Spraying – A materiels perspective*, Acta Materialia, Volume 116 (2016), pp 382-407.

[24] PATHAK S., SAHA G., *Development of sustainable Cold Spray Coatings and 3D Additive Manufacturing Components for Repair Manufacturing Applications : A critical Review*, Coatings, volume 7 (2017), 122p.

[25] RAOELISON R.N., VERDY C., LIAO H., *Cold gas dynamic spray additive manufacturing today : Deposit possibilities, technological solutions and viable applications*, Materials and Design, volume 133 (2017), pp 266-287.

[26] YIN S., CAVALIERE P., ALDWELL B., JENKINS R., LIAO H., LUPOI R., *Cold spray additive manufacturing and repair : Fundamentals and Applications*, Additive Manufacturing (2018)

[27] PATTISON J., CELOTTO S., MORGAN R., BRAY M., O'NEILL W., *Cold gas dynamic manufacturing a thermal approach to freeform fabrication*, International Journal of Machine Tools an Manufacture, volume 47 (2007), pp 627-634.

[28] PATHAK S., SAHA G., *Development of Sustainable Cold Spray Coatings and 3D Additive Manufacturing Components for Repair/Manufacturing Applications : A Critical Review*, Coatings, volume 7 (2017), p 122.

[29] BAGHERIFARD S., MONTI S., ZUCCOLI M.V., RICCIO M., KONDAS J., GUAGLIANO M., *Cold spray deposition for additive manufacturing of freeform structural components compared to selective laser melting*, Materials Science and Engineering, volume 721 (2018), pp 339-350.

[30] CHEN C., REN Z., XIE Y., HUANG R., LIU M., YAN X., XIE X., LIAO H., *Effect of Hot Isostatic Pressing (HIP) on Microstructure and Mechanical Properties of Ti6Al4v Alloy Fabricated by Cold Spray Additive Manufacturing*, in: Proceedings of the International Thermal Spray Conference (ITSC) 2019, 26-29 May, Yokohama, pp 781-788.

[31] YIN S., JENKINS R., KAZADIS M., LUPOI R., *Hybrid additive manufacture of 316L stainless steel with cold spray and selesctive laser melting, microstructure, mechanical properties and case study*, in: Proceedings of the International Thermal Spray Conference (ITSC) 2019, 26-29 May, Yokohama, pp 802-809.

[32] CAVALIERE P., *Cold Spray Coatings Recent Trends and Future Perspectives*, 1e ed in press. New York, USA : Springer 2018.

[33] Moog Brochure: Cold Spray Surface Repair. Available online: http://www.midamericaaviation.com/products-services/cold-spray-surface-repair/ (accessed on 1 August 2017)

[34] GOJON S., *Etude sur l'élaboration et la caractérisation de revêtements en alliages d'aluminium et de magnésium par projection dynamique par gaz froid pour la réparation de pièces aéronautiques*, Thèse de doctorat, Université de Technologie de Belfort-Montbéliard, 2015.

[35] VO P., MARTIN M., Layer-by-layer buildup strategy for cold spray additive manufacturing, in: Proceedings of the International Thermal Spray Conference (ITSC) 2017, 7-9 June, Dusseldorf, pp 714-718.

[36] XIONG Y., ZHUANG W., ZHANG M., *Effect of the thickness of cold sprayed aluminum alloy coating on the adhesive bond strength with an aluminum alloy substrate*, Surface and Coatings Technology, volume 270 (2015), pp 259-265.

[37] DEVELAY R., *Aluminium et alliage d'aluminium corroyés : propriétés métalliques*, Techniques de l'ingénieur, M438, 1992.

[38] Briez L., *Relations microstructure-propriétés à haute température dans les alliages d'aluminium pour application aéronautique*, Thèse de doctorat, Ecole Nationale des Mines de Paris, 2018.

[39] HELFRICHT D., CHAMPAGNE V., *Optimal Particle Size for the Cold Spray Process*, in: Proceedings of the International Thermal Spray Conference (ITSC) 2006, 15-18 May, Seattle, pp .

[40] SCHMIDT T., ASSADI H., GARTNER F., RIECHTER H., STOLTENHOFF T., KREYE R KLASSEN T., *From Particle Acceleration to Impact and Bonding in Cold Spraying* , Journal of Thermal Spray Technologies, volume 18 (2009), pp. 794‑808.

[41] MEYER M.C., YIN S., MCDONNELL K.A., STIER O., LUPOI M., *Feed rate effect on acceleration in Cold Spray under low stagnation pressure conditions*, Surface and Coatings Technology, volume 304 (2016), pp 237-245.

[42] ASSADI H., GARTNER F., STOLTENHOFF T., KREYE H., *Bonding mechanism in cold gas spraying*, Acta Materialia, volume 51 (2003), pp 4379-4394

[43] GRUJICIC M., ZHAO C.L., DEROSSEL W.S., HELFRITCH D., *Adiabatic shear instability based mechanism for particles/substrate bonding in cols gas dynamic-spray process*, Materials and Design, volume 25 (2004), pp 681-688.

[44] YILDIRIM B., MUFTU S., *Simulation and analysis of the impact of micron-scale particles onto a rough surface*, International Journal of Solids and Structures, volume 49 (2012), pp 1375-1386

[45] LEGER P.E., SENNOUR M., DELLORO F., BORIT F., DEBRAY A., GASLAIN F., JEANDIN M., DUCOS M., *Multiscale Experimental and Numerical Approach to the Powder Particle Shape Effect on Al-Al2O3 Coating Build-Up*, Journal of Thermal Spray Technologies, volume 26 (2017), pp 1445-1460.

[46] YIN S., WANG X.F., LI W.Y., JIE H.E., *Effect of substrate hardness on the deformation behavior of subsequently incident particles in cold spray*, Applied Surface Science, volume 257 (2011), pp 7560-7565.

[47] MAC DONALD D., FERNANDEZ R., DELLORO F., JODOIN B., *Cold spraying of Among Process Titanium Powder for Additive Manufacturing*, Journal of Thermal Spray Technologies, volume 26 (2017), pp 598-609.

[48] SALEH M., LUZIN V., SPENCER K., *Analysis of the residual stress and bonding mechanism in the cold spray technique using experimental and numerical methods*, Surface coating Technologies, volume 252 (2014), pp. 15‑28.

[49] DELLORO F., *Méthodes morphologique et par éléments finis combinées pour une nouvelle approche de la modélisation 3D du dépôt par projection dynamique par gaz froid (« cold spray »),* Thèse de doctorat, Ecole Nationale des Mines de Paris, 2015.

[50] DESCURNINGES L.L, *Influence de l'oxydation des particules de poudres de tantale sur les propriétés des dépôts cold spray,* Thèse de doctorat, Ecole Nationale des Mines de Paris, 2013.

Chapitre 2 : Matériaux et Procédés

CHAPITRE 2 : MATERIAUX ET PROCEDES 45

Introduction 49

1. Matériaux 49
   - 1.1. Substrat 49
   - 1.2. Poudres 49

2. Procédé d'élaboration par cold spray 51
   - 2.1. Installations cold spray 51
     - 2.1.1. Installation cold spray « haute pression » 51
     - 2.1.2. Installation cold spray « moyenne pression » 54
     - 2.1.3. Installation cold spray « basse pression » 55
   - 2.2. Mesure de la vitesse des particules en vol 56

3. Moyens de caractérisation des poudres et des revêtements 60
   - 3.1. Microscopie 60
   - 3.2. Dureté 60
   - 3.3. Profilométrie 61

4. Moyen de Calcul 61

Références bibliographiques 61

Introduction

Cette partie a pour objectif de présenter les matériaux et les installations utilisés lors de cette étude. Les matériaux ont été choisis pour leurs propriétés mécaniques élevées et pour leur usage fréquent dans l'industrie.

1. Matériaux

1.1. Substrat

Les substrats utilisés au long de cette étude sont des tôles en alliage d'aluminium 2024 T3 fournies par Dassault Aviation. Deux épaisseurs de tôle différentes ont été choisies : 3 mm et 10 mm. Ces tôles ont été découpées à différentes dimensions selon les besoins. Les tôles de 10 mm ont servi à l'usinage des substrats non plans. Le substrats a une dureté moyenne de 131,2 HV0,05.

1.2. Poudres

Pour cette étude, il a été choisi de travailler avec de la poudre d'alliage d'aluminium 2024 (AISI 2024). La poudre est produite par atomisation par la société chinoise Chengdu Best Materials et est fournie par HTC (High Tech Company, Saint Jean de Braye, France). Deux lots de poudre d'aluminium 2024 ont été approvisionnés. Le premier lot de poudre est appelé HTC1 et le second lot est appelé HTC2. La poudre est de morphologie sphérique mais comporte quelques particules de forme irrégulière, figures II.1 et II.2.

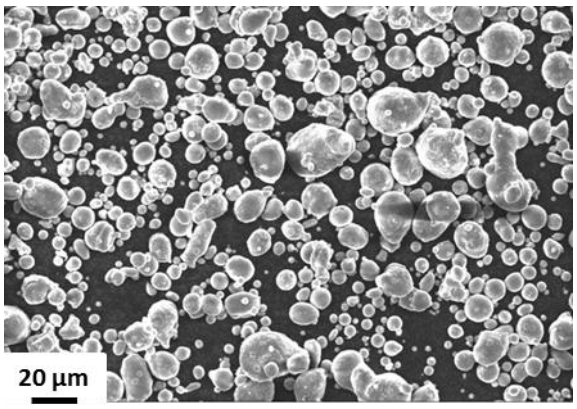


Figure II. 1 : Image MEB de poudre libre 2024 HTC1.

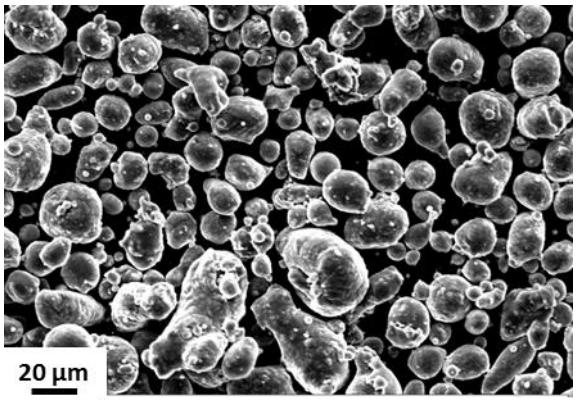


Figure II. 2 : Image MEB de poudre libre 2024 HTC2.

Les deux lots de poudre présentent des propriétés similaires, comme leur morphologie, leur dureté ou encore leur granulométrie. La granulométrie des deux poudre se situe autour des mêmes valeurs centrales, 17 µm pour le lot HTC1 et 19 µm pour le lot HTC2. En revanche, la granulométrie de la poudre HTC1 est plus dispersée, tableau II.1 et figure II.3.

	HTC1	HTC2
Dv10	6 µm	13 µm
Dv50	17 µm	19 µm
Dv90	48 µm	29 µm

Tableau II. 1 : Granulométrie des poudres HTC1 et HTC2.

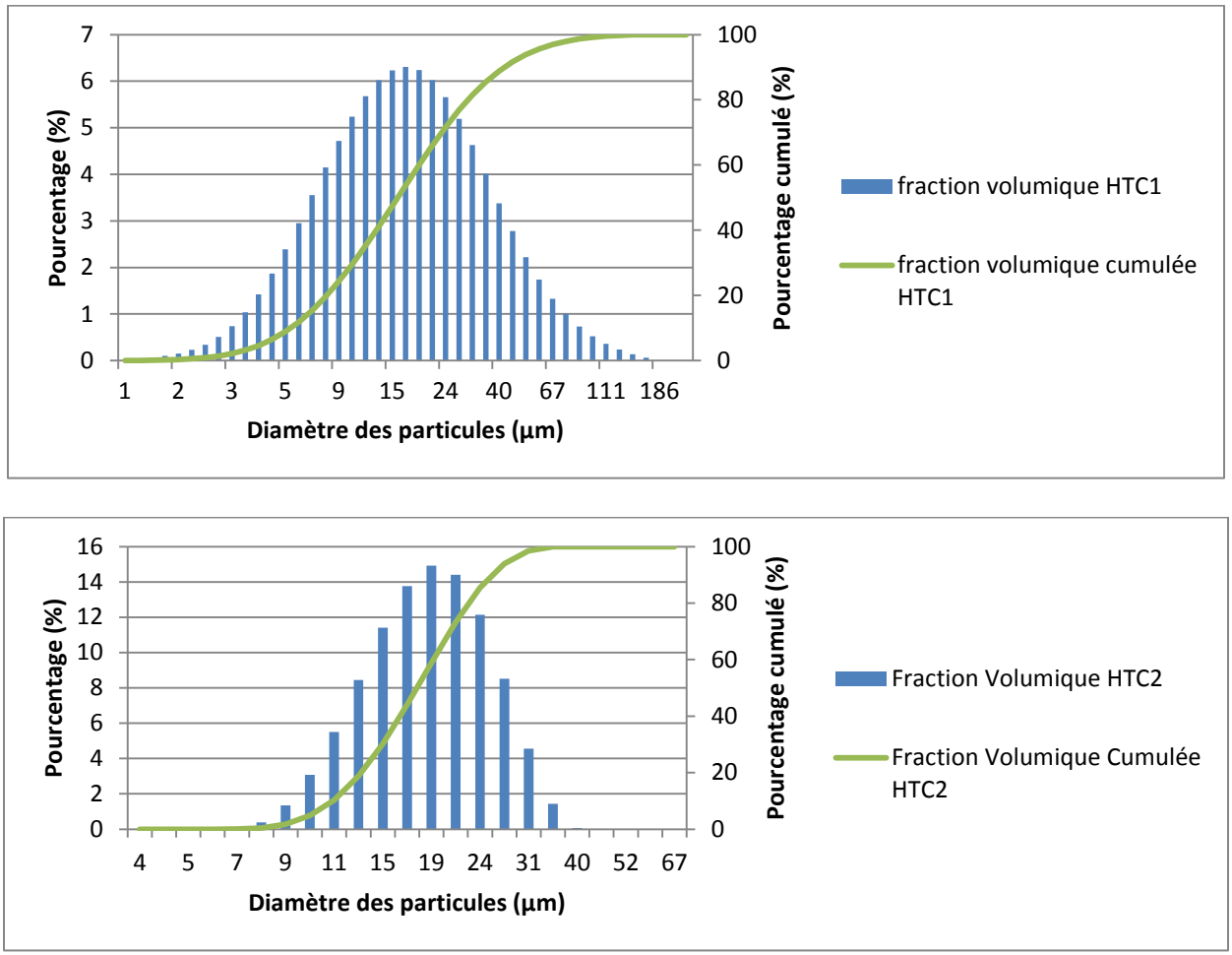


Figure II. 3 : Répartition granulométrique des poudres HTC1 et HTC2.

Les particules de poudre présentent une microstructure de type cellulaire, comme expliqué dans le chapitre 1, partie 3.2, figure II.4. Les caractéristiques des poudres seront détaillées dans le chapitre 3.

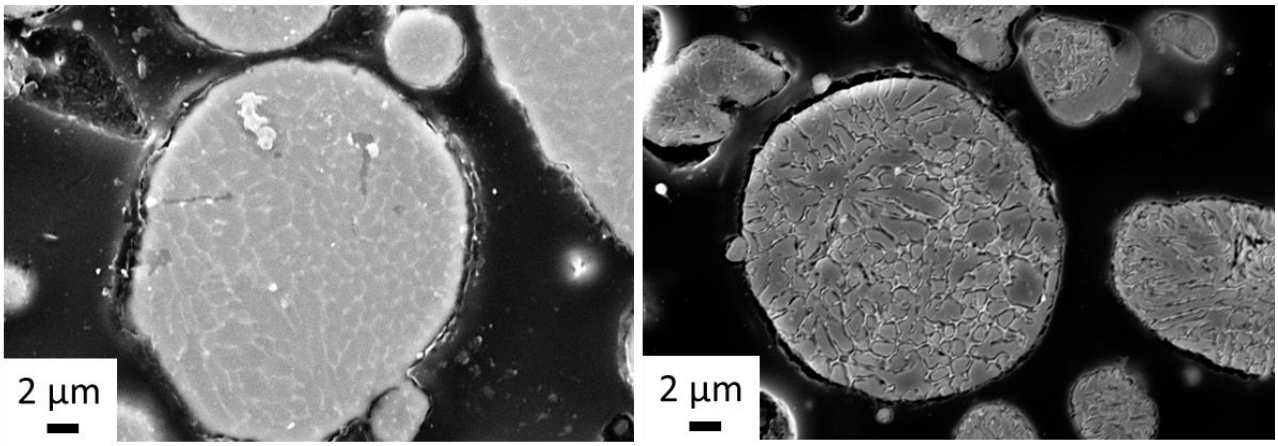


Figure II. 4 : Microstructure des poudres en coupes polie et attaquée au Keller HTC1 et HTC2, images MEB (électrons secondaires).

2. Procédé d'élaboration par cold spray

2.1. Installations cold spray

Pour l'étude, trois installations cold spray ont été utilisées. Ces trois installations possèdent différentes plages de fonctionnement permettant de faire varier les paramètres de projection donc la vitesse des particules, dans une large gamme.

2.1.1. Installation cold spray « haute pression »

La première installation utilisée est une installation d'Impact Innovations (Rattenkirchen, Allemagne), le Spray System 5/11, figure II.5. Cet équipement est situé chez Mallard (Saint Antoine la Forêt, France), partenaire dans cette étude de thèse, une entreprise spécialisée dans la projection thermique et l'usinage. Cette installation permet de réaliser des projections pour des pressions comprises entre 1,5 et 5 MPa et pour une température allant jusqu'à 1100°C. Dans la suite de cette étude, ce cold spray est appelé cold spray « haute pression », du fait des pressions considérées comme hautes qui peuvent donc être générées par ce système.

L'équipement cold spray de Mallard est équipé d'un robot 6 axes permettant de réaliser des trajectoires complexes, même si dans le cadre de cette étude, seules des trajectoires de recouvrement sont effectuées.

Figure II. 5 : Equipement dit à "haute pression" , Spray System 5/11 - Impact Innovations, actuel catalogue, https://www.impact-innovations.com.

Figure II. 6 : Installation cold spray "haute pression" installée chez Mallard.

La géométrie de la buse utilisée est présentée dans la figure II.7. La particularité de l'installation « haute pression » est que la buse est refroidie par un flux d'eau contrairement aux deux autres installations. De plus, la poudre est injectée dans la partie convergente de la buse de manière perpendiculaire au flux du gaz (injection radiale).

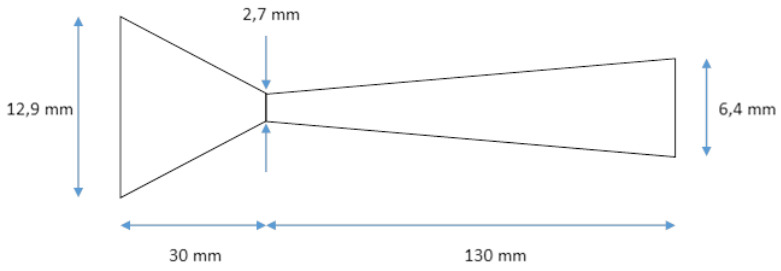


Figure II. 7 : Schéma en coupe de la buse du système Impact Innovations (SiC-OUT1).

La présence du système de refroidissement sur la buse SiC-OUT1 n'a pas d'influence sur la vitesse ou la température des particules, comme le montre la figure II.8. [1] Le système de refroidissement a pour but de limiter le colmatage de la buse, due aux particules, notamment celles de petites tailles, qui adhèrent à la paroi interne de la buse, ce système permet donc d'augmenter la température du gaz lors de la projection en empêchant ou limitant le colmatage de la buse.

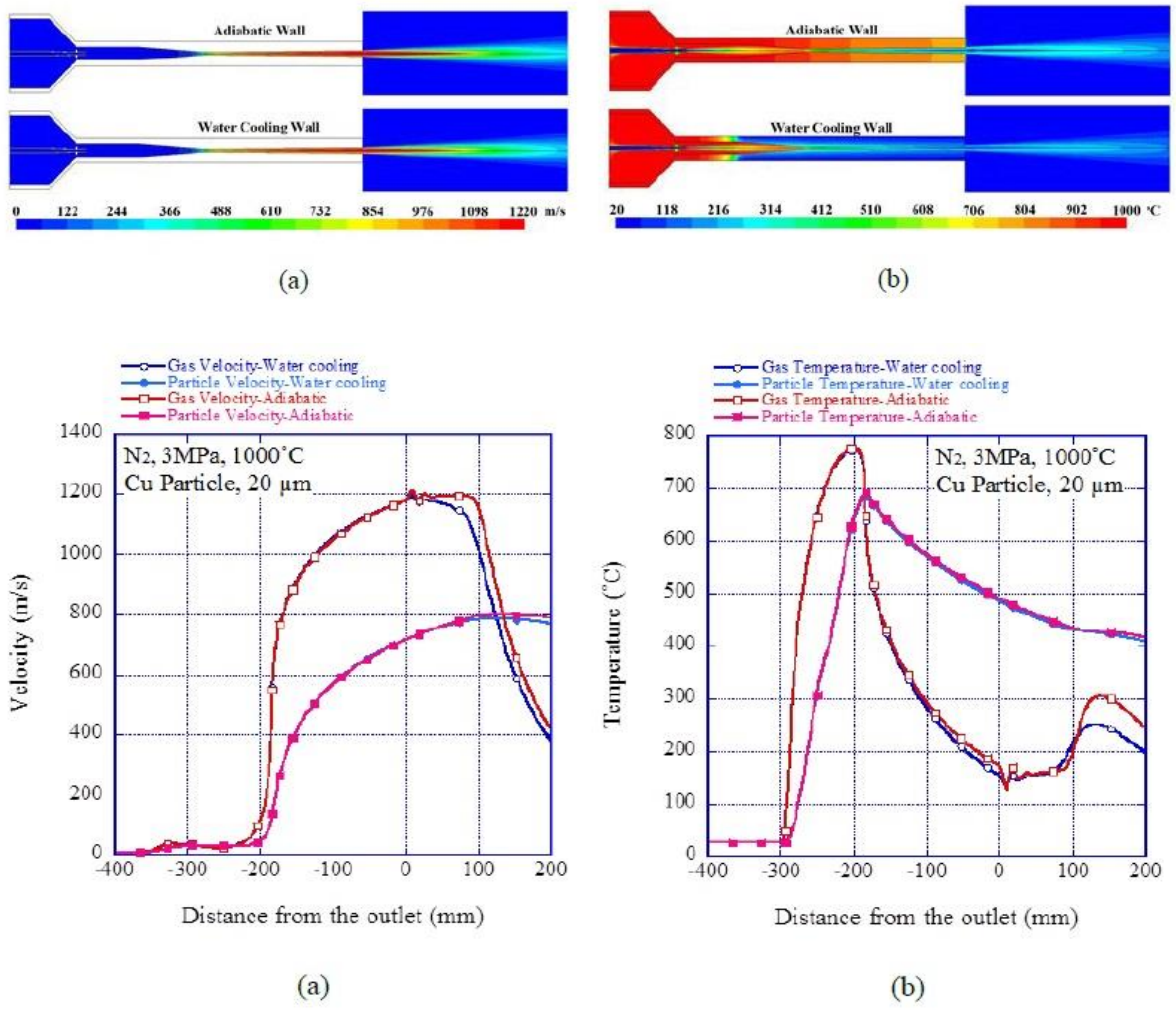


Figure II. 8 : Comparaison des vitesses et températures du gaz et des particules en fonction, a) de l'absence et b) la présence de refroidissement de la buse de projection. [1]

2.1.2. Installation cold spray « moyenne pression »

La deuxième installation, celle du Centre des Matériaux (Corbeil-Essonnes, France), est le cold spray Kinetics 3000 produit par CGT, figure II.9. Cet équipement est qualifié de cold spray « moyenne pression ». La gamme de pression de fonctionnement de ce système est comprise entre 1,5 et 3 MPa. La température pouvant atteindre un maximum de 600°C. L'équipement cold spray du Centre des Matériaux est équipé d'une table X, Y, permettant de réaliser des déplacements simples, comme le balayage d'une surface, le réglage de la cote z étant manuel, figure II.10. Cet équipement est installé dans une cabine insonorisée.

Figure II. 9 : Kinetics 3000 – CGT.

Figure II. 10 : Enceinte cold spray du Centre des Matériaux.

La buse utilisée sur ce système de projection présente des dimensions quelque peu différente de celle utilisée sur le système « haute pression », figure II.11. L'injection de la poudre se fait elle aussi dans la

partie convergente de la buse PBI33 mais parallèlement au flux du gaz (injection centrale), contrairement au système « haute pression » où l'injection se fait perpendiculairement au gaz.

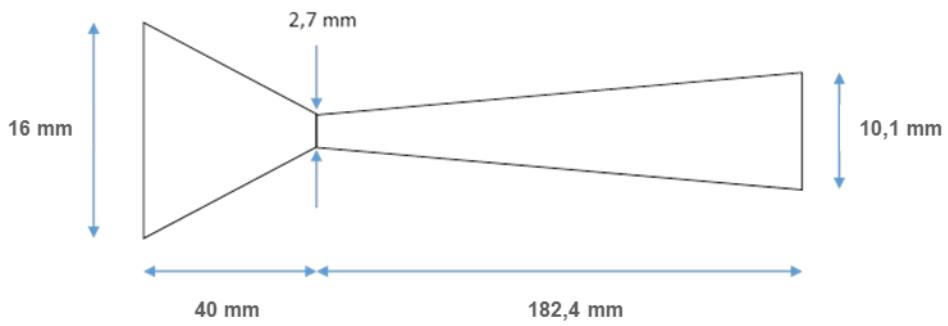


Figure II. 11 : Schéma en coupe de la buse PBI33 du système CGT.

2.1.3. Installation cold spray « basse pression »

La dernière des trois installations cold spray utilisées pour cette étude est le système SST SerieP de CenterLine (Windsor, Canada), appartenant à Dassault Aviation, figure II.12. Cette installation est caractérisée de cold spray « basse pression » puisque celle-ci est limitée à 1,7 MPa. La température maximale que le gaz de projection peut atteindre est de 550°C.

Figure II. 12 : SST SerieP - CenterLine

La buse utilisée sur cette installation présente une géométrie très différente de celle des deux autres buses des installations « moyenne et haute pression ». En effet, la partie divergente de la buse n'est pas de forme strictement conique, comme c'est habituellement le cas des buses utilisées en cold spray mais en forme d'escalier (en coupe), probablement pour des raisons de facilité d'usinage, figure II.13.

Figure II. 13 : Schéma de la buse du système CenterLine (Ultiflow).

Une autre différence majeure avec l'installation CenterLine, se trouve au niveau de l'injection de la poudre. Cette fois, les particules sont injectées perpendiculairement au flux de gaz (injection radiale) dans la partie divergente, basse pression, de la buse, contrairement aux autres systèmes.

2.2. Mesure de la vitesse des particules en vol

Le système DPV-2000 créé par la société Tecnar (Saint Bruno de Montarville, Canada), du Centre des Matériaux, permet de mesurer la vitesse des particules de poudre en vol. Il est principalement composé d'un capteur optique et d'une source laser. Le rôle du laser est d'illuminer les particules de poudre pour qu'elles puissent être détectées par le système optique du capteur. Le faisceau laser coïncide avec l'axe du capteur à 30 mm de celui-ci, figure II.14. Les particules détectées doivent donc se situer à cette distance du capteur. Le capteur optique est muni de deux fentes séparées d'une distance connue. Lorsqu'une particule illuminée passe devant l'une des fentes, un signal est émis. Connaissant la distance entre les deux fentes et le temps écoulé entre les deux signaux, il est facile de calculer la vitesse de la particule. En plus de donner la vitesse des particules, le DPV-2000 permet d'obtenir des informations supplémentaires sur les particules comme leur diamètre ou leur température si celle-ci est supérieure à 400°C du fait de leur émissivité. En projection cold spray, la température des particules d'aluminium ou d'alliage d'aluminium est toujours inférieure à 400°C, il est donc impossible d'avoir accès à ce paramètre, contrairement à d'autres procédé de projection thermique comme le plasma.

Actuellement, le seul moyen d'avoir accès à la température d'une particule en vol, projetée par cold spray est de l'évaluer par simulation numérique.

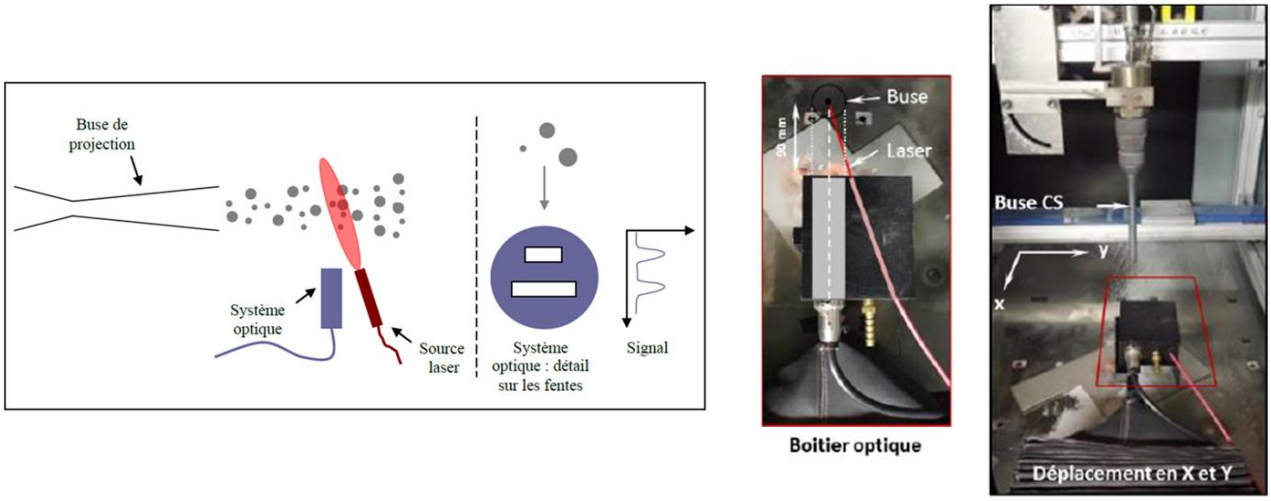


Figure II. 14 : Schéma de principe du fonctionnement du DPV-2000 et de son montage au Centre des Matériaux.

Le capteur est mobile selon les axes x et y, cela permet d'effectuer un balayage optique du jet de particules, pour réaliser une cartographie. Le système est capable de repérer le centre du jet de poudre, c'est-à-dire la zone où les particules sont les plus nombreuses, afin de centrer la cartographie sur le jet de poudre. Malheureusement, le jet de poudre étant irrégulier il arrive que la cartographie ne soit pas complète, pour éviter ce phénomène, la zone à cartographier a été doublée sur l'axe x.

Les cartographies sont effectuées sur une zone de 32 x 16 mm^2 avec un pas de 2 mm pour chaque axe et le capteur reste 10 secondes sur chaque point. Chaque cartographie dure donc 21 minutes et 20 secondes, or durant cette période il arrive que le débit du jet de poudre varie légèrement, mais cette variation n'est que de quelques grammes par minutes. Le débit de poudre utilisé lors de cette étude est de 15 $g.min^{-1}$, la variation du débit est donc trop faible pour avoir une influence sur la vitesse des particules, comme le montre la figure II.15. En effet pour de débit compris entre 7 et 53 g.min-1, la vitesse des particules reste identique. En revanche, lorsque le débit passe d'environ 50 à 80 g.min-1, une baisse de la vitesse des particules peut être observée. [2]

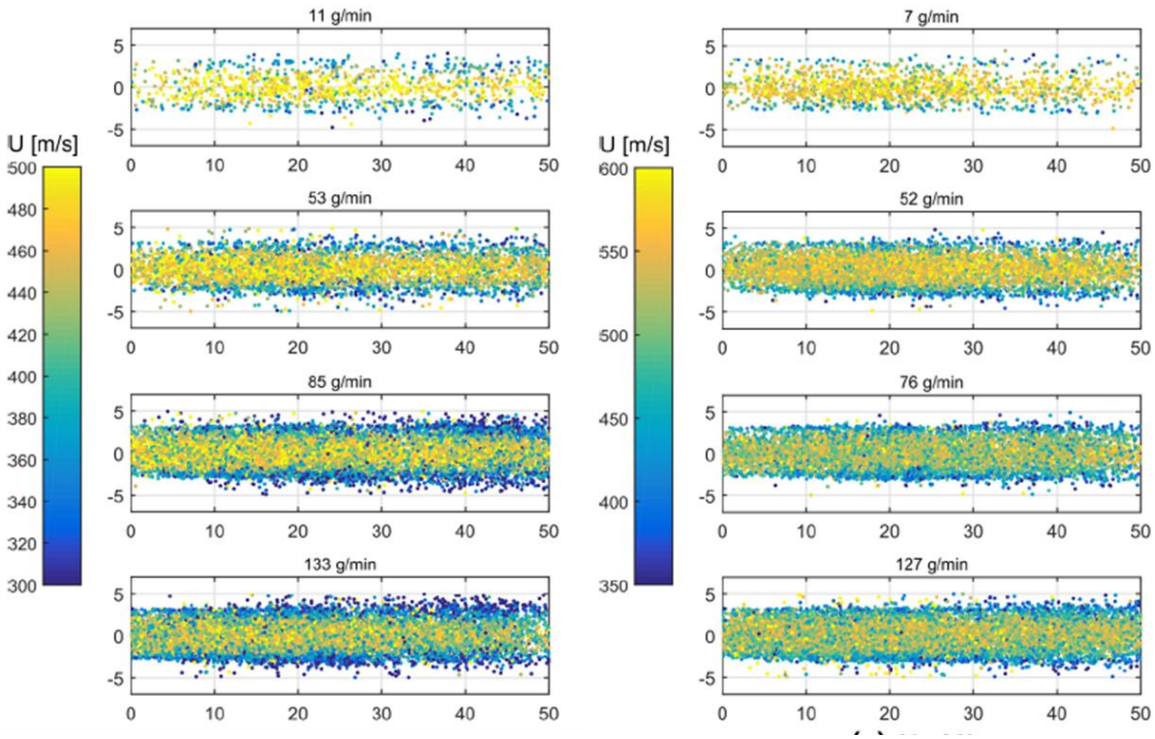


Figure II. 15 : Vitesse de particules d'aluminium en fonction du débit de poudre a) à 1,5 MPa et b) à 3 MPa [2].

Pour chaque point, seules les valeurs moyennes des vitesses, et des diamètres et du nombre de particules détectées sont enregistrées. Avant d'afficher les données recueillies lors des mesures de vitesse, un seuillage de 10%, en nombre de particules est appliqué : c'est-à-dire que seuls les points où le nombre de particules détectées est supérieur ou égal à 10% du nombre maximum de particules détectées en un point. Ce seuillage permet, afin de rester représentatif, d'éliminer les points où seules quelques particules ont été détectées, figure II.16.

Cartographies avant seuillage *Cartographies après seuillage*

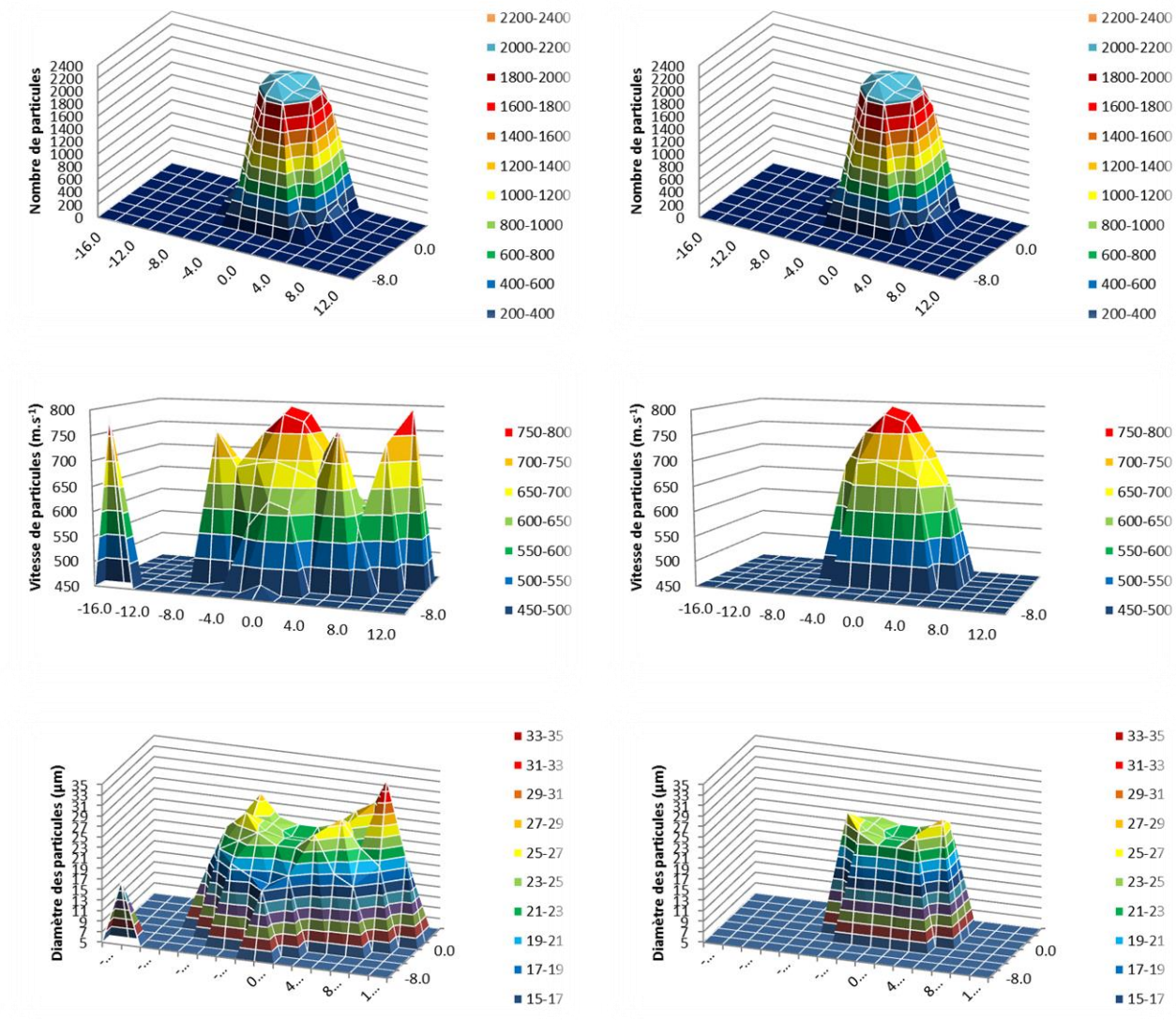


Figure II. 16 : Cartographies présentant le nombre de particules détectées, la vitesse moyenne et le diamètre moyen avant et après seuillage.

Si le seuillage n'a pas d'influence sur les cartographies montrant le nombre de particules détectées, ce n'est pas le cas pour la vitesse et le diamètre des particules, figure II.16. En effet, les quelques particules détectées en périphérie du jet peuvent avoir des vitesses relativement élevées, ce qui perturbe l'interprétation de la répartition des vitesses des particules. Il est, en effet, impossible de savoir, sur le graphique présentant les vitesses des particules, si ces valeurs sont la moyenne des vitesses atteintes par des milliers des particules ou s'il s'agit de la vitesse d'une seule particule détectée à cet endroit. Le seuillage permet donc d'éliminer les points où seules quelques particules sont détectées.

3. Moyens de caractérisation des poudres et des revêtements

3.1. Microscopie

Les échantillons ont été enrobés dans de la résine époxy à prise lente fournie par Struers©, sous le nom d'Epofix©. Cette résine polymérise à froid avec une faible réaction exothermique et un faible retrait, pendant une durée minimale de huit heures. Une fois la résine polymérisée, les échantillons sont ensuite tronçonnés (tronçonneuse Struers©) à faible vitesse, 0,1 $mm.s^{-1}$, afin d'éviter d'abimer l'interface entre le dépôt et le substrat. Le sens de rotation du disque est choisi de manière à ce qu'il vienne plaquer le revêtement sur le substrat.

Une fois l'échantillon découpé, celui-ci est ensuite poli manuellement avec des papiers abrasifs SiC grades 600 et 1200, puis sur des disques recouverts de solution diamantée de granulométrie 3 et 1 µm. Pour révéler la microstructure des dépôts, les échantillons sont plongés quelques secondes dans une solution de « Keller » (mélange d'acides nitrique, chlorhydrique et fluorhydrique).

Les observations réalisées à différentes échelles ont nécessité l'utilisation de différents moyens d'observation :

- Un microscope optique LEICA DMI 5000, permettant également de réaliser des cartographies X, Y des dépôts grâce à sa platine motorisée.
- Deux microscopes électroniques à balayage (MEB) l'un classique à pointe tungstène, le LEO 1450VP et l'autre à émission de champ, le MEBFEG ZEISS © SIGMA300.
- Un microscope électronique en transmission (MET), Tecnai F20 ST, opérant à 200kV et doté d'un canon à émission de champ. Il est équipé d'un système de balayage du faisceau (STEM) qui permet d'acquérir des images en contraste chimique. Des observations en haute résolution (HRTEM) ont été également réalisées en utilisant une caméra CCD Slow-scan. Ces images permettent d'explorer la structure cristallographique des matériaux observés via l'exploitation des transformées de Fourier rapides (FFT) grâce au logiciel DigitalMicrograph©.

Les lames minces ont été préparées au laboratiore MSSMAT de l'Ecole Centrale/Supélec par la méthode du « lift out » dans un MEB muni d'une colonne « Foccused Ion Beam (FIB) » de 30KV, grâce au consortium MATMECA.

3.2. Dureté

Les mesures de microdureté, en Vickers, ont été réalisées sur le durimet LEITZ-WETZUAR avec des masses de 1g pour les mesures de dureté des particules de poudre et de 50g pour celle des dépôts. Des masses différentes ont été utilisées pour les particules de poudre afin que la taille de l'empreinte (sa diagonale) soit au moins trois fois plus petite que le diamètre de la particule afin de s'affranchir de la

dureté de la résine, figure II.17. Les duretés moyennes données dans cette étude représentent la moyenne d'au moins 10 mesures par échantillons.

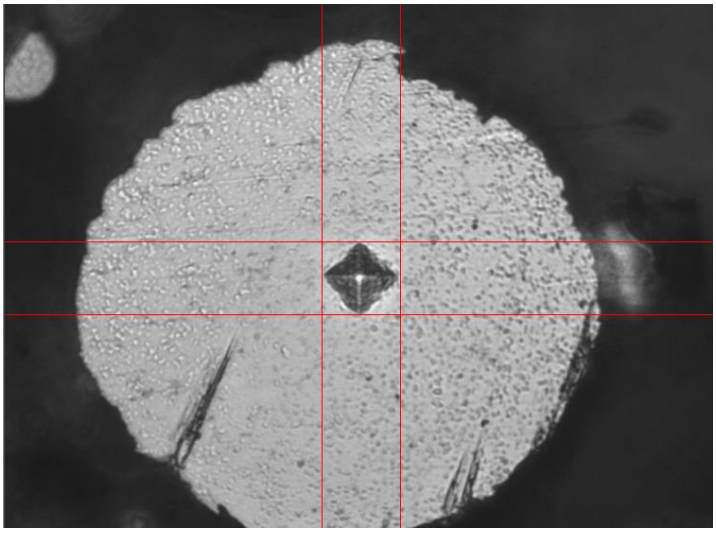


Figure II. 17 : Image d'une particule en coupe (MO) présentant une empreinte de microdureté réalisée avec une masse de 1g.

3.3. Profilométrie

Les cartographies de surface des dépôts et profils des cordons ont été réalisés par profilométrie optique 3D avec un pas de 10 µm suivant les axes x et y, (Altisurf 500 piloté par le logiciel Phoenix V2). Les mesures sont effectuées sans contact par interférométrie. Le dépouillement est réalisé avec le logiciel AltiMap Topography XT.

4. Moyen de Calcul

Les modélisations numériques ont été réalisées à partir d'un code développé sur Python 2.7 et exécuté sur un ordinateur classique.

Références bibliographiques

[1] FUKANUMA H., HUANG R., Simulation of Cold Spray Nozzle Accompanying a Water-cooling Adjustement, 2011.

[2] MEYER M., YIN S., LUPOI R., Particle In Flight Measurments at Increasing Particle Feed Rates in Cold Spray, Journal of Thermal Spray Technologies, volume 26 (2017), pp60-70.

Chapitre 3 : Traitement thermique de la poudre

Sommaire

CHAPITRE 3 : TRAITEMENT THERMIQUE DE LA POUDRE 63

Introduction 67

1. Traitement thermique en lit fluidisé 67

1.1. Détermination des paramètres du traitement thermique 67

1.2. Réalisation du traitement thermique en lit fluidisé 70

2. Influence du traitement thermique sur les particules de poudre 71

2.1. Influence du traitement thermique sur la microdureté 71

2.2. Influence du traitement thermique sur la microstructure 72

2.2.1. Echelle optique 72

2.2.2. Echelle MEB 72

2.2.3. Echelle MET 72

Conclusion 78

Références bibliographiques 79

Introduction

Le cold spray est un procédé qui permet d'obtenir des rendements élevés pour les éléments purs comme le cuivre ou l'aluminium. Malheureusement, il est beaucoup plus difficile de projeter des alliages comme l'aluminium 2024. Le rendement est trop faible (inférieur à 5%), même pour le meilleur jeu de paramètres de projection, pour réaliser des dépôts épais. Ne pouvant plus améliorer le rendement en jouant sur les paramètres du procédé, la solution envisagée est de modifier les propriétés de la poudre.

Pour modifier les propriétés mécaniques des particules de poudres il a été choisi de leur faire subir un traitement thermique.

Cette partie présente comment le traitement thermique a été choisi ainsi que les modifications des propriétés des particules de poudre liées à ce traitement.

1. Traitement thermique en lit fluidisé

1.1. Détermination des paramètres du traitement thermique

Le cold spray est un procédé où la création d'un dépôt repose sur la capacité de déformation des particules de poudre projetées. Contrairement aux matériaux massifs dont les propriétés mécaniques peuvent être trouvées dans la bibliographie, il y a très peu de données sur les poudres. Certains essais donnent accès à certaines propriétés des particules, telles que le module d'Young, [1]. Mais, l'essai le plus simple est celui de la microdureté.

Si la dureté des particules de poudre diminue, alors leur capacité à se déformer devrait augmenter. Cela devrait favoriser l'adhésion des particules au dépôt et donc permettre d'améliorer le rendement pour pouvoir réaliser des revêtements épais. Malheureusement, il existe peu de bibliographie sur le traitement thermique des poudres avant projection, [2]. Le traitement thermique en cold spray est généralement utilisé après ou en cours de projection pour redonner de la ductilité au revêtement, [3] [4] [5]. De plus, la trempe subie par les particules lors de l'atomisation a des vitesses de refroidissement extrêmement rapides si l'on compare avec les trempes réalisées sur des matériaux massifs. La tâche s'en trouve compliquée pour trouver des paramètres de traitement adaptés aux particules de poudre d'aluminium 2024.

Pour réaliser le traitement thermique de la poudre, il a été choisi d'utiliser un four en lit fluidisé qui est un traitement particulièrement bien adapté aux poudres, figure III.1. Durant le traitement, les particules de poudre restent, en effet, en suspension dans un fluide chaud. Cette suspension permet d'homogénéiser le traitement thermique des particules qui sont séparées les unes des autres par le gaz, contrairement à un traitement thermique dans un four classique, [6]. En effet, les particules situées en périphérie et celles situées au centre de la masse de poudre à traiter ne verraient pas les mêmes conditions. Cela risquerait d'engendrer un gradient de dureté entre les particules, ce qui n'est pas le cas pour un traitement en lit fluidisé. C'est pourquoi cette solution a été retenue.

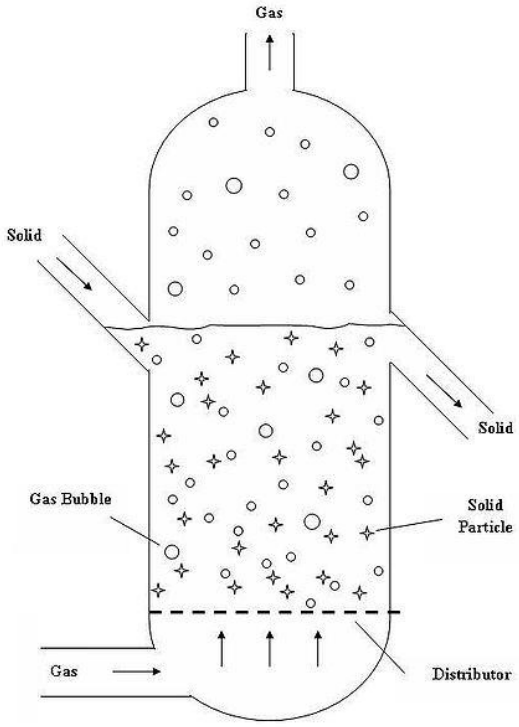


Figure III. 1 : Schéma de principe d'un lit fluidisé.

En ce qui concerne le choix des différents paramètres du traitement thermique, des essais préliminaires ont été réalisés sur de petites quantités de poudre (quelques cm^3) dans un four classique. Le but de ces essais est de déterminer les paramètres à utiliser pour le traitement thermique en lit fluidisé. Durant ces essais, deux paramètres ont été étudiés : la température du palier ainsi que sa durée. La température a été limitée à 350°C afin d'écarter le risque de frittage de la poudre. La montée en température du four a été fixée à une heure et le refroidissement du four, étant malheureusement lié à l'inertie thermique du four, ne peut être bien maitrisé.

	Température (°C)	Palier (h)	Dureté (HV0,001)
TT1	350	2	44
TT2	350	1	58
TT3	300	1	69

Figure III. 2: Tableau présentant les paramètres de traitement utilisés ainsi que les duretés obtenues

Comme le montre la figure III.2, le traitement thermique permet de diminuer, plus ou moins, la dureté des particules de poudre en fonction des paramètres utilisés. Avant les différents traitements thermiques, la dureté moyenne des particules de poudre était de 87,6 HV0,001. Après les essais, la dureté moyenne des particules était comprise entre 44 et 69 HV0,001, soit une baisse de dureté allant jusqu'à 50% de sa valeur initiale. Réaliser un traitement thermique est donc pertinent si l'on souhaite diminuer la dureté de la poudre. De plus, il est possible d'ajuster la dureté de la poudre par les conditions utilisées lors du traitement.

La microstructure de la poudre ne semble pas être influencée par les différents traitements thermiques, comme le prouve la figure III.3. Il n'y a pas de différence majeure visible au MEB. La microstructure reste de type cellulaire et la taille de ces cellules est du même ordre de grandeur avant et après traitement thermique pour tous les jeux de paramètres.

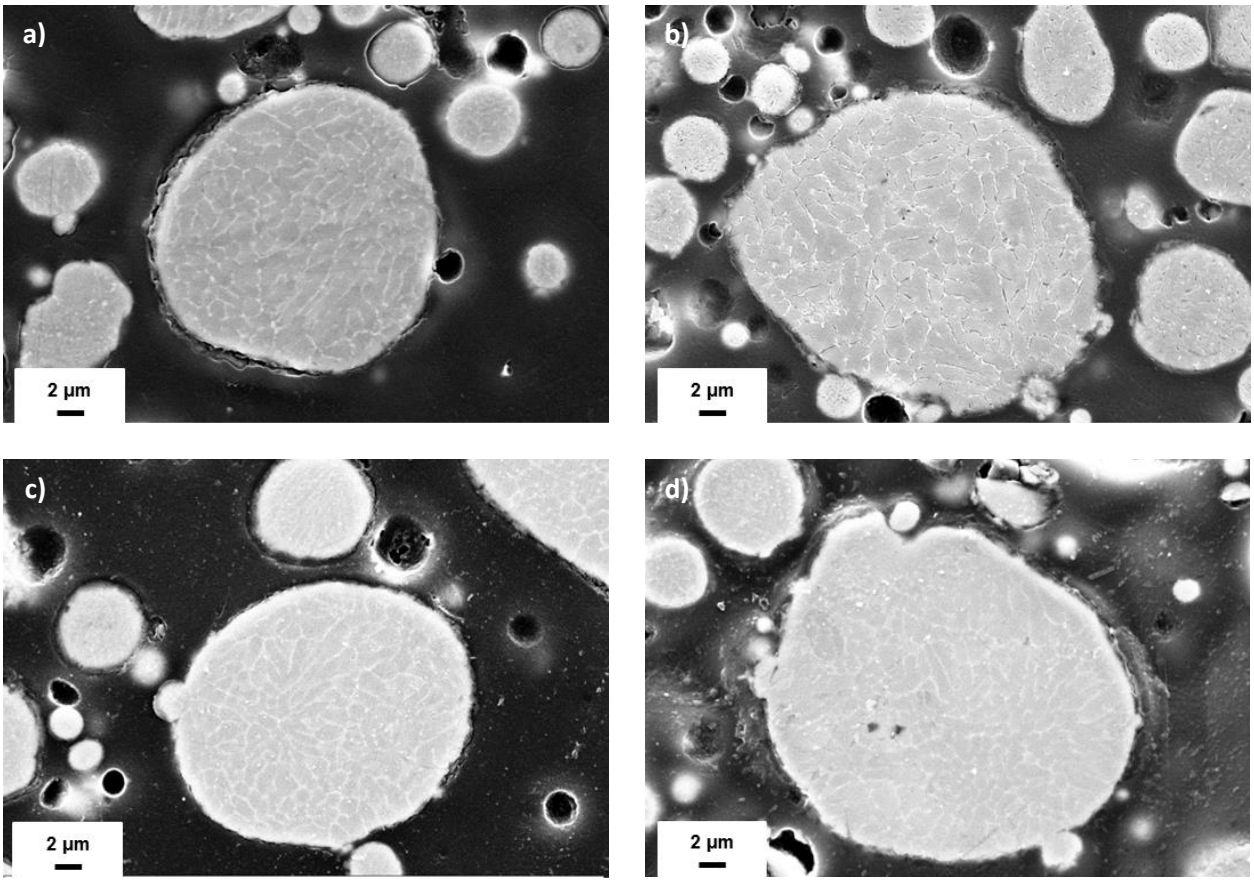


Figure III. 3 : Coupe MEB de particules de poudre a) après TT1 b) après TT2 c) après TT3 d) sans traitement thermique.

Comme le traitement thermique ne semble pas avoir d'influence particulière sur la microstructure, seule la dureté a été prise en compte pour choisir le jeu de paramètres. L'objectif du traitement thermique est de réduire la dureté de la poudre afin de la rendre plus ductile et donc plus facile à projeter. Pour cela, il faut que la baisse de dureté des particules soit suffisamment grande pour qu'elle ait un effet visible sur le rendement. Cependant, il ne faut pas que cette diminution soit trop élevée, sinon les caractéristiques mécaniques du dépôt réalisé avec cette poudre risqueraient d'être sévèrement affectées. De ce fait, le traitement thermique numéro deux est celui qui correspond, à priori, le mieux aux critères énoncés.

1.2. Réalisation du traitement thermique en lit fluidisé

Le traitement thermique a été réalisé par LIFCO Industrie, une société basée à Saint Etienne, figure III.4. Comme dit précédemment, il a été choisi de réaliser le traitement en lit fluidisé à 350°C avec un palier d'une heure. Le fluide choisi pour le traitement est l'argon. Ce gaz a été choisi car c'est un gaz neutre, qui permet d'éviter les problèmes liés à l'oxydation des particules de poudres.

Figure III. 4 : Photo du lit fluidisé de Lifco.

Contrairement au choix initial, le traitement thermique a été réalisé à 308°C et non à 350°C, figure III.5. Cette différence est due au fait que les particules de poudre ont commencé à fritter vers 315°C. Pour éviter ce phénomène, il a donc été décidé de conserver une température de 308°C, c'est-à-dire juste en dessous de cette température de début de frittage, et non à 350°C.

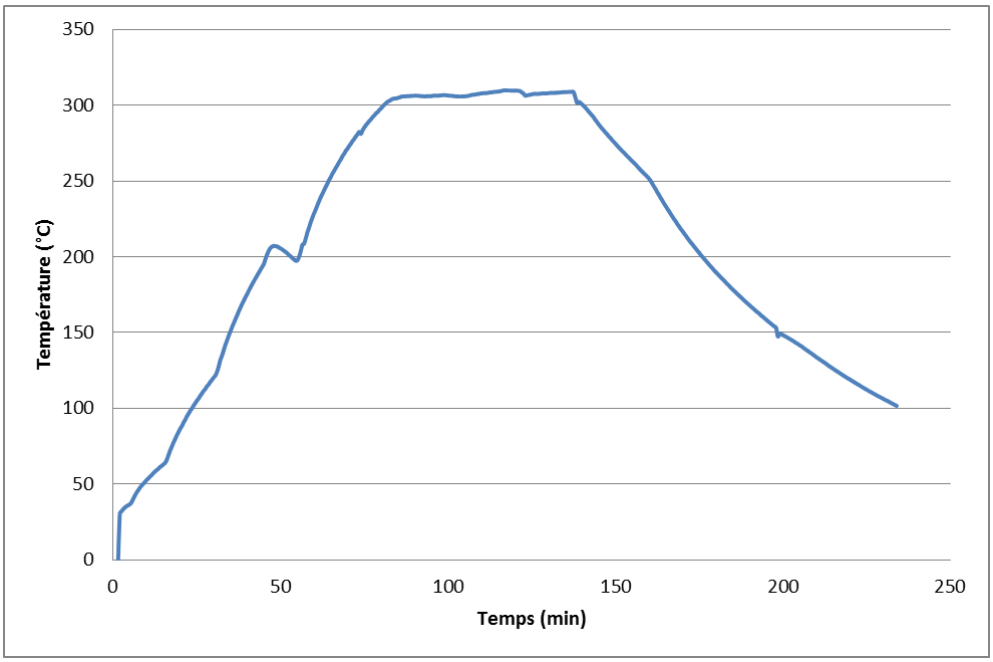


Figure III. 5 : Cycle de traitement thermique en lit fluidisé

Le traitement thermique a été réalisé tout d'abord sur un lot de 500g, afin de voir l'efficacité d'un tel traitement sur le rendement de projection. Après vérification de l'efficacité de ce traitement thermique, un second lot de poudre de 10 kg a été traité avec les mêmes paramètres que ceux choisis pour le premier lot.

2. Influence du traitement thermique sur les particules de poudre

2.1. Influence du traitement thermique sur la microdureté

Après le traitement thermique, chaque lot de poudre est étudié pour connaître leurs nouvelles propriétés. Afin de réaliser les mesures de microdureté les particules de poudre sont enrobées dans la résine puis polies. Afin d'obtenir la dureté moyenne de la poudre après traitement, les mesures ont été effectuées sur des particules de différentes tailles, au centre et sur le bord des particules.

Pour le premier lot de poudre, celui de 500 g, la dureté est passée de 87,6 ± 5,3 HV0,001 à 59,2 ± 5,2 HV0,001. C'est-à-dire une diminution de 28,4 HV0,001. La dureté moyenne des particules de poudres du second lot, de 10 kg, est de 60,9 ± 3,7 HV0,001 après traitement, alors qu'elle était de 88,6 ± 3,9 HV0,001 initialement. Cela représente une baisse de 27,7 HV0,001, par rapport à la poudre non traitée.

Les duretés obtenues après traitement sont comparables pour les deux lots. Cela montre que le traitement en lit fluidisé permet d'obtenir des résultats reproductibles. Ce procédé pourra donc être utilisé industriellement pour traiter des poudres comme celles-ci.

2.2. Influence du traitement thermique sur la microstructure

Après le traitement thermique, la dureté des particules de poudres a fortement diminué, ce qui implique que la microstructure des particules de poudre a été impactée par ce traitement, même si aucune différence n'a encore été observée.

2.2.1. Echelle optique

A cette échelle, le traitement thermique n'apporte pas de changement visible sur la microstructure des particules de poudres. En effet, aucune différence n'est visible entre les particules de poudre avant (figure III.6) et après (figure III.7) le traitement. Les particules de poudres ont conservé leur microstructure cellulaire et la taille des grains semble être identique.

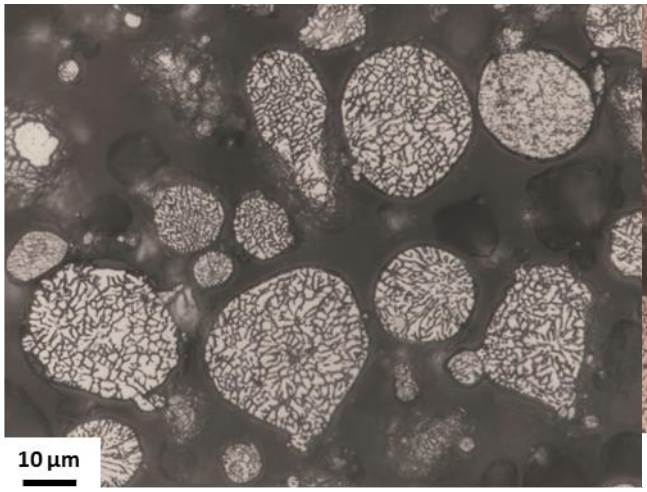


Figure III. 6 : Coupe optique des particules de poudre HTC2 attaquées au « Keller ».

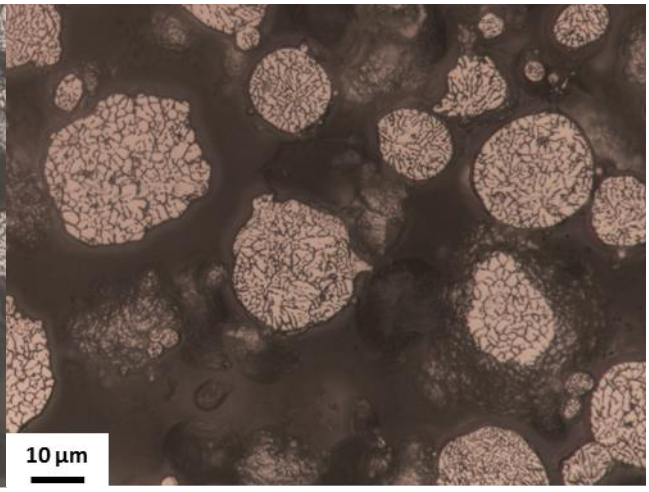


Figure III. 7 : Coupe optique des particules de poudre HTC2TT attaquées au « Keller »

2.2.2. Echelle MEB

Après les observations réalisées au microscope optique, des observations ont été réalisées au MEB. Il a été constaté que la taille des grains des particules traitées et non traitées sont similaires : c'est-à-dire qu'il n'y a pas eu d'augmentation de la taille des grains. Les joints de grains ont le même aspect avant et après le traitement thermique. Il n'y a aucune différence visible dans la microstructure liée au traitement de la poudre, figure III.8.

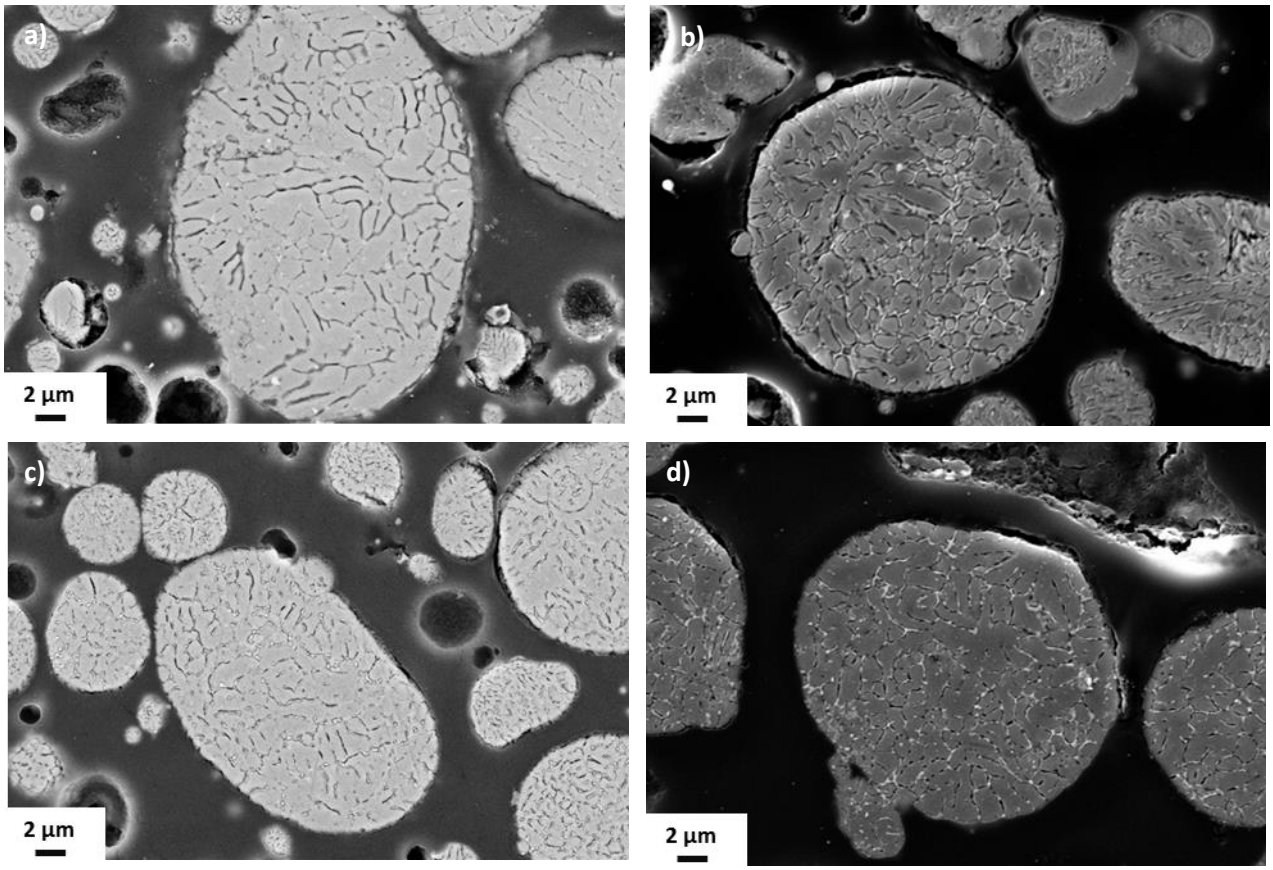
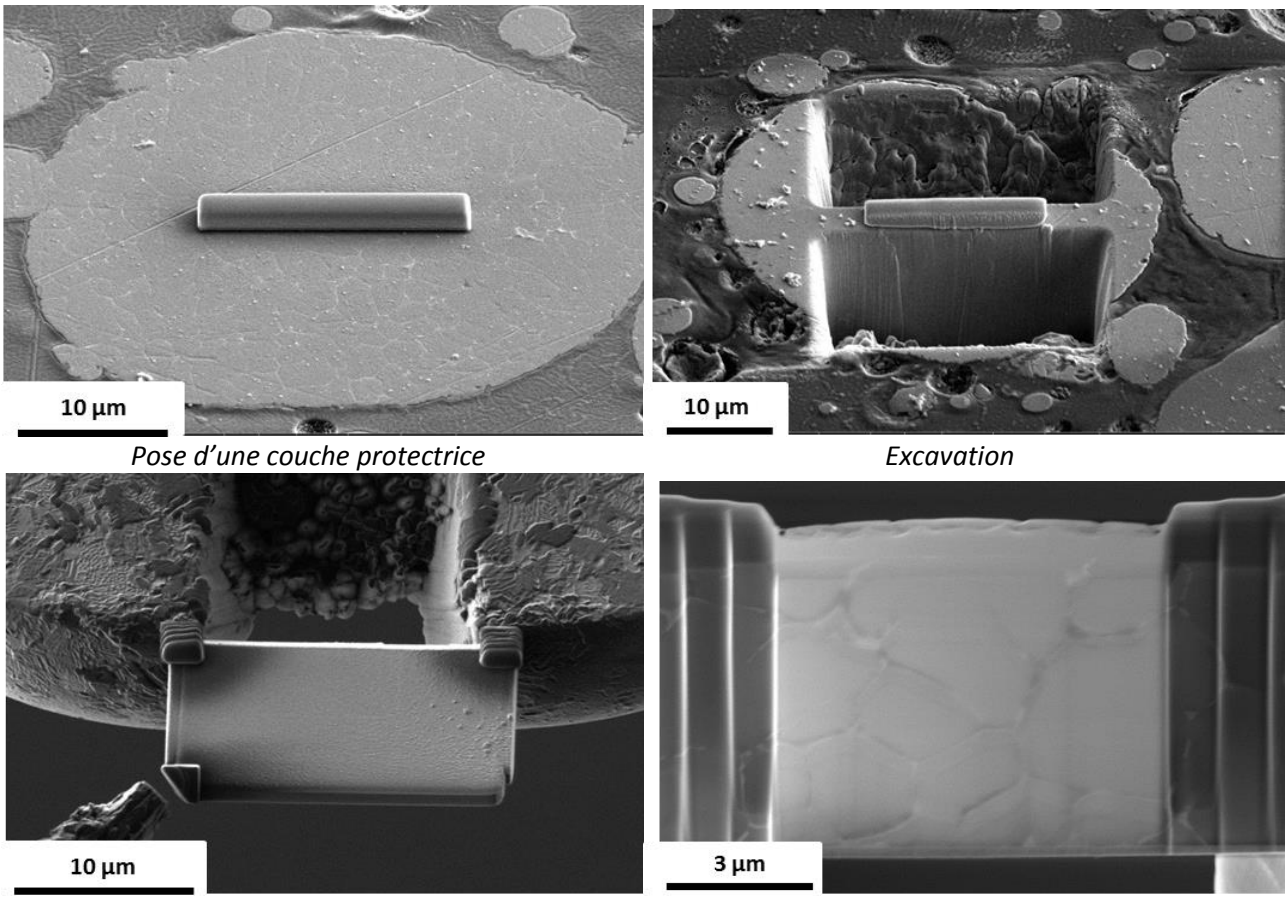


Figure III. 8 : Coupe MEB des particules de poudre a) HTC1 avant traitement b) HTC2 avant traitement c) HTC1 après traitement d) HTC2 après traitement attaquées au « Keller ».

2.2.3. Echelle MET

Ne trouvant aucune dissemblance dans la microstructure des particules de poudre d'aluminium 2024 pouvant expliquer la diminution de la dureté de la poudre, il a été décidé d'utiliser une échelle plus fine. Des lames minces ont été préparées à l'aide d'un FIB « Focused Ions Beam » (chapitre 2, paragraphe 3.1), figure III.9, pour analyser les particules de poudre au MET. Ces lames minces ont été directement prélevées dans les plus grosses particules de poudre, afin d'éviter d'avoir de la résine. Les lames une fois prélevées ont été amincies jusqu'à une épaisseur de 50 à 100 nm, pour pouvoir être observées au MET.



Pose d'une couche protectrice *Excavation*

Découpe et pose de la lame sur le porte-lame *Lame après amincissement*

Figure III. 9 : Image MEB de la préparation d'une lame mince au FIB

Lors de la préparation d'une lame mince la première étape consiste à la pose d'une couche de carbone protectrice au-dessus de la zone à prélever. Cette couche permet de protéger la zone concernée du faisceau ionique qui attaque la surface et permet de limiter la présence de gallium. On procède ensuite à l'excavation en utilisant le faisceau ionique pour détruire ligne par ligne la matière afin de former un escalier autour de la zone à prélever. La largeur de la zone détruite doit être deux fois plus grande que la profondeur souhaitée. La lame est découpée et posée sur un porte échantillon afin d'y être amincie jusqu'à obtenir l'épaisseur voulue.

Grâce au MET certaines différences dans la microstructure de la poudre avant et après traitement peuvent être observées. Les joints de grains de la poudre non traitée sont bien définis et forment des « traits épais », figure III.10.

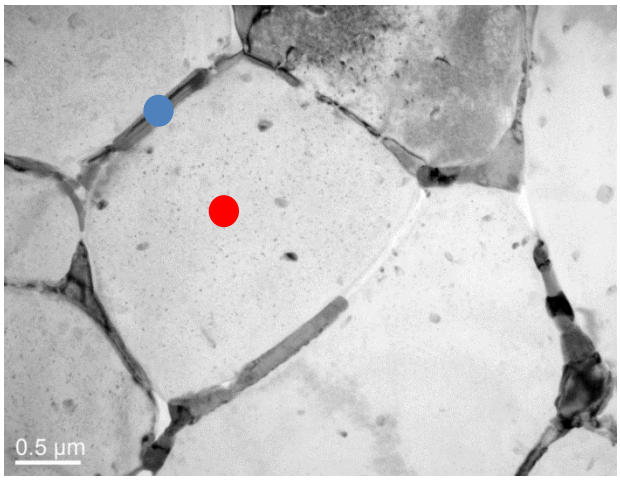


Figure III. 10 : Image MET de la poudre non traitée, champs clair.

Les joints de grains sont chargés en éléments d'alliage, c'est là qu'ils se concentrent en majeure partie. En effet, une analyse EDS a montré que les joints de grains étaient principalement composés de la phase eutectique θ Al_2Cu, figure III.11. A contrario, ces mêmes analyses ont prouvé que la matrice était principalement composée de la solution solide d'aluminium, contenant peu de cuivre, figure III.12.

Elément	% Massique	% Atomique	% Incertitude	Correction	Facteur-k
Mg(k)	2.09	3.34	0.14	0.92	1.011
Al(K)	44.52	64.04	0.61	0.95	1.010
Cu(k)	53.38	32.60	0.80	0.99	1.688

Figure III. 11 : Analyse EDS de joint de grains, point bleu (phase eutectique Al_2Cu) (figure 10).

Elément	% Massique	% Atomique	% Incertitude	Correction	Facteur-k
Al(K)	95.49	97.16	1.37	0.95	1.010
Cu(k)	3.24	1.40	0.27	0.99	1.688

Figure III. 12 : Analyse EDS de la matrice, point rouge (solution solide d'aluminium) (figure 10).

Des porosités sont, de temps à autre, présentes aux joints de grains, comme le montre la figure III.13. De plus, de gros précipités sont observés dans de grains. La teneur en cuivre dans ces précipités est également nettement supérieure à celle de la matrice.

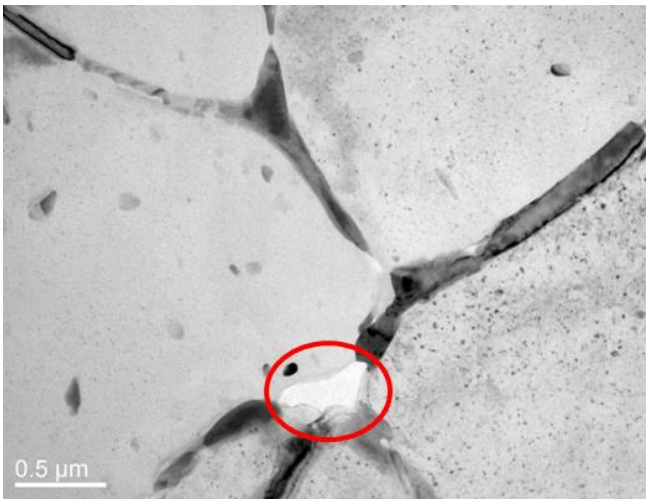


Figure III. 13 : Image MET d'une porosité de la poudre non traitée, champ clair.

Après traitement thermique, la principale différence observable se situe aux joints de grains. En effet, ils ne forment plus des traits continus mais ils ressemblent davantage à des pointillés plus ou moins bien définis, figure III.14. De plus, des nano-porosités sont parfois visibles entre ces différents pointillés, figure III.15, ce qui n'était pas le cas avant le traitement de la poudre.

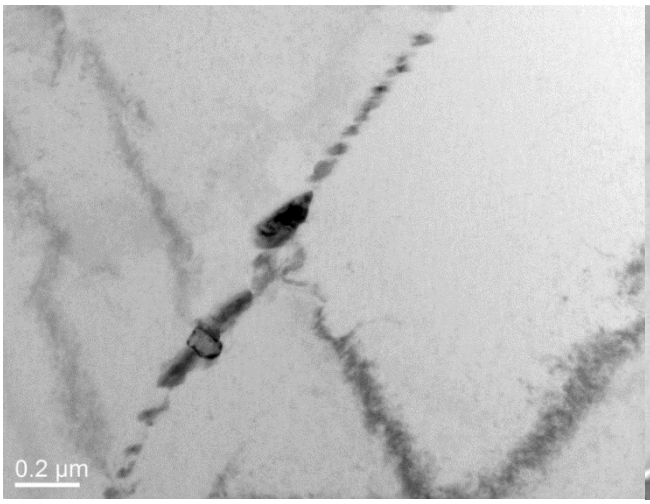


Figure III. 14 : Image MET de la poudre traitée, champ clair.

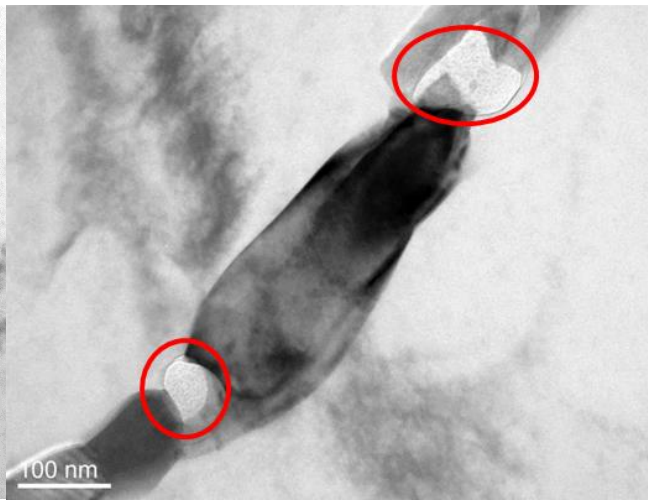


Figure III. 15 : Nano-porosité de la poudre traitée, champ clair.

Une hypothèse pour expliquer cette différence repose sur la diffusion des atomes d'éléments d'alliages dans la solution solide d'aluminium sans créer de précipité. Cela permettrait d'expliquer pourquoi les joints de grains des particules traitées seraient moins marqués que ceux des particules traitées, bien que toujours existants.

Une deuxième différence dans la microstructure des poudres est l'absence des gros précipités après traitement thermique. Cependant, l'hypothèse de la diffusion du cuivre dans la solution solide d''aluminium pourrait également expliquer ce phénomène. En effet, compte tenue de la température à laquelle s'effectue le traitement et de sa durée, les atomes de cuivre peuvent parcourir jusqu'à 400 nm, d'après le coefficient de diffusion du cuivre dans l'aluminium (Eq 1). Ce qui serait suffisant pour dissoudre ces précipités dont la taille n'excède pas 200nm.

$$D = D_0 \, e^{\frac{-Q}{RT}} \qquad \text{(Eq 1)}$$

D représente le coefficient de diffusion en $m^2.s^{-1}$, Q l'énergie d'activation en $kJ.mol^{-1}$, R la constante des gaz parfait et T la température en K.

Le troisième changement notable après le traitement est la présence de précipités en aiguilles, figure III.16. Ces précipités ont des dimensions variables, allant d'une à plusieurs centaines de nanomètres, et ne sont pas visibles dans le cas de la poudre non traitée. Ces précipités pourraient s'être formés de la même manière dont ils se forment durant la phase de maturation.

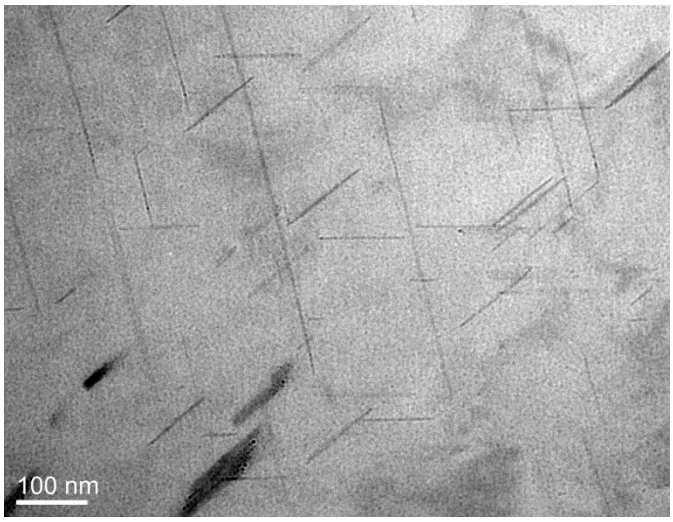


Figure III. 16 : Image MET des précipités en forme d'aiguille présents dans la poudre traitée.

Les propriétés mécaniques des particules de poudre sont liées à la microstructure de la poudre. Une autre hypothèse de changement microstructural de la poudre pouvant expliquer la baisse de dureté de la poudre serait la présence de clusters atomiques moins nombreux mais de taille plus importantes.

Lors de la formation des particules de poudre pendant l'atomisation, il est possible que des clusters atomiques se forment et durcissent les particules. Aucun signe de ces clusters n'a été aperçu lors des observations de la poudre non traitée, ce qui pourrait être expliqué par leur taille trop petite. Après traitement thermique de la poudre, des clusters de quelques nanomètres peuvent être observés, figure

III.17. Il est possible que les clusters ne soient visibles qu'après traitement thermique à cause leur croissance.

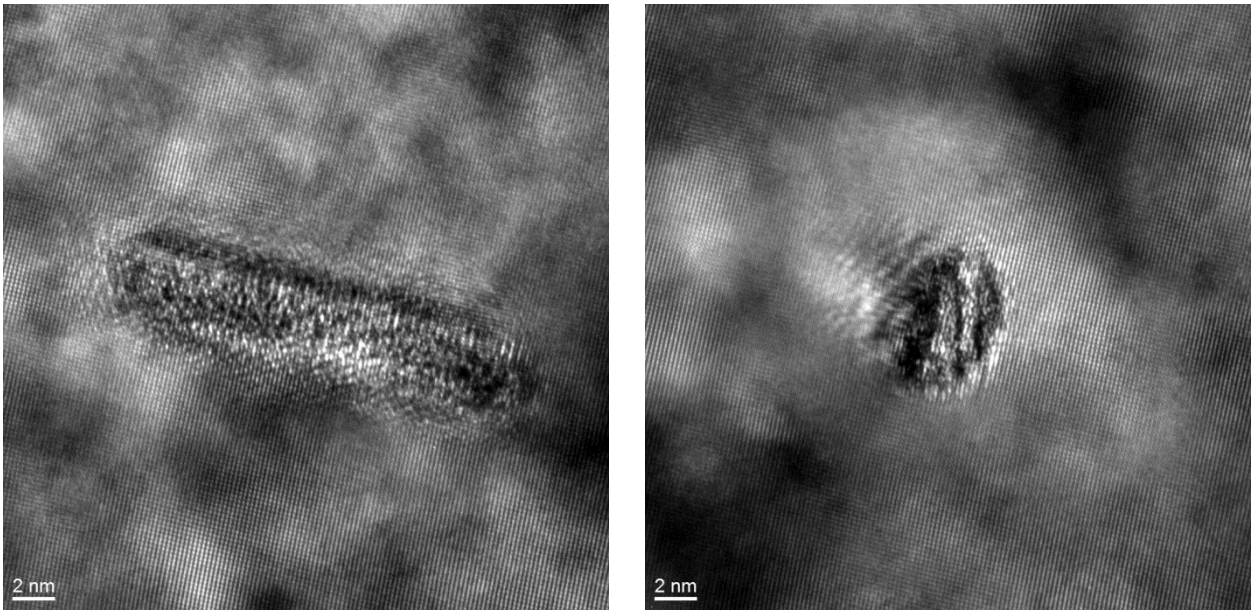


Figure III. 17 : Image MET haute résolution de clusters présents dans la poudre traitée.

Conclusion

Le traitement thermique de la poudre en lit fluidisé permet de modifier les propriétés de la poudre, notamment sa dureté. Ce traitement est facile à mettre en place industriellement et donne des résultats reproductibles, ce qui est essentiel pour une utilisation industrielle. Les différences microstructurales expliquant cette diminution de la dureté, entre les particules de poudre, avant et après traitement, ne sont perceptibles qu'à l'échelle nanométrique. Les joints de grains deviennent discontinus et les précipités disparaissent avec le traitement des particules de poudres et la croissance des « clusters » atomiques.

Des études complémentaires de l'influence du traitement thermique sur les particules de poudre sont nécessaires afin de mieux comprendre les différents phénomènes mis en jeu. Une fois ces mécanismes maitrisés, il sera alors possible d'adapter le traitement thermique de la poudre pour répondre à des besoins particuliers en fonction de l'application souhaitée, comme on ajuste actuellement les paramètres de projection [7].

Références bibliographiques

[1] ASSADI H., IRKHIN I., GUTZMANN H., GARTNER F., SCHULZE M, VILLA VIDALLER M., KLASSEN T., *Determination of plastic constitutive properties of microparticles through single particle compression*, Advance Powder Technology, volume 26 (2015), pp1544-1554.

[2] SABARD A., DE VILLIERS LOVELOCK H.L., HUSSAIN T., *Microstructural Evolution in Solution Heat Treatment of Gas-Atomized Al Alloy (7075) Powder for Cold Spray*, Journal of Thermal Spray Technologies, volume 27 (2018), pp 145-158.

[3] CHEN C., REN Z., XIE Y., HUANG R., LIU M., YAN X., XIE X., LIAO H., *Effect of Hot Isostatic Pressing (HIP) on Microstructure and Mechanical Properties of Ti6Al4v Alloy Fabricated by Cold Spray Additive Manufacturing*, in: Proceedings of the International Thermal Spray Conference (ITSC) 2019, 26-29 May, Yokohama, pp 781-788.

[4] YIN S., JENKINS R., KAZADIS M., LUPOI R., *Hybrid additive manufacture of 316L stainless steel with cold spray and selesctive laser melting, microstructure, mechanical properties and case study*, in: Proceedings of the International Thermal Spray Conference (ITSC) 2019, 26-29 May, Yokohama, pp 802-809.

[5] JENKINS R., ALDWELL B., CASSIDY J., LUPOI R., The Effect of In-Process Heat Treatment on the Mechanical Properties of Cold Spray Coatings, in: Proceedings of the International Thermal Spray Conference (ITSC) 2019, 26-29 May, Yokohama, pp 456-461.

[6] ANTONINI G., *Lits fluidisés, Caractéristiques générales et applications*, Techniques de l'ingénieur, BE8255 V1, 2007.

[7] COTE D., MCNALLY B., CHAMPAGNE V., *Through-Process Modeling for the Cold Spray Process*, in EUCOSS 2016, http://coldsprayclub.mines-paristech.fr/Welcome/, 12 Décembre 2016, Paris.

Chapitre 4 : Elaboration de dépôts cold spray à partir de poudres traitées et non traitées

Sommaire

CHAPITRE 4 : ELABORATION DE DEPOTS COLD SPRAY A PARTIR DE POUDRES TRAITEES ET NON TRAITEES 81

Introduction 85

1. Mesures de vitesse 85
   - 1.1. Installation « basse pression » 85
   - 1.2. Installation « moyenne pression » 86
   - 1.3. Installation « haute pression » 88
   - 1.4. Comparaison entre les différentes installations 89

2. Rendement 91
   - 2.1. Poudres non traitées 91
     - 2.1.1. Installation « basse pression » 91
     - 2.1.2. Installation « moyenne pression » 92
     - 2.1.3. Installation « haute pression » 92
     - 2.1.4. Influence des paramètres de projection 94
   - 2.2. Poudres traitées 94
     - 2.2.1. Installation « basse pression » 94
     - 2.2.2. Installation « haute pression » 94
   - 2.3. Influence de l'angle de projection 95

3. Microstructure 98

4. Propriété mécaniques 101
   - 4.1. Dureté 101
     - 4.1.1. Influence des paramètres de projection 101
     - 4.1.2. Influence de l'épaisseur du dépôt 103
     - 4.1.3. Influence du traitement thermique 104
   - 4.2. Déformation plastique 105
     - 4.2.1. Influence du traitement thermique 107
     - 4.2.2. Influence des paramètres de projection 107

5. Discutions sur les avantages et inconvénients du traitement thermique de la poudre avant projection 108

Conclusion **109**

Références bibliographiques **110**

Introduction

Ce chapitre a pour objectif de montrer l'influence de différents paramètres, comme le choix de l'installation cold spray, les paramètres de projection : pression ou température du gaz ou encore les caractéristique de la poudres sur les propriétés du dépôt. De plus, on cherchera à évaluer et à hiérarchiser l'influence de chacun de ses paramètres pour différentes propriétés caractéristiques d'un dépôt.

1. Mesures de vitesse

La vitesse des particules est un élément essentiel pour les projections cold spray. En effet c'est la vitesse des particules qui permet, si elle est comprise entre une vitesse dite critique et une vitesse dite d'érosion, d'adhérer au substrat. [1] Des campagnes de mesures de vitesse ont donc été menées sur chacune des installations afin d'obtenir leurs gammes de vitesse et comprendre l'influence des différents paramètres de projection sur la vitesse moyenne des particules

.

1.1. Installation « basse pression »

L'installation basse pression est celle dont la vitesse des particules doit être, théoriquement, la plus faible. Les vitesses des particules ont été mesurées dans les deux conditions extrêmes utilisées lors des différents essais de projections (la moins favorable et la plus favorable). Pour les conditions de projection les moins favorables, à priori, c'est-à-dire 1,5 MPa, 300°C et une distance de 30 mm, la vitesse maximale des particules d'aluminium 2024 au centre du jet est de 502 $m.s^{-1}$, figure IV.1.

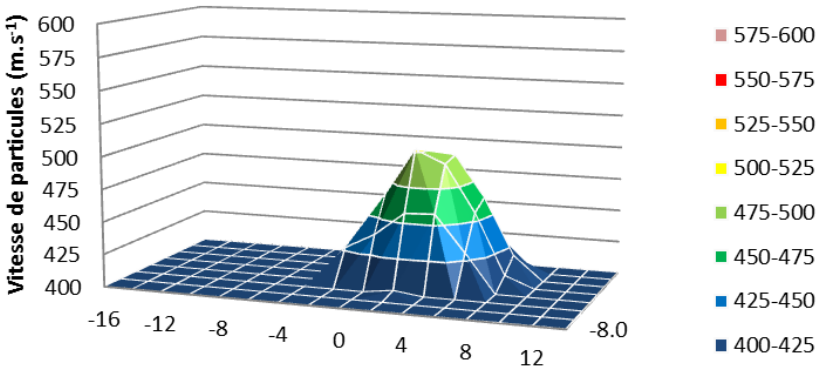


Figure IV. 1 : Cartographie de vitesse des particules réalisée à 1,5 MPa, 300°C, 30 mm

En modifiant les paramètres de procédé, tels que la pression et la température du gaz ainsi que la distance de projection, la vitesse des particules peut être améliorée. Pour le jeu de paramètres donnant les meilleurs résultats (1,7 MPa – 450°C – 15 mm), la vitesse maximale atteinte par les particules est de

564 m.s^{-1}, figure IV.2. Cela représente une amélioration de 62 m.s^{-1} par rapport au plus mauvais jeu de paramètres essayé.

Les vitesses engendrées par l'installation « basse pression » sont relativement faibles comme prévu. En effet, les vitesses ne dépassent pas les 570 m.s^{-1}. Le système CenterLine permet donc d'accéder à une gamme de vitesse comprise entre 500 et 565 m.s^{-1}. La gamme de vitesse est donc inférieure à la vitesse critique calculée, qui est d'environ 700 m.s^{-1}.

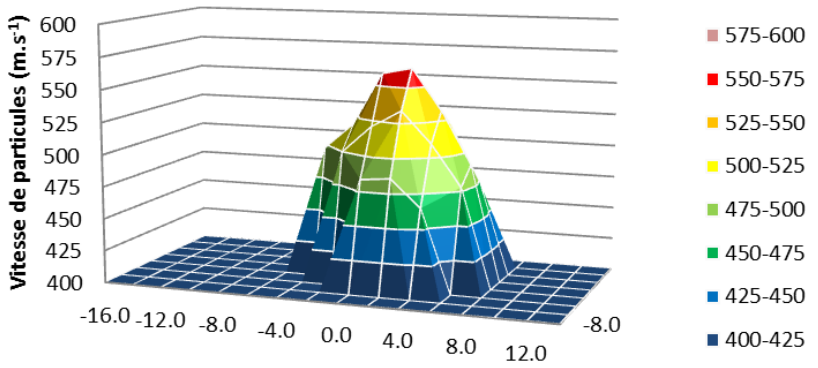


Figure IV. 2 : Cartographie de vitesse des particules réalisée à 1,7 MPa, 450°C, 15 mm

1.2. Installation « moyenne pression »

La vitesse des particules pour l'installation « moyenne pression » ne semble pas dépendre de la température du gaz. Les vitesses relevées lors des cartographies effectuées à 1,5 MPa, 30 mm à 300 et 350°C sont très semblables, figures IV.3 et IV.4. En effet, les vitesses maximales mesurées sont respectivement de 650 et 652 m.s^{-1}, pour des températures de gaz de 300 et 350°C. De plus, la répartition des vitesses est similaire même si la zone où la vitesse des particules est supérieure à 600 m.s^{-1} (la zone jaune) est légèrement plus grande pour une température de 350°C.

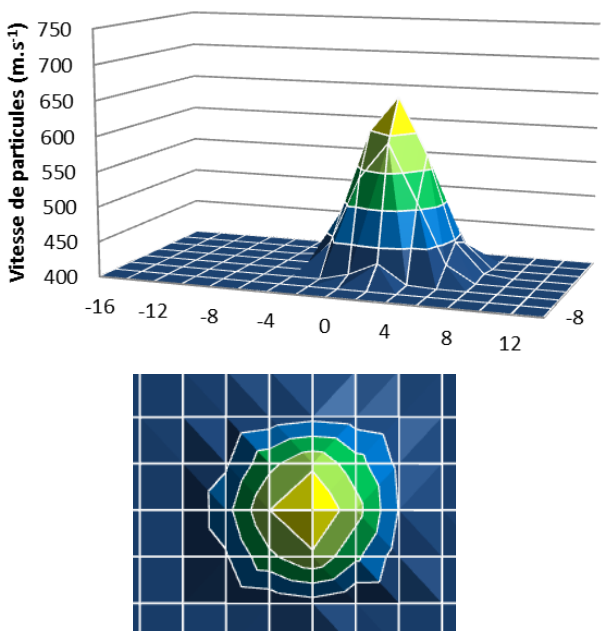


Figure IV. 3 : Cartographie de vitesse des particules réalisée à 1,5 MPa, 300°C, 30 mm

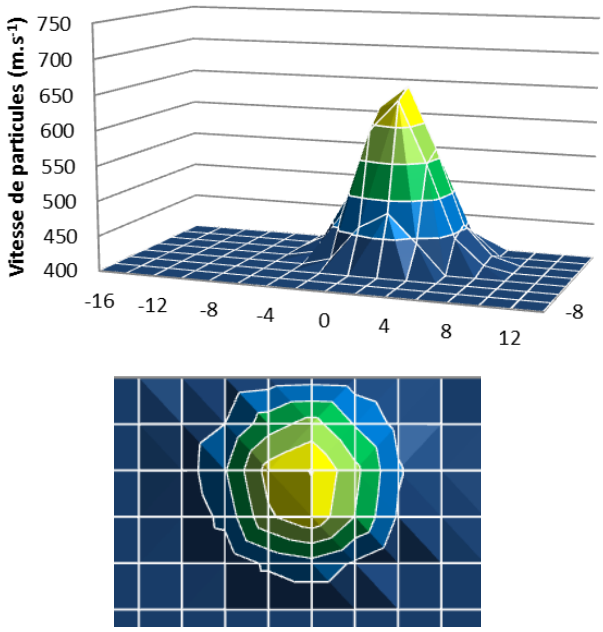


Figure IV. 4 : Cartographie de vitesse des particules réalisée à 1,5 MPa, 350°C, 30 mm

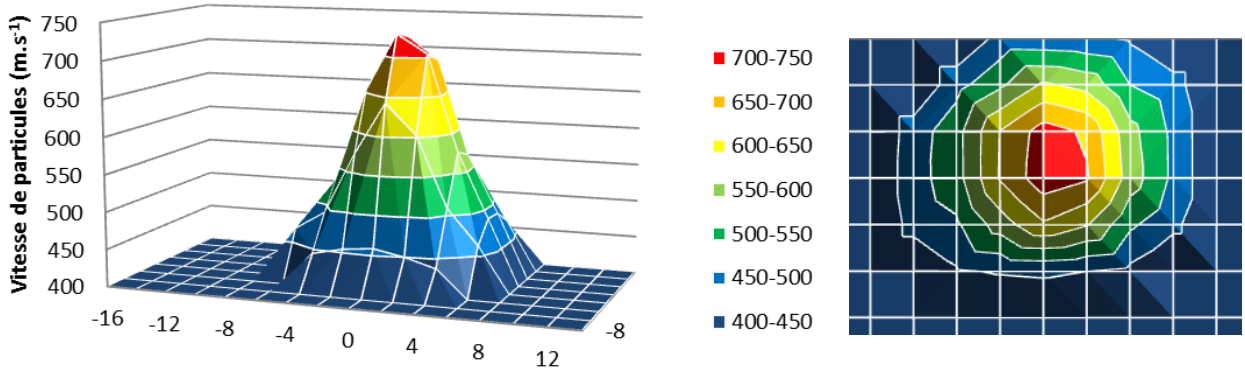


Figure IV. 5 : Cartographie de vitesse des particules réalisée à 3 MPa, 350°C, 30 mm

Pour le cold spray « moyenne pression », c'est la pression du gaz qui influe fortement sur la vitesse des particules. Pour le jeu de paramètres 3 MPa, 350°C et 30 mm, la vitesse maximale est de 730 $m.s^{-1}$, ce qui représente une augmentation de 78 $m.s^{-1}$, figure IV.5. De plus, la taille du jet a augmenté, son diamètre étant de 8 mm pour une pression de 1,5 MPa est passé à 10 mm pour une pression de 3 MPa. [2]

La gamme de vitesse fournie par l'installation « moyenne pression » avec la buse 33PBI est comprise entre 650 et 730 $m.s^{-1}$. Pour certaines conditions de projection, la vitesse atteinte par certaines particules est supérieures à la vitesse critique calculée.

1.3. Installation « haute pression »

Contrairement au cold spray « moyenne pression », où l'augmentation de la température du gaz a peu d'influence sur la vitesse des particules, dans de cas de l'installation « haute pression », elle permet d'augmenter la vitesse des particules, même avec une faible augmentation de 50°C, figure IV.6. La vitesse moyenne maximale des particules, au centre du jet, est de 682, 697, 724 et 755 $m.s^{-1}$ pour les températures respectives de 300, 350, 400 et 450°C. Le diamètre du jet de particules, valant 8 mm, reste identique quelle que soit la température choisie. Même si la taille du jet n'évolue pas, la vitesse moyenne des particules situées en périphérie du jet augmente de manière significative comme la vitesse maximale.

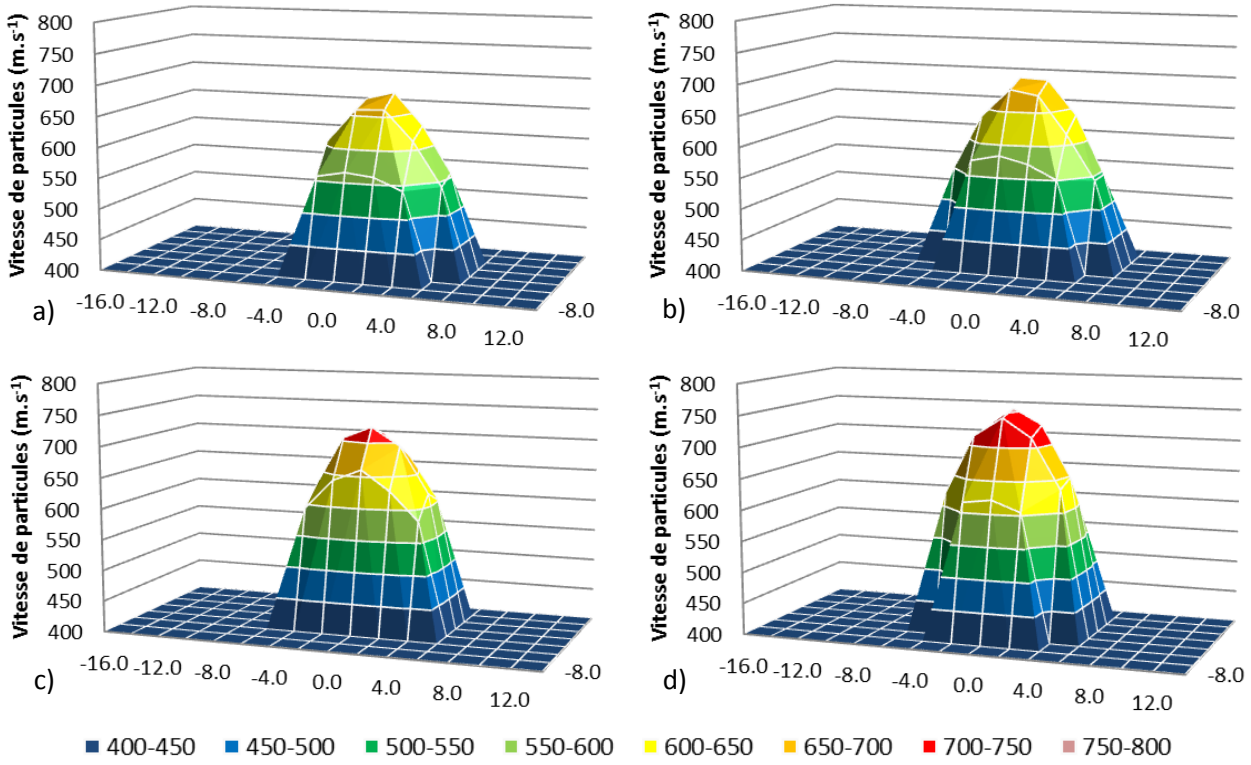


Figure IV. 6 : Cartographies de vitesse des particules réalisées à 3 MPa et 30 mm pour une température de a) 300°C b) 350°C c) 400°C d) 450°C

L'augmentation de la pression du gaz se traduit par l'élévation de la vitesse des particules, comme pour l'installation « moyenne pression ». Cette augmentation de vitesse est particulièrement marquée pour les pressions inférieures à 3 MPa. Comme le montre la figure IV.7, les vitesses maximales sont de 688, 755, 779 et 799 $m.s^{-1}$ pour des pressions de 2, 3, 4 et 5 MPa. L'augmentation de vitesse entre 2 et 3 MPa est de 67 $m.s^{-1}$ alors qu'elle n'est que de 20 $m.s^{-1}$ entre 4 et 5 MPa. De même, pour une température de gaz de 300°C, les vitesses maximales mesurées pour les pressions de 1,5, 2 et 3 MPa sont de 597, 637et 682 $m.s^{1}$, alors qu'elle est de 730m.s-1 pour une pression de 5 MPa. La différence de vitesse résultant d'une augmentation de la pression de 1,5 à 2 MPa est presque identique à celui de 3 à 5 MPa.

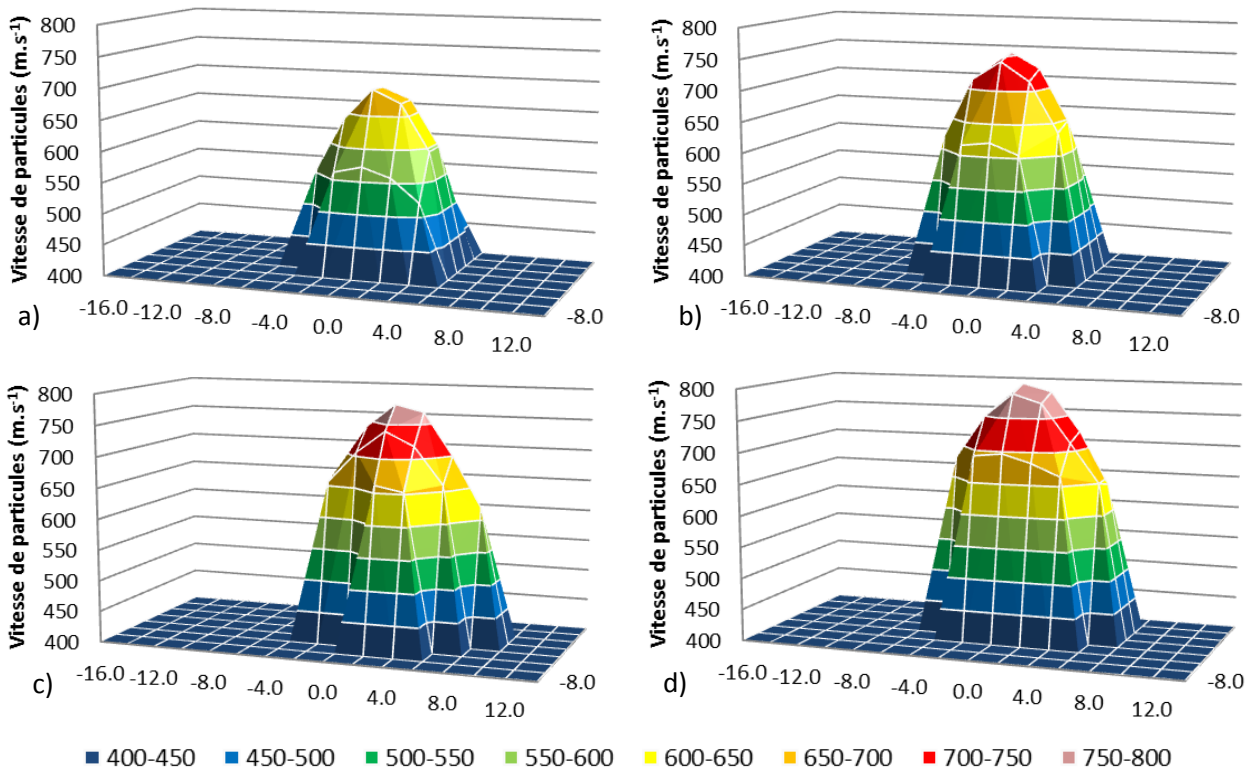


Figure IV. 7 Cartographies de vitesse des particules réalisées à 450°C et 30 mm pour une pression de a) 2 MPa b) 3 MPa c) 4 MPa d) 5 MPa

Les vitesses les plus élevées ne sont pas nécessairement liées aux pressions les plus élevées. En effet, une température du gaz plus élevée peut suffire à combler ou même à dépasser les vitesses obtenue avec une pression plus grande mais une température moindre. [3]

En faisant varier la pression et la température du gaz pour une même distance de projection, l'installation « haute pression » permet de balayer une large gamme de vitesse allant de 600 à 800 $m.s^{-1}$, qui est en partie supérieure à la vitesse critique estimée.

1.4. Comparaison entre les différentes installations

Les trois installations cold spray ont des caractéristiques différentes telles que la géométrie de la buse ou la manière dont la poudre est injectée. Ces différences entre les trois systèmes peuvent influencer positivement ou négativement la vitesse des particules. Afin de quantifier l'impact du choix de l'installation, un jeu de paramètres communs a été choisi (1,5 MPa – 300°C – 30 mm) pour comparer les différents cold spray entre eux.

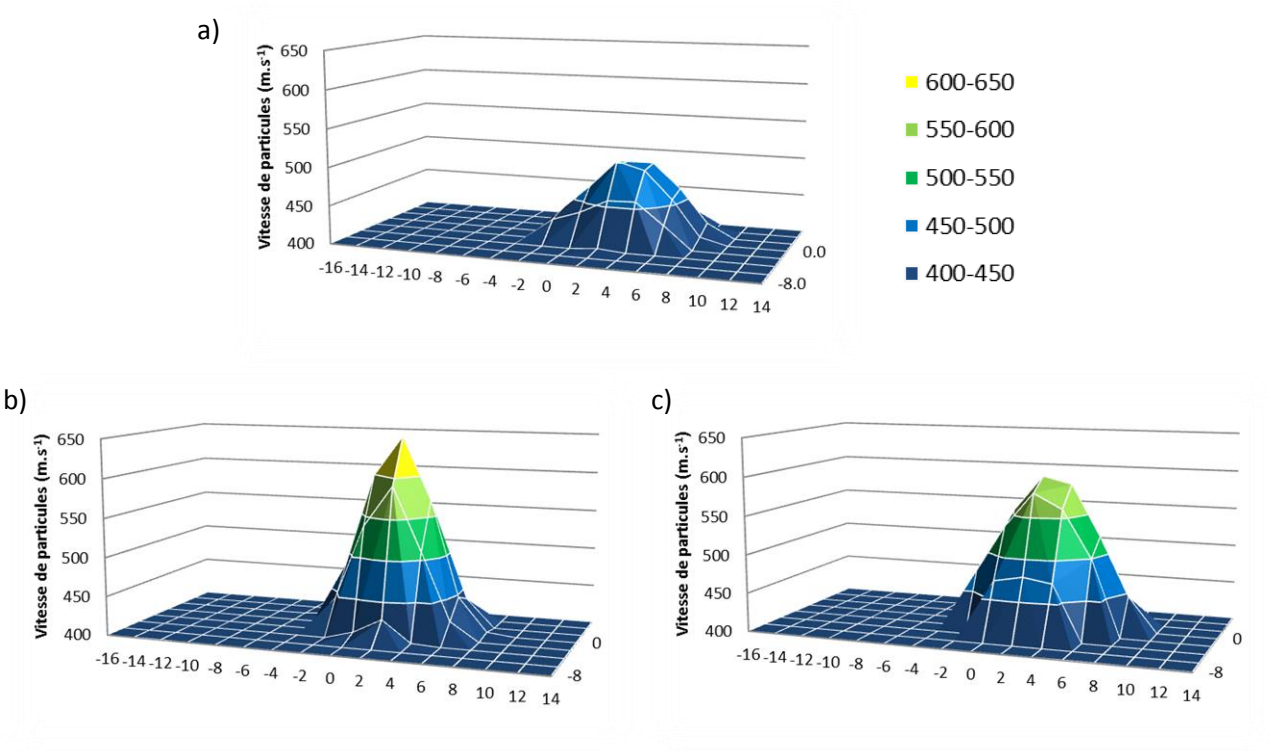


Figure IV. 8 : Cartographie présentant les vitesses des particules pour 1,5 MPa, 300°C, 30mm pour l'installation a) « basse pression », b) « moyenne pression, c) « haute pression »

Les cartographies de vitesse des trois installations sont très différentes les unes des autres, ce qui prouve l'importance du choix de l'installation, figure IV.8. Pour le jeu commun de paramètres de projection choisi, c'est le cold spray « moyenne pression » qui a les vitesses les plus élevées avec un maximum de 650 $m.s^{-1}$. Le système « haute pression » permet d'atteindre des vitesses de 597 $m.s^{-1}$, soit un écart de 53 $m.s^{-1}$. Cet écart provient essentiellement de la différence entre la géométrie des buses puisque l'injection se fait au même endroit, c'est-à-dire dans la partie convergente de la buse. Les vitesses atteintes par les particules pour l'installation « basse pression » sont nettement plus faibles que celles des deux autres cold spray. En effet, elles ne dépassent pas les 502 $m.s^{-1}$, cela représente une différence de 95 et 148 $m.s^{-1}$ comparé aux deux autres moyens de projection.

Le grand écart du cold spray « basse pression » peut être expliquée par la combinaison de deux facteurs. Le premier est la géométrie de la buse de CenterLine dont la partie divergente est en forme d'escalier et non de cône. En effet une buse en escalier est plus simple à usiner qu'une buse en cône, mais cette géométrie particulière nuit à l'écoulement du flux de gaz et de poudre. Le second facteur serait que la poudre est injectée dans la partie divergente de la buse contrairement aux deux autres systèmes.

2. Rendement

Le rendement est le ratio entre la masse de poudre déposée et la masse poudre qui a été projetée sur le substrat. Un rendement nul signifie que la poudre n'adhère pas au substrat et qu'il n'y a donc pas eu de création de revêtement. Au contraire un rendement de 100% signifie que la totalité de la poudre projetée a servi à la construction du dépôt.

Chaque substrat est pesé avant et après projection ce qui permet de savoir quelle masse de poudre a été déposée lors d'une projection. Connaissant les dimensions des substrats, le débit de poudre utilisé lors de la projection ainsi que le nombre de passage de la buse, une simple formule permet de déduire la masse théorique de poudre formant le dépôt si le rendement avait été de 100%. Le rendement peut donc être calculé grâce aux formules ci-dessous.

$$rendement = \frac{masse\ deposée}{\frac{Ls \times ls \times nb_{passe} \times débit}{pas \times vitesse_{éclairement}}} \qquad rendement = \frac{masse\ deposée}{\frac{Ls \times nb_{passe} \times débit}{vitesse_{éclairement}}}$$

L'expression de gauche permet de calculer le rendement d'un dépôt (*Ls* et *ls* représentent respectivement la longueur et la largeur du substrat) tandis que celle de droite est utilisée pour les cordons, c'est-à-dire des dépôts réalisés sans pas latéral.

Il est difficile d'estimer précisément l'erreur commise en calculant le rendement. La poudre est amenée grâce à un disque disposant de petits trous, présent dans le distributeur de poudre, dont la vitesse de rotation est réglable afin d'ajuster le débit. En effet, du fait de cette succession de trous, le débit de poudre instantané peut fluctuer, de façon plus ou moins grande. Un temps de projection plus long permet de limiter l'impact de ce phénomène et donc de réduire l'erreur. On estime que l'erreur est comprise dans une gamme de plus ou moins 5% autour de la valeur calculée.

2.1. Poudres non traitées

2.1.1. Installation « basse pression »

La poudre d'aluminium 2024 non traitée, n'est pas projetable avec l'installation « basse pression », c'est-à-dire que le rendement est nul. Plusieurs jeux de paramètres de projection ont été utilisés, pour un résultat semblable. Malgré l'augmentation de pression et de température du gaz et le changement de distance de projection, aucun revêtement n'a pu être réalisé.

Ces résultats signifient que la vitesse atteinte par les particules est donc insuffisante et ne dépasse pas la vitesse critique. La vitesse des particules doit donc être supérieure à 564 $m.s^{-1}$ pour qu'un dépôt puisse se former.

2.1.2. Installation « moyenne pression »

La projection de poudre d'aluminium 2024 sur l'installation "moyenne pression" a un rendement très faible. En effet les rendements obtenus, lors des projections, sont compris entre 0,2 et 2,8%, en fonction des paramètres de projection choisis, figure IV.9. L'augmentation de la pression comme celle de la température du gaz permet d'améliorer légèrement le rendement.

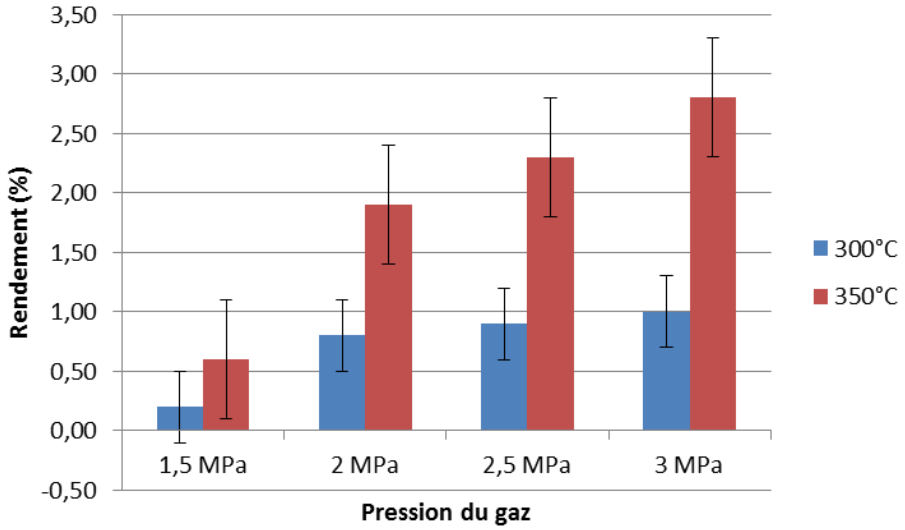


Figure IV. 9 : Rendement de l'installation "moyenne pression" en fonction de la pression et de la température du gaz pour une distance de projection de 30 mm

2.1.3. Installation « haute pression »

L'augmentation de la pression du gaz permet d'améliorer le rendement de projection de la poudre d'aluminium 2024. Cette amélioration est particulièrement visible lorsque que les pressions utilisées sont peu élevées. En effet, le rendement passe de 0,6% à 1,5% lorsque que la pression varie de 1,5 à 2 MPa. Dès que la pression atteint les 3 MPa, l'effet qu'elle a sur le rendement est fortement amoindri voire inexistant, figure IV.10.

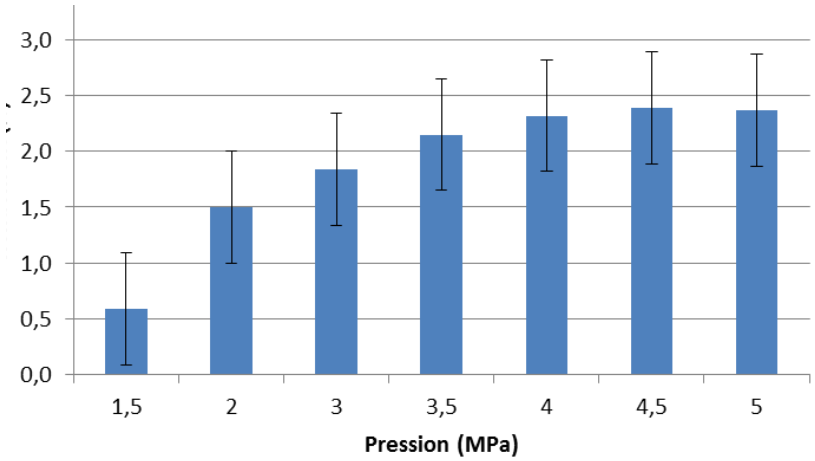


Figure IV. 10 : Rendement de l'installation "haute pression" en fonction de la pression du gaz pour une température de 300°C et une distance de projection de 30 mm

L'augmentation de la température a une influence sur le rendement bien plus grande que celle de la pression. Les rendements pour 3 et 5 MPa sont quasiment identiques pour chacune des températures utilisées. En revanche, une nette augmentation du rendement est visible à chaque élévation de la température. En effet, les rendements pour une pression de 3 MPa sont respectivement de 2,1%, 6,3%, 15,5% et 22,3% pour des températures de 300°C, 350°C, 400°C et 450°C, figure IV.11.

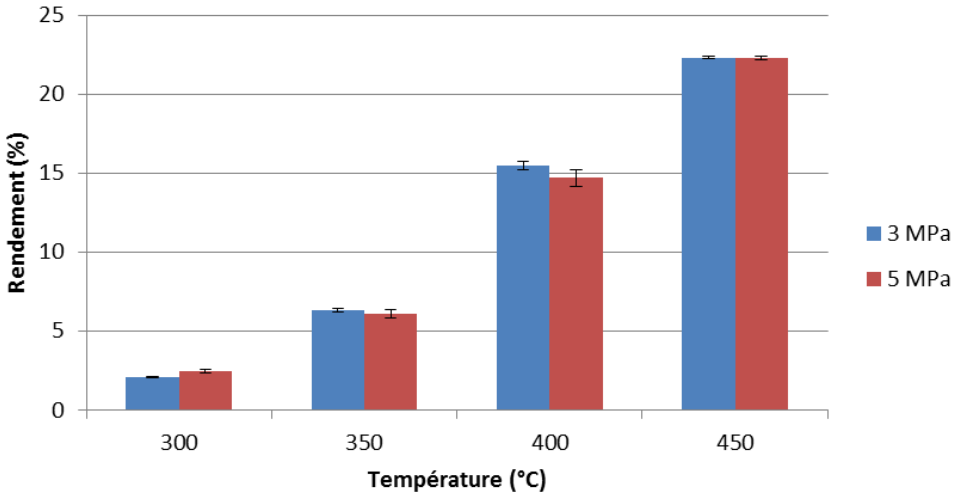


Figure IV. 11 : Rendement de l'installation "haute pression" en fonction de la pression et de la température du gaz pour une distance de projection de 30 mm

Les vitesses mesurées pour une pression de 3 MPa sont inférieures, d'au moins 40 $m.s^{-1}$, à celles mesurées pour 5 MPa à température égale. Or les rendements calculés, pour une même température, sont égaux. Cela implique que la vitesse des particules n'est pas le seul paramètre influant sur le rendement. Une hypothèse est que les particules ayant plus vites sont légèrement moins chaude et donc moins ductiles ce qui augmenterait légèrement la vitesse critique de ces particules.

2.1.4. Influence des paramètres de projection

Augmenter la pression comme la température du gaz, donc la vitesse des particules, a des effets positifs sur le rendement. Même si la température semble être le principal paramètre, l'effet de la pression du gaz est particulièrement visible pour les faibles pressions inférieures à 3 MPa.

L'augmentation de la vitesse des particules ne semble pas être le seul critère à prendre en compte pour l'amélioration du rendement. En effet, comme dit dans le paragraphe précédent, les rendements obtenus pour des pressions différentes à température donnée sont identiques alors que les vitesses diffèrent.

Les vitesses mesurées pour les conditions (300°C, 5 MPa) et (400°C, 3 MPa), c'est-à-dire 730 $m.s^{-1}$ et 724 $m.s^{-1}$ respectivement, sont presque identiques alors que les rendements correspondants sont de 2,5% et de 15,5%. Il existe donc un facteur autre que la vitesse permettant d'améliorer le rendement. Ce facteur semble être lié à la température du gaz. En effet, même si le temps passé par la particule dans le gaz est faible il est suffisant pour élever sa température. La température estimée des particules est de 160°C dans le cas d'une projection à 300°C à 5 MPa et de 241°C pour 400°C à 3 MPa. [4] Or des particules plus chaudes ont une meilleure capacité de déformation ce qui permettrait d'abaisser la vitesse critique, permettant ainsi aux particules d'adhérer aux dépôts. [5] [6].

2.2. Poudres traitées

2.2.1. Installation « basse pression »

Après traitement de la poudre, il a été possible de projeter la poudre d'aluminium 2024. Cela constitue une forte amélioration par rapport à la poudre non traitée puisqu'elle était non projetable. Malheureusement les rendements obtenus restent faibles, 4,3% dans le meilleur des cas, c'est-à-dire pour une pression de 1,7 MPa, une température de 450°C et une distance de 15 mm.

Les faibles rendements obtenus malgré le traitement thermique sont peut-être dus au fait que la poudre est injectée dans la partie divergente de la buse. En effet, les températures dans la partie divergente de la buse sont plus basses que dans la partie convergente. De plus les particules restent moins longtemps exposées à de forte température : la température des particules doit être inférieure à celle des installations « moyenne et haute pression », ce qui rend leur déformation plus difficile.

2.2.2. Installation « haute pression »

Le traitement de la poudre permet d'améliorer notablement le rendement [7]. Les rendements de 2,5%, 6,1%, 14,3% et 22,3% pour la poudre non traitée sont respectivement passé à 26,9%, 51,2%, 57,2% et 66,3% pour la poudre traitée dans les mêmes conditions de projection, figure IV.12. L'effet du traitement thermique est plus visible pour les faibles températures. En effet, le traitement thermique permet de multiplier approximativement le rendement par 10 pour 300°C, par 8 pour 350°C, par 4 pour 400°C et par 3 pour 450°C. [8]

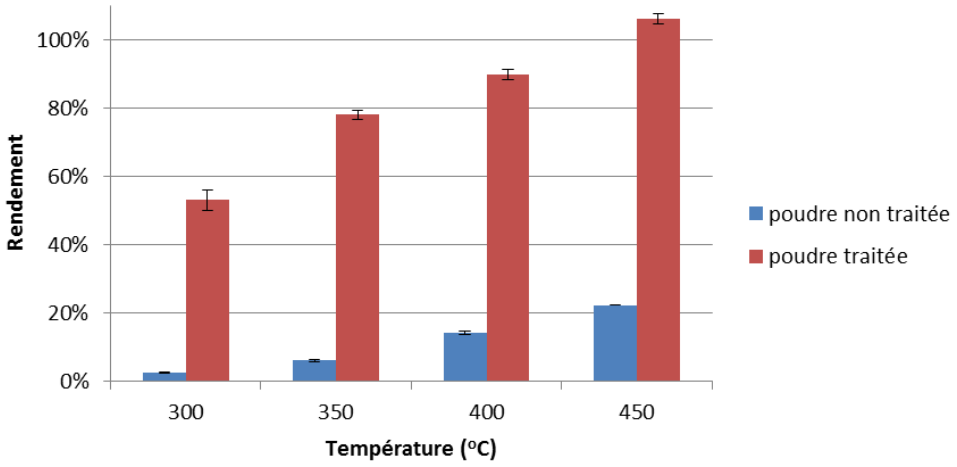


Figure IV. 12 : Rendement de l'installation "haute pression" pour les poudres ayant et n'ayant pas été traitées thermiquement en fonction de la température du gaz pour une pression de 5 MPa et une distance de projection de 30 mm

L'influence des paramètres de projection tels que la pression ou la température du gaz, pour la poudre traitée, reste équivalent à celle observée pour la poudre non traitée, c'est-à-dire que l'élévation de ces deux paramètres permet d'améliorer le rendement.

2.3. Influence de l'angle de projection

Le traitement thermique ne modifie pas l'influence des paramètres de projection tels que la température ou la pression du gaz.

Un autre paramètre jouant fortement sur le rendement est l'angle de projection. L'angle de projection est défini comme l'angle entre le substrat et le jet de particules comme présenté dans la figure IV.13. Cet angle est compris entre 90° et 0°, un angle de 90° signifie que la projection se fait perpendiculairement au substrat alors qu'un angle nul correspond à une projection parallèle au substrat.

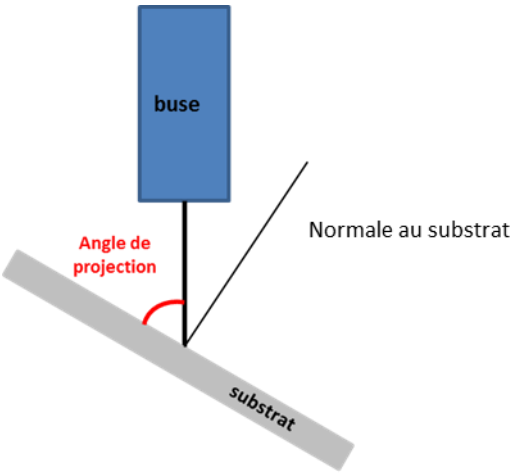


Figure IV. 13 : Schéma de l'angle de projection

Afin de qualifier l'influence de l'angle de projection, le dispositif présenté par la figure IV.14 a été utilisé. C'est un montage sur lequel sont fixés des substrats de 50 x 25 x 3 mm^3 par des rondelles à leurs extrémités. Grâce à ce montage il est possible de projeter la poudre pour des angles de 90°, 80°, 70°, 60°, 50°, 45°, 40° et 30° en une seule fois. Les dépôts réalisés sur ce montage sont nécessairement des cordons, afin de ne pas modifier la distance de projection. Les cordons sont des dépôts réalisés alors que la buse ne se déplace que sur un seul axe et y effectue des allers-retours.

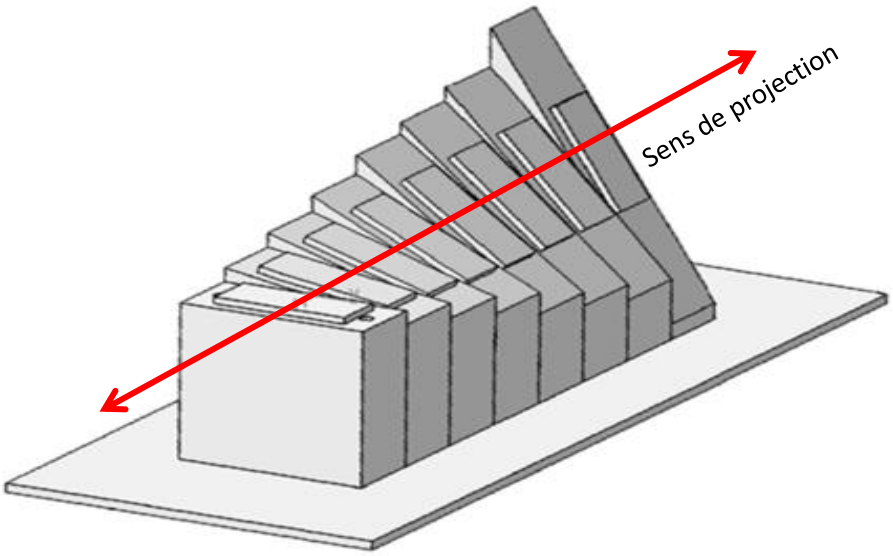


Figure IV. 14 : Schéma du montage utilisé pour voir l'influence de l'angle de projection

Peu de différences sont visibles sur les cordons réalisés avec des angles de 90° et 80°, ils ont une hauteur et une largeur similaires. L'effet de l'angle commence à se faire sentir à partir de 70°, une dissymétrie se crée et la hauteur du cordon diminue. A 50°, le cordon n'a plus le même aspect, le dépôt étant quasiment inexistant et le substrat visible par endroit. Pour un angle de projection de 45°, aucun cordon

ne s'est formé, seule une trace de poudre éparse peut être observée. Pour tout angle inférieur à 40°, seules quelques particules ont adhéré au substrat. [9]

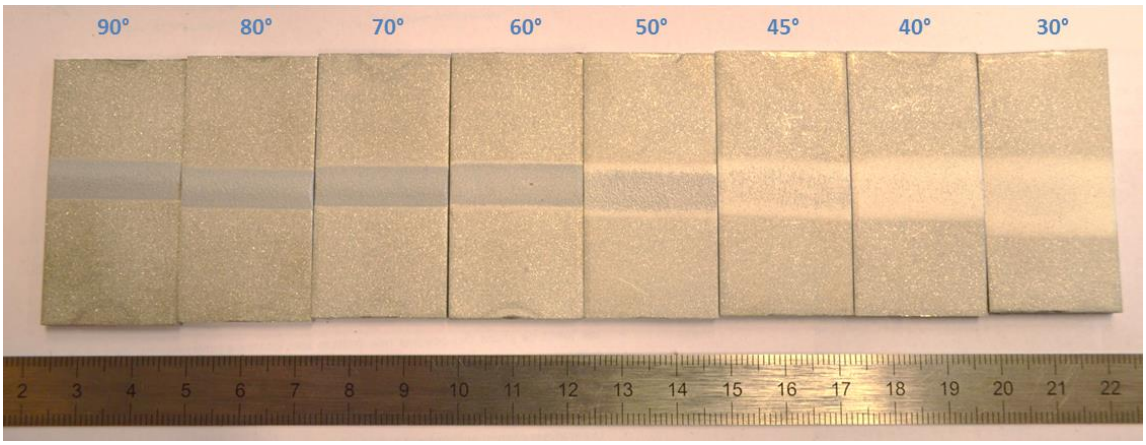


Figure IV. 15 : Photographie d'une série de cordons réalisés à différent angles de projection (450°C - 5 MPa – Poudre traitée)

L'effet de l'angle de projection sur le rendement peut être divisé en trois. Si l'angle de projection est supérieur à 80°, l'angle n'a quasiment aucun impact sur le rendement. Si l'angle de projection est compris entre 70 et 50°, le rendement baisse fortement. Plus l'angle est faible, plus le rendement diminue, cela est dû au fait que la composante de la vitesse normale au substrat diminue en même temps que l'angle de projection. [10] Dès que l'angle de projection est inférieur à 45°, le rendement est quasiment nul.

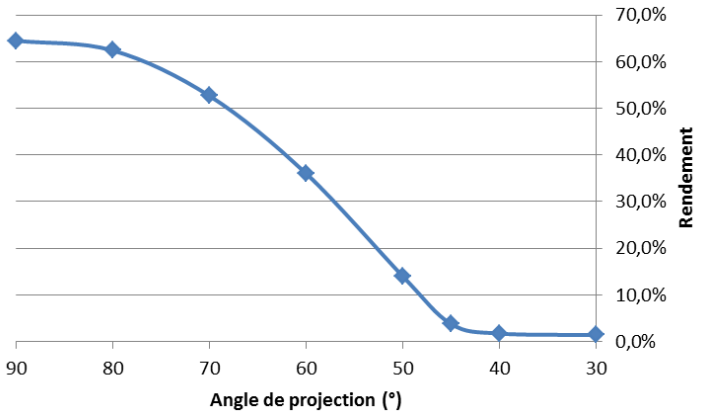


Figure IV. 16 : Courbe présentant le rendement en fonction de l'angle de projection

Les mêmes essais ont été réalisés sur l'installation « basse pression » afin d'estimer l'influence de l'angle de projection. L'effet de ce paramètre diffère de l'installation « haute pression ». En effet, compte tenu des faibles rendements obtenus lors des projections, si l'angle de projection est inférieur à 70° aucun dépôt ne peut être formé pour le meilleur jeu de paramètres. Pour un autre jeu de paramètres moins bon, la limite pour l'angle de projection n'est plus de 70° mais de 80°.

3. Microstructure

Pour pouvoir utiliser le cold spray comme procédé de fabrication additive, les revêtements et dépôts formés doivent être denses, et donc avoir un faible taux de porosité.

La porosité est mesurée à partir des images réalisées par cartographie au microscope optique. Ces cartographies sont réalisées avec 1% de recouvrement entre les différentes images afin d'éviter de compter deux fois les mêmes zones. Une fois les images obtenues, elles sont seuillées (figure IV.17) et leurs porosités mesurées. Ces mesures sont réalisées en pixels afin de pouvoir s'affranchir de l'échelle. Le taux de porosité peut donc être calculé et correspond à la moyenne du taux de porosité de chaque image. Le taux de porosité est calculé sur la totalité de la surface de la coupe micrographique du dépôt.

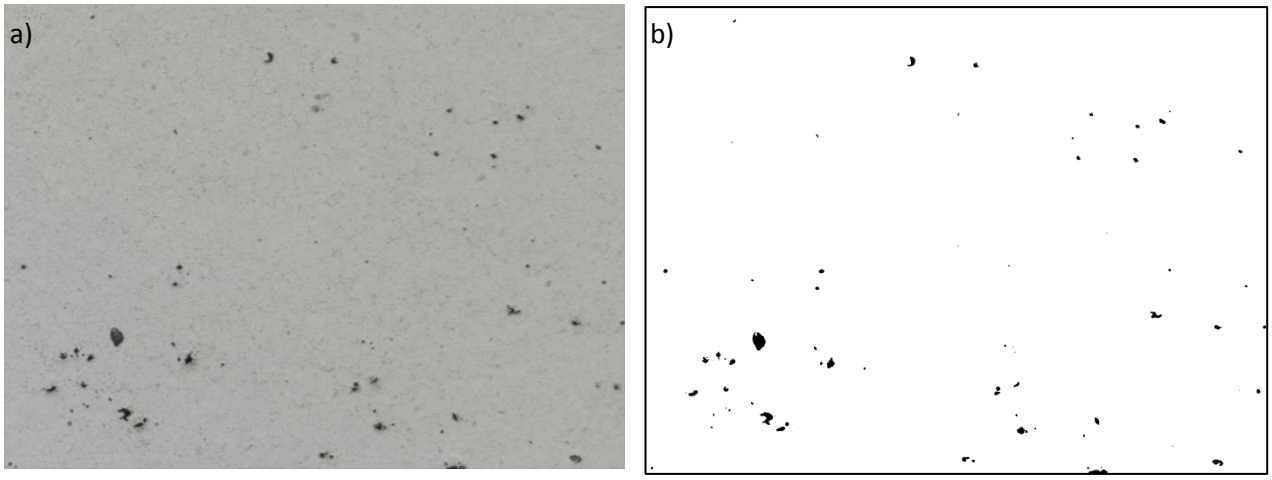


Figure IV. 17 : Image optique d'un dépôt présentant des porosités a) avant et b) après seuillage

Les dépôts d'alliage d'aluminium 2024 sont quasi denses. Le taux de porosité obtenu y est généralement inférieur à 1%. La valeur la plus élevée est de 4,4% pour un cordon réalisé sur l'installation « haute pression » pour les conditions de projection suivantes : 1,5 MPa, 300°C et une distance de 30 mm.

Les pores présents dans les cordons d'aluminium 2024 sont répartis de manière homogène (figure IV.18). Il n'y a pas de gradient de porosité lorsque l'on se rapproche des bords du cordon contrairement aux cordons réalisés en alliage d'aluminium 1050, [9]. Cela montre que le martelage exercé par l'impact des particules est suffisamment élevé pour densifier le dépôt, même sur les couches supérieures. Du point de vue de la fabrication additive cela veut dire qu'il n'y a pas besoin de prévoir de sur épaisseur pour que le taux de porosité reste dans des limites acceptables. En effet, dans le cas de l'aluminium, le taux de porosité dans la couche supérieur du dépôt est nettement plus élevé que celui dans le reste du dépôt. Si globalement ce taux est acceptable, localement il est supérieur à la tolérance. Pour cela, il faut donc prévoir une surépaisseur pour de l'aluminium pur alors que ce n'est pas nécessaire pour l'alliage d'aluminium 2024.

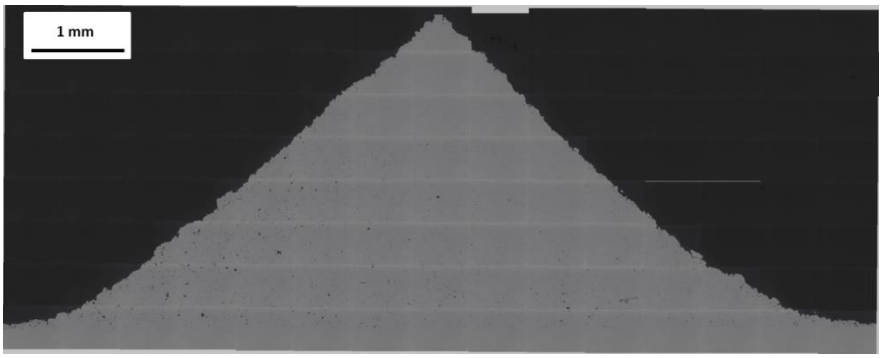


Figure IV. 18 : Microstructure d'un cordon (coupe perpendiculaire au sens de projection)

En ce qui concerne les dépôts et les revêtements réalisés en plusieurs passes, la répartition des porosités se fait de façon hétérogène (figure IV.19). En effet, les porosités se concentrent entre les différentes passes. [10] A cause de ce phénomène, il est même possible de connaître le nombre de passes qui ont servi à la réalisation du dépôt en regardant la coupe poli du dépôt.

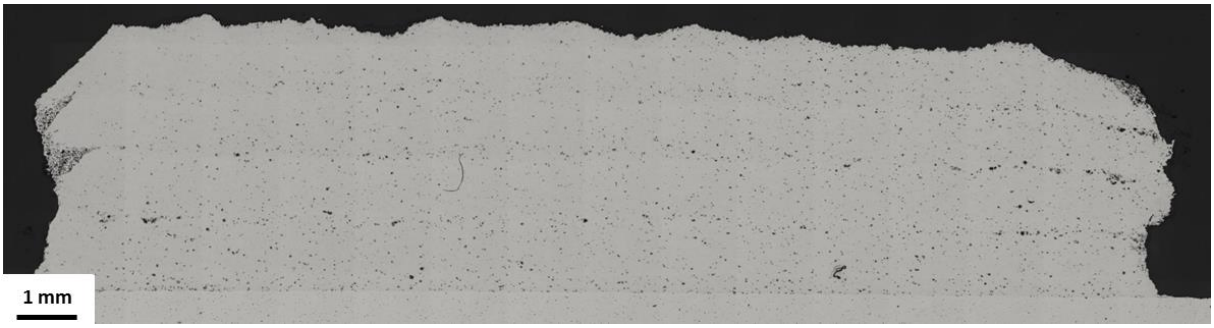


Figure IV. 19 : Cartographie d'un dépôt en coupe réalisé en 4 passes (coupe perpendiculaire au sens de projection)

La microstructure des dépôts d'aluminium 2024 est semblable à celle des autres dépôts cold spray. Si la pression du gaz a peu d'effet sur la microstructure d'un revêtement ou d'un cordon, ce n'est pas le cas de la température, comme le montre la figure IV.20. En effet, plus la température du gaz est faible plus les fissures présentes dans la microstructure sont nombreuses et grandes (montrées par des flèches sur la figure). A 300°C de nombreuses et longues fissures peuvent être observées. Pour une température un peu plus élevée, 350°C, le nombre de fissures présentes dans la microstructure diminue et ces fissures sont moins grandes. A partir de 400°C, la présence de fissure dans le dépôt a disparu.

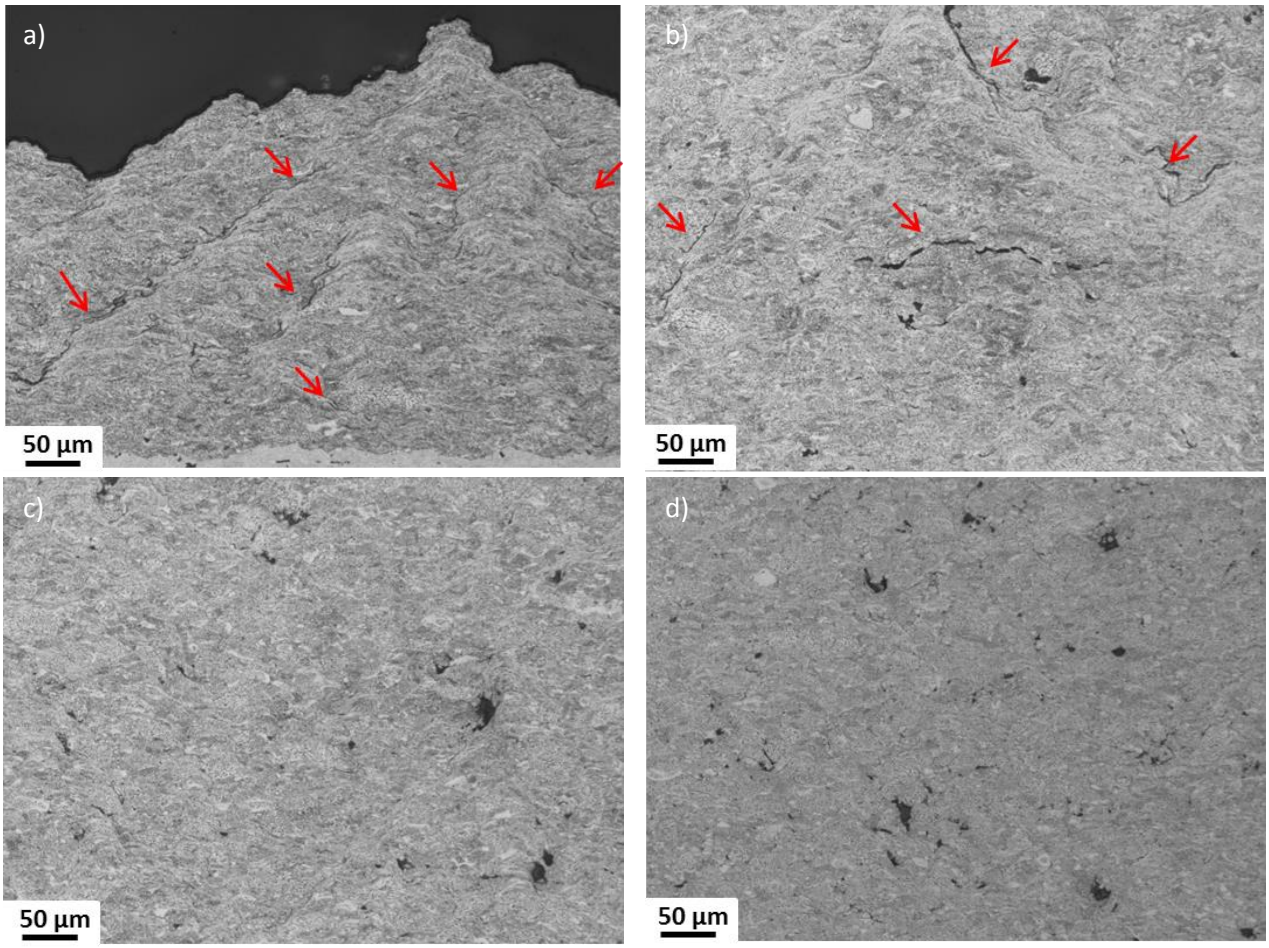


Figure IV. 20 : Images optiques de coupes transversales après attaque chimique (Keller) présentant la microstructure de cordons réalisés sur l'installation « haute pression » à une distance de 30 mm, à 3 MPa et à une température de a) 300°C, b) 350°C, c) 400°C et d) 450°C

Le traitement thermique a aussi un effet sur la microstructure des dépôts. Lorsque les cordons sont réalisés avec de la poudre non traitée à basse température, leurs microstructure présente des fissures. Le traitement thermique de la poudre a permis d'éliminer les fissures de la microstructure pour les faibles températures, figure IV.21.

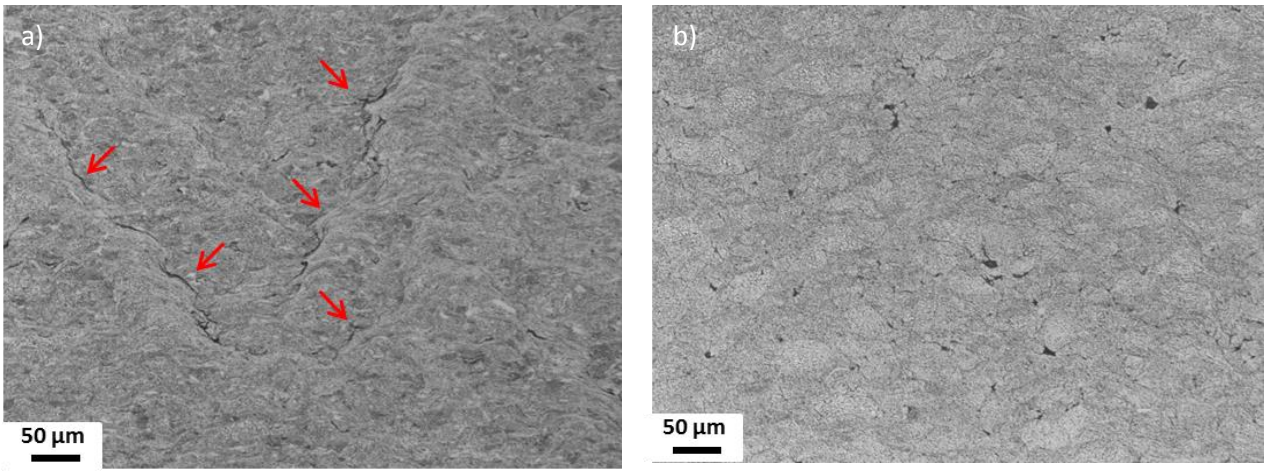


Figure IV. 21 : Images optiques de coupes transversales après attaque chimique (Keller) présentant la microstructure de cordons réalisés sur l'installation « haute pression » à une distance de 30 mm à 5 MPa et à une température de 300°C avec de la poudre a) non traitée et b) traitée

L'hypothèse est que ces fissures soient liées aux contraintes résiduelles du dépôt. Ces contraintes seraient générées par le martelage répété des particules rebondissant qui écrouissent les particules déjà déposées. En effet, chaque impact de particule déforme les particules en surface du dépôt. Si la particule adhère alors ce sera cette nouvelle particule qui sera martelée par les particules suivantes. En revanche, si la particule martelant n'adhère pas alors ces mêmes particules seront de nouveau martelées par d'autres particules. Ce martelage est donc plus important lorsque le rendement est faible, car le nombre de particules rebondissant est plus grand. Or la hausse de la température du gaz comme le traitement thermique de la poudre permet d'augmenter rendement, l'effet du martelage en est donc réduit. Cela pourrait expliquer la réduction ou la disparition des fissures dans la microstructure.

4. Propriété mécaniques

4.1. Dureté

4.1.1. Influence des paramètres de projection

La dureté des dépôts est légèrement plus élevée lorsque la pression est plus grande. La différence de dureté, pour une même température, est comprise entre 2,7 et 7,9 HV0,05. En revanche, l'augmentation de la température fait diminuer la dureté de façon relativement nette. La plus grande baisse de dureté se fait lorsque la température passe de 300 à 350°C, puisque celle-ci chute de 23,8 et de 18,6 HV0,05 pour les pressions respective de 3 et 5 MPa. La perte de dureté est comprise entre 10,6 et 8 HV0,05 pour chaque augmentation de 50°C, figure IV.22.

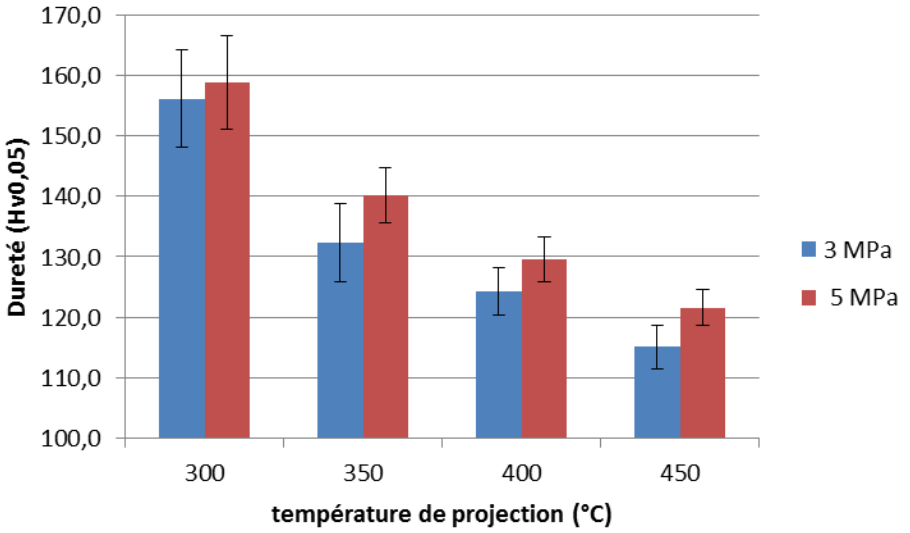


Figure IV. 22 : Dureté moyenne des dépôts réalisés sur l'installation "haute pression" à une distance de 30 mm en fonction de la pression et de la température du gaz

L'effet de la température sur la dureté est inverse à celui qu'il a sur le rendement. Ce phénomène pourrait être lié au martelage des particules, qui permettrait de durcir le dépôt. La proportion de particules rebondissant sur le dépôt est inversement proportionnelle à celle qui participe à sa création, c'est-à-dire au rendement. L'hypothèse est que plus le nombre de particules rebondissant est grand plus l'effet de martelage est important. [12]

A l'impact l'énergie cinétique est convertie de deux manières différentes. Une partie de cette énergie sert à déformer la particule elle-même alors que l'autre partie sert à marteler le substrat ou les particules de la couche supérieure du dépôt générant une déformation de ces parties.

Il y a deux hypothèses qui pourraient expliquer le fait que le martelage soit plus important pour de faibles rendements. La première est que l'énergie de martelage des particules qui rebondissent soit plus élevée que celle des particules qui adhèrent au dépôt. La seconde est que les particules soient martelées de plus nombreuses fois lorsque le rendement diminue. Plus une particule est martelée, plus elle est écrouie, ce qui permettrait d'augmenter la dureté du dépôt. En effet, si le rendement est de 5% cela signifie qu'une particule sur vingt adhère au dépôt, c'est-à-dire qu'en moyenne une particule est martelée vingt fois avant qu'une autre particule prenne sa place. Avec un rendement de 20%, une particule n'est plus martelée que cinq fois avant qu'elle ne soit remplacée.

L'augmentation de la pression du gaz de 3 à 5 MPa n'a pas d'influence sur le rendement mais permet aux particules d'atteindre des vitesses plus élevées. Ces vitesses plus élevées signifient que l'énergie cinétique initiale des particules l'est également. L'effet du martelage est donc plus grand pour des pressions plus élevées.

4.1.2. Influence de l'épaisseur du dépôt

La dureté ne dépend pas du type de dépôt réalisé que cela soit un cordon ou un revêtement de surface. Les cordons et les revêtements ont la même dureté lorsque les mêmes conditions de projection sont utilisées. Pour les paramètres de projection de 5 MPa, 450°C et une distance de 30 mm, les duretés moyennes obtenues pour le cordon et le revêtement surfacique sont respectivement de 121,6 ± 5,9 HV0,05 et de 122,8 ± 6,5 HV0,05.

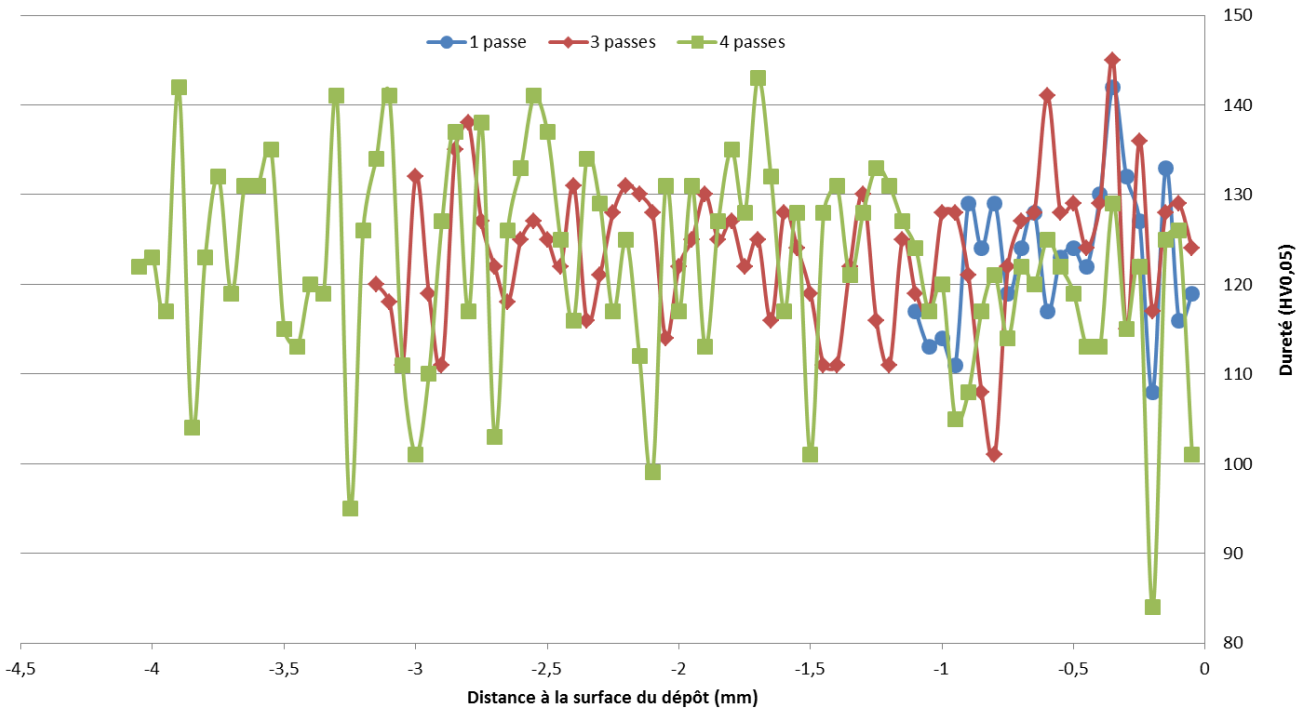


Figure IV. 23 : Graphique présentant les profils de dureté des dépôts réalisés en 1, 3 et 4 passes sur l'installation « haute pression » à 5 MPa et 450°C avec de la poudre non traitée

Le nombre de passes réalisés lors de la projection n'a aucune influence sur la dureté moyenne des dépôts réalisés en alliage d'aluminium 2024. Pour le même jeu de paramètres que celui du paragraphe précédent, les duretés moyennes des revêtements réalisés en 1, 3 ou 4 passes sont respectivement de 123, 124 et 122 HV0,05. Le nombre de passes ne semble pas avoir non plus d'incidence sur l'évolution de la dureté dans le dépôt. Les couches près du substrat ne semblent pas plus dures que celles près de la surface.

La forte variation de dureté pouvant être observée est liée à la manière dont sont obtenus les profils de dureté. En effet, des indentations sont effectuées tous les 50 µm et peuvent donc être placées sur une porosité, dans une particule ou encore sur un groupe de particules.

4.1.3. Influence du traitement thermique

Le traitement thermique de la poudre provoque une forte chute de la dureté, en particulier pour les faibles températures de gaz, figure IV.24. La dureté du dépôt de 158,8 HV0,05 obtenue pour une pression de 5 MPa et une température de 300°C pour de la poudre traitée, passe à 94,7 HV0,05 pour la poudre non traitée. Cela représente une baisse de 64,1 HV0,05. La différence de dureté entre les dépôts réalisés avec la poudre d'aluminium 2024 non traitée et traitée reste assez grande pour les autres conditions de projection. L'écart de dureté minimal à iso conditions de projection est de 35,8 HV0,05.

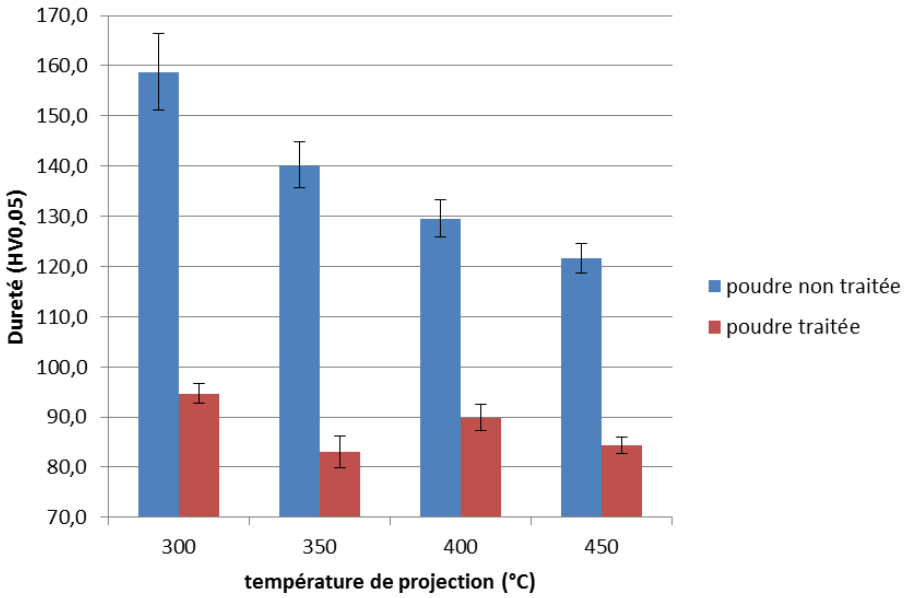


Figure IV. 24 : Dureté des dépôts réalisés sur l'installation "haute pression" pour les poudres traitées et non traitées thermiquement en fonction de la température du gaz pour une pression de 5 MPa et une distance de projection de 30 mm

Ces écarts de duretés peuvent résulter de deux facteurs différents. Le premier est que la dureté des particules traitées est d'environ 30 HV0,001 plus basse que celle des particules non traitées. Le second facteur est lié à l'augmentation du rendement provoqué par le traitement thermique qui diminue donc l'effet du martelage permettant de durcir le dépôt [12].

La baisse de dureté est comprise entre 64,1 et 35,8 HV0,05. Une partie de cette baisse de dureté des dépôts, de 30HV0,05, peut être directement imputée à la baisse de dureté des particules de poudre suite au traitement thermique. Mais puisque la baisse de dureté des dépôts est supérieure à celle de la dureté de la poudre, il est très probable que cela ne soit pas la seule cause de la baisse de la dureté et qu'un autre facteur intervienne, comme la diminution de l'effet de martelage provoquée par l'amélioration du rendement.

4.2. Déformation plastique des particules

Pour quantifier les déformations plastiques subies par les particules lors de leurs impacts, des particules individuelles appelées « splats » sont observées et leur taux d'écrasement mesurés, [Eq. 1]. Les splats sont obtenus en projetant de très faibles quantités de poudre, soit un débit de 5 g.min^{-1}, avec des vitesses de buse élevées. Les splats sont projetées sur des substrats polis et non sablés comme c'est le cas pour les dépôts classiques. Le fait de polir les substrats permet de mieux repérer les particules, les impacts des particules n'ayant pas adhérées au substrat afin de permettre des mesures plus précises.

$$taux\ d'écrasement = \frac{diamètre\ splat - hauteur\ splat}{diamètre\ splat} \qquad \text{[Eq. 1]}$$

A partir des splats, il est possible d'estimer le taux d'écrasement de la particule. Il existe plusieurs méthodes afin de déterminer ce taux d'écrasement, comme celle consistant à utiliser un profilomètre en mesurant le diamètre et la hauteur de la particule ou encore à partir d'une coupe micrographique d'un splat. La technique retenue dans cette étude est celle utilisant l'observation MEB en vue inclinée. Ce choix a été motivé par la rapidité et la précision de cette méthode, contrairement à la méthode par coupe qui demande beaucoup de temps de préparation et où la précision est moindre compte tenu de la difficulté à polir l'échantillon jusqu'au diamètre maximal sans le dépasser [13]. La méthode par profilométrie est destinée à des particules de taille relativement grande pour limiter les erreurs de mesure, ce qui est peu adapté à la granulométrie de la poudre, +45-15 µm, utilisée dans cette thèse. De plus, les faibles rendements de projection de la poudre non traitée ont laissé beaucoup de cratères d'impacts perturbant d'autant plus les mesures, figure IV.25. [14]

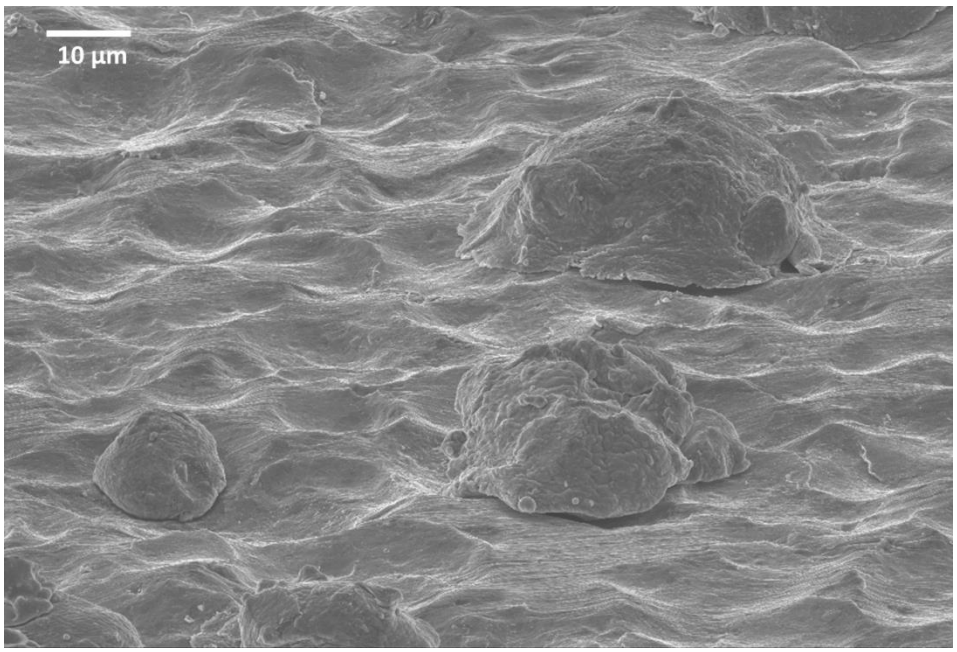


Figure IV. 25 : Image MEB de 3 splats de poudre non traitée en vue inclinée

Lors des observations MEB, l'échantillon est incliné de 70°, permettant d'avoir une vue rasante de la particule, figure IV.26. Cette vue ne modifie pas la taille du diamètre de la particule mais la hauteur de la particule mesurée nécessite une correction due à l'inclinaison du substrat [Eq. 2] où θ représente l'angle d'inclinaison de l'échantillon.

$$h = h_{mesurée} \times \cos\theta \qquad \text{[Eq. 2]}$$

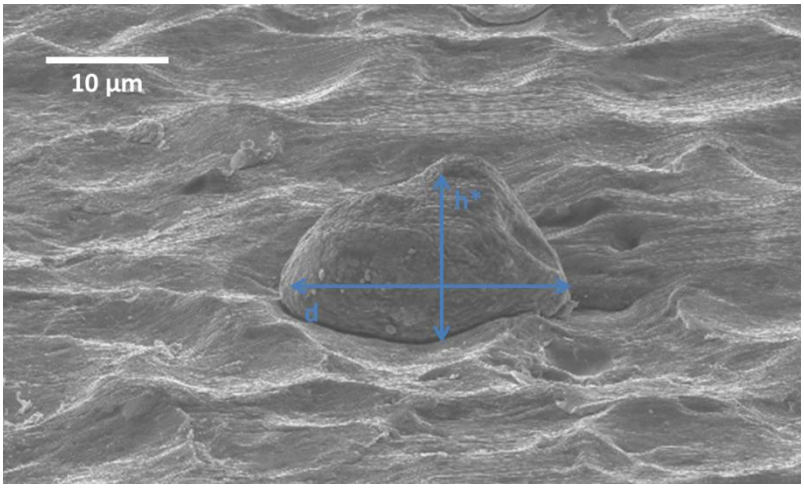


Figure IV. 26 : Image MEB d'un splat en vue inclinée

Le taux d'écrasement des particules semble être indépendant de la taille des particules, pour cette poudre, figure IV.27. En effet, le taux d'écrasement ne présente pas de tendance particulière en fonction du diamètre des splats mesurés et quel que soit le jeu de paramètres étudiés. L'absence d'influence du diamètre de particule sur son taux d'écrasement peut être liée au fait que la granulométrie de la poudre est trop resserrée pour que cet effet soit visible.

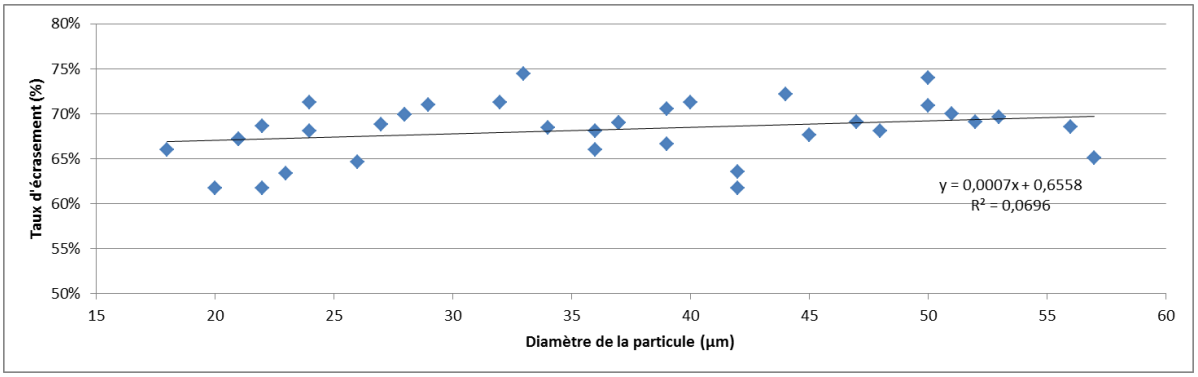


Figure IV. 27: Graphique présentant le taux d'écrasement en fonction du diamètre de la particule à conditions de projection données

4.2.1. Influence du traitement thermique

Pour un même jeu de paramètres de projection (300°C, 5 MPa, installation « haute pression »), des splats ont été réalisés avec de la poudre traitée et non traitée. Le taux d'écrasement moyen des particules non traitées est de 72 ± 5% alors qu'il est de 61 ± 4% pour les particules traitées, ce qui représente une différence de 11%. Les particules de poudre traitées, étant moins dures, nécessitent moins de déformation pour adhérer au substrat que les particules n'ayant pas subi de traitement thermique. Cela peut être une des raisons expliquant l'augmentation du rendement pour la poudre traitée dans les mêmes conditions de projection.

Le fait que les particules traitées soient moins déformées que celles non traitées pourrait aussi expliquer, en partie, la différence de dureté des dépôts construits à partir de poudre traitées et non traitées. En plus de l'effet de martelage accru pour la poudre non traitée dû à un rendement moins élevé, le taux d'écrasement plus grand des particules signifie que celles-ci sont également plus écrouies et donc plus dures que les particules traitées thermiquement.

4.2.2. Influence des paramètres de projection

Des splats ont été réalisés à paramètres de projection identiques à l'exception de la pression du gaz afin de mesurer l'influence de ce paramètre sur la déformation des particules. Ces projection ont étés réalisées à 300°C avec de la poudre non traitée et avec une distance de projection de 30 mm, reprenant les mêmes conditions de projection que celles utilisées pour les dépôts du paragraphe 2.1.3.

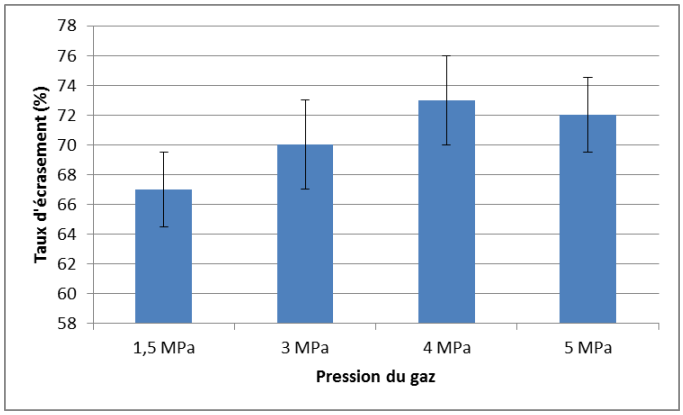


Figure IV. 28 : Graphique présentant le taux d'écrasement des particules non traitées en fonction de la pression du gaz pour une température de gaz de 300°C

Pour des particules non traitées, l'augmentation de la pression du gaz pour une température fixée à 300°C, accroît le taux d'écrasement des particules. Pour une pression de 1,5 MPa, le taux d'écrasement est de 67 ± 5%, pour des pressions de 3, 4 et 5 MPa les taux d'écrasement sont respectivement de 70 ± 6%, de 73 ± 6% et de 72 ± 5%, figure IV.28.

L'influence de la pression sur le taux d'écrasement des particules est plus grande pour de faibles pressions, comprises entre 1,5 et 3 MPa. Au-delà de laquelle (3MPa) celui-ci reste quasiment identique.

L'influence de la pression sur le taux d'écrasement des particules est très semblable à celle qu'elle a sur le rendement puisque les mêmes effets sont observables. Le fait d'augmenter la pression du gaz permettrait d'augmenter légèrement le taux d'écrasement des particules, donc d'avoir légèrement plus de particules qui se déforment suffisamment pour adhérer au substrat et donc améliorer également légèrement le rendement de projection.

De plus, une autre série de splats a été réalisée, avec de la poudre traitée, en ne changeant que la température du gaz afin d'évaluer l'influence de la température du gaz sur le taux d'écrasement de particules.

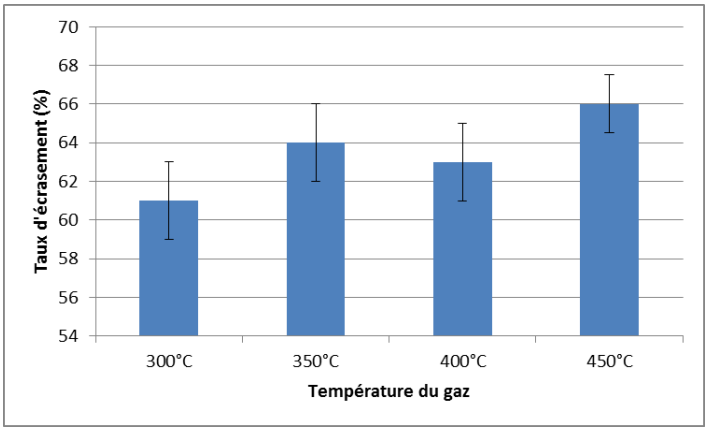


Figure IV. 29 : Graphique présentant le taux d'écrasement des particules traitées en fonction de la température du gaz pour une pression de 5 MPa

Les valeurs moyennes des taux d'écrasement des particules sont de 61 ± 4%, de 64 ± 4%, de 63 ± 4% et de 66 ± 3% pour des températures respectives de 300, 350, 400 et 450°C, figure IV.29. L'augmentation de la température du gaz semble permettre une légère augmentation des taux d'écrasement des particules, mêmes s'ils restent dans les mêmes ordres de grandeur.

5. Discussion

La solution de recourir à un traitement thermique de la poudre comme cette thèse l'a développée, a l'avantage d'être facilement industrialisable, notamment de pouvoir traiter de grande quantité de poudre. De plus, cette étape pourrait être réalisée directement par les fabricants de poudres.

Le traitement thermique de la poudre a pour principal avantage d'améliorer fortement le rendement de projection de la poudre d'aluminium 2024 sur les installations « moyenne et haute pression » et de permettre la construction d'un dépôt sur le cold spray « basse pression », impossible à réaliser avec la poudre non traitée. L'augmentation du rendement permet de diminuer le temps de projection nécessaire pour réaliser un dépôt d'épaisseur donnée, ce qui se traduit par une diminution de la consommation de gaz, du temps de chauffe de l'installation donc des coûts de production. De plus, la quantité de poudre nécessaire à la réalisation du dépôt serait également réduite ce qui permettrait de compenser l'augmentation du prix de la poudre liée à la réalisation du traitement thermique.

Le traitement thermique de poudre semble permettre de diminuer les contraintes qui se créent lors de la construction du dépôt, permettant d'éliminer les fissures visibles sur les coupes micrographiques lors des projections à basse température avec la poudre non traitée. La réduction de ces contraintes résiduelles permettrait de construire des revêtements de plus fortes épaisseurs.

En revanche, le fait de traiter thermiquement la poudre avant de la projeter présente un inconvénient majeur, qui est la perte de caractéristiques mécaniques telle que la dureté, ce qui pourrait poser des problèmes pour la réparation de pièce de structure, qui nécessite des propriétés mécaniques élevées. Dans ce cas, l'utilisation de poudre traitée thermiquement impose la réalisation d'un traitement permettant de restaurer les propriétés mécaniques.

Conclusion

Le choix de l'installation cold spray a une forte influence sur la construction d'un dépôt. En effet, selon l'installation choisie, la géométrie de la buse, la manière dont la poudre est injectée influencent fortement la vitesse des particules même pour un jeu de paramètres de projection identique. L'augmentation de la température comme celle de la pression du gaz permet d'accroître la vitesse des particules.

L'augmentation de ces deux paramètres permet également d'améliorer le rendement, même si l'élévation de la température a plus d'effet sur celui-ci que la hausse de la pression dont l'influence est plus marquée pour des pressions comprises entre 1,5 et 3 MPa dans le cas de l'aluminium 2024. L'augmentation de la pression permet cependant de durcir le dépôt, contrairement à l'élévation de la température qui fait baisser la dureté des dépôts.

Le traitement thermique de la poudre a permis d'améliorer fortement le rendement, puisque pour un même jeu de paramètre, le rendement peut être multiplié de trois à dix fois. Cependant, la dureté du dépôt diminue de 65 à 35 HV0,05 selon les paramètres de projection utilisés par rapport à un dépôt réalisé avec de la poudre non traitée. Cette perte de dureté peut être expliquée par la baisse de dureté des particules de poudre due au traitement thermique, de l'effet de martelage moins élevé dû à l'amélioration du rendement. Le traitement thermique de la poudre permet de réduire le taux d'écrasement que les particules doivent atteindre pour adhérer au substrat.

Références bibliographiques

[1] SCHMIDT T., GARTNER F., ASSADI H., KREYE H., *Development of a generalized parameter window for cold spray deposition*, Acta Materials, volume 54 (2006), pp729-742.

[2] YIN S., LIU Q., LIAO H., WANG X., *Effect of injection pressure on particle acceleration, dispertion and deposition in cold spray*, Computational Materials Science, volume 90 (2014), pp 7-15.

[3] LEE J., SHIN S., KIM H., LEE C., *Effect of gas temperature on critical velocity and deposition characteristics in kenetic spraying*, Applied Surface Science, volume 253 (2007), pp3512-3520.

[4] HELFRICHT D., CHAMPAGNE V., *Optimal Particle Size for the Cold Spray Process*, in: Proceedings of the International Thermal Spray Conference (ITSC) 2006, 15-18 May, Seattle, pp .

[5] LI C., LI Y., LIAO H., *Examination of the Critical Velocity for Deposition of Particles in Cold Spraying*, Journal of Thermal Spray Technologies, volume 15 (2006), pp 212-222.

[6] MENG X., ZHANG J., LIANG Y., HAN W., ZHAO J., *Effect of Gas Temperature on the Particle Deposition Characteristics and Coatings Microstructures by Cold Spray*, Materials Science Forum, volume 675-677 (2011), pp 1297-1298.

[7] STORY W., BREWER L., *Heat Treatment of Gas-Atomized Powders for Cold Spray Deposition*, Metallurgical and Materials Transactions, volume 49 (2018), pp 446-449.

[8] SABARD A., DE VILLIERS LOVELOCK H.L., HUSSAIN T., *Microstructural Evolution in Solution Heat Treatment of Gas-Atomized Al Alloy (7075) Powder for Cold Spray*, Journal of Thermal Spray Technologies, volume 27 (2018), pp 145-158.

[9] BLOCHET Q., *Influence de la rugosité du substrat sur l'adhérence de revêtements à base d'aluminium élaborés par projection dynamique par gaz froid (« cold spray »)*, Thèse de doctorat, Ecole Nationale des Mines de Paris, 2015.

[10] LI C., LI W., WANG Y., YANG G, FUKANUMA H., *A theorical model for prediction of deposition efficiency in cold spraying*, Thin Solid Films, volume 489 (2005), pp 79-85.

[11] RECH S., TRENTINA A., VEZZU S., LEGOUX J.G., IRISSOU E., *Different Cold Spray Deposition Strategies : Single- and Multi-layers to Repair Aluminium Alloy Components*, Journal of Thermal Spray Technologies, volume 23 (2014), pp 1237-1250

[12] LEE H., SHIN H., LEE S., KO K., *Effect of gas pressure on Al coatings by cols gas dynamic spray*, Materials Letters, volume 62 (2008), pp 1579-1581.

[13] BORTOLUSSI V., *Etude expérimentale et numérique de la conductivité de revêtements composites métal-polymère déposés par projection dynamique par gaz froid sur substrat composite à matrice organique*, Thèse de doctorat, Ecole Nationale des Mines de Paris, 2016.

[14] GIRAUD D., *Etude des composantes mécanique et métallurgique dans la liaison revêtement-substrat obtenue par projection dynamique par gaz froid pour les systèmes "Aluminium/Polyamyde6,6" et "Titane/TA6V"*, Thèse de doctorat, Ecole Nationale des Mines de Paris, 2014.

Chapitre 5 : Simulation : Modèle de construction

Sommaire

CHAPITRE 5 : SIMULATION : MODELE DE CONSTRUCTION 112

Introduction 116

1. Principe du modèle de construction 116
   - 1.1. Description du modèle de construction 117
   - 1.2. Base du modèle 119
     - 1.2.1. Profils de cordon 119
     - 1.2.2. Angle d'impact 120
   - 1.3. Paramètres du modèle 123
     - 1.3.1. Vitesse d'éclairement 123
     - 1.3.2. Trajectoire de la buse 126
       - *1.3.2.1. Pas de la buse 126*
       - *1.3.2.2. Décalage d'un demi-pas 128*
       - *1.3.2.3. Inversion du sens de la buse 129*
     - 1.3.3. Choix du substrat 130
   - 1.4. Extension 3D 131

2. Validation du modèle 132
   - 2.1. Modèle 2D 132
   - 2.2. Modèle 3D 137

3. Applications du modèle de construction 141

Conclusion 144

Références bibliographiques 145

Introduction

La plupart des simulations liées au cold spray peut être divisée en deux catégories. La première correspond aux simulations de mécanique des fluides, qui ont pour but de modéliser l'écoulement du gaz, son interaction avec les particules et optimiser la géométrie des buses. La deuxième catégorie comprend les simulations d'impact d'une ou plusieurs particules. Ces simulations sont, pour la plus grande majorité, effectuées par éléments finis (EF) même si d'autres méthodes peuvent être employées. Les ressources informatiques demandées par les EF sont trop grandes pour envisager de simuler un dépôt épais [1].

Cette partie a pour but de présenter un nouveau modèle qui vise à simuler des dépôts entiers et avec des temps de calculs faibles. Cela passe par une approche macroscopique, à l'échelle du dépôt et non des particules qui le constituent. Il est fondé sur des données obtenues dans des expériences dédiées où le rendement de projection est mesuré en fonction de l'angle buse-substrat. . Cette approche a pour but de donner une prédiction globale de la géométrie des dépôts sur un substrat de forme arbitraire et non de connaitre ce qui se passe localement à l'échelle d'une particule. Les données d'entrée sont les profils des cordons, qui sont constitués à eux seuls de plusieurs milliers de particules.

1. Principe du modèle de construction

Le cold spray est un procédé où la matière est ajoutée par itération d'évènements élémentaires (l'impact d'une particule et son accrochage). Il est donc naturel de s'intéresser aux phénomènes qui ont lieu à l'échelle de la particule pour comprendre le rôle des différentes variables du procédé. Néanmoins, quand on s'intéresse aux applications pratiques du procédé et surtout pour la fabrication additive, on se positionne plutôt à une échelle macroscopique (celle du dépôt). Il est compliqué d'effectuer le passage d'échelle de la particule au dépôt. Dans ce chapitre, le modèle de construction présenté se positionne à l'échelle macroscopique du dépôt. Il a été décidé de faire abstraction des phénomènes élémentaires (impacts des particules) pour éviter de se lancer dans l'exercice difficile du changement d'échelle et se focaliser dans le développement d'un outil avec des finalités pratiques bien définies.

Le modèle de construction fait abstraction des éléments microscopiques (particules de poudre et leurs impacts) et est, en revanche, fondé sur des éléments macroscopiques. Ce choix permet de simuler des dépôts épais, supérieurs à plusieurs millimètres, et d'estimer leur épaisseur ainsi que leur rugosité avec des temps de calcul de l'ordre de quelques minutes. Ce résultat serait impossible à obtenir à dans un approche de modélisation physique, à l'échelle des particules, car il faudrait simuler un trop grand nombre d'évènements élémentaires (impacts de particules).

Le principe de ce modèle repose sur la superposition de profils de « cordons », obtenus expérimentalement dans une série de projections dédiées. Le cordon est un dépôt obtenu à partir d'un unique passage de la buse au-dessus du substrat. Cette superposition de cordons cherche à reproduire le plus fidèlement possible ce qui se passe réellement lors de la projection d'un dépôt par cold spray. Le

modèle de construction peut servir de base à la génération des trajectoires robotique pour la réalisation de dépôts cold spray pour la fabrication additive ou le rechargement de pièces présentant un ou plusieurs défauts [2]. Le modèle de construction a été développé en deux dimensions, dans un premier temps, puis a été étendu aux trois dimensions. Dans le cas du modèle en trois dimensions, il est même possible d'estimer la consommation de poudre de la simulation.

1.1. Description du modèle de construction

Le modèle de construction est une simulation permettant de prédire l'épaisseur et la rugosité d'un dépôt cold spray. Le modèle de construction a besoin de deux éléments de base, qui sont les profils discrétisés d'un cordon (obtenus à partir de vues en coupe et mesures d'épaisseur du dépôt ou par profilométrie), et du rendement relatif en fonction de l'angle de projection, présentés dans la partie 1.2 de ce chapitre. Ces deux éléments d'entrée peuvent être obtenus lors d'une seule projection, réalisée avec un dispositif dédié, comme le montre la figure V.1.

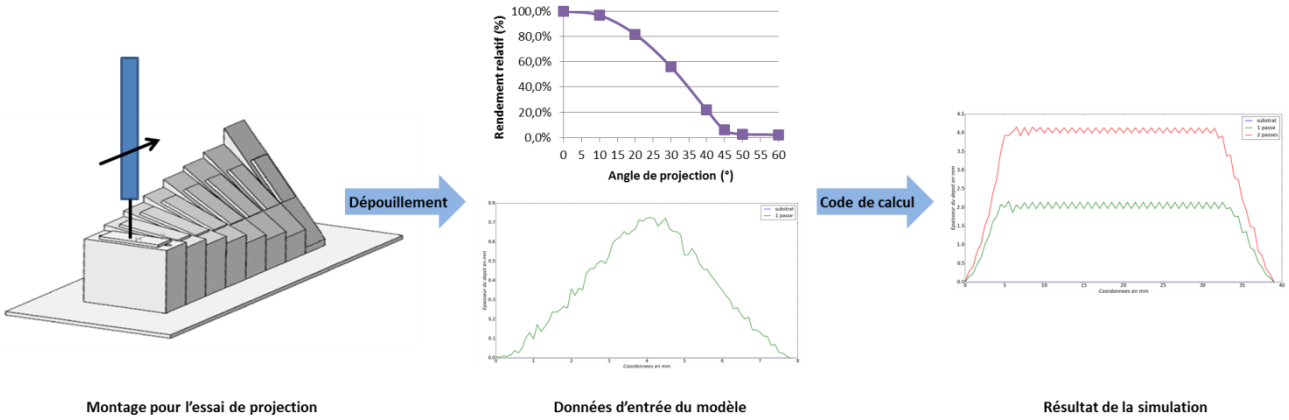


Figure V. 1 : Schéma de principe du modèle de construction.

Puisque le modèle a pour but de prédire comment les cordons s'empilent les uns sur les autres durant la projection, les paramètres principaux de ce modèle sont des paramètres cinétiques, liés au déplacement de la buse. Mis à part les données d'entrée précédemment citées, les paramètres du modèle sont décrits dans la liste qui suit :

- La vitesse d'éclairement, qui correspond à la vitesse relative de la buse par rapport au substrat.
- Le nombre de passes, où une passe correspond à l'ensemble du chemin bleu ou du chemin rouge de la figure V.2.
- Le pas, qui est la distance entre deux passages de buse successifs, représenté par les flèches vertes sur la figure V.2.
- L'éventuel décalage d'un demi-pas entre les passes successives, c'est-à-dire le fait de décaler d'un demi-pas le point de départ à chaque passe. Cela revient à suivre, sur le schéma, le

tracé bleu pour les passes impaires et le tracé rouge pour les passes paires lors de la projection.

- L'éventuelle inversion du sens de la passe successive, c'est-à-dire que lors de la projection la direction de déplacement de la buse s'inverse une fois sur deux. La buse suit toujours la même trajectoire mais dans le sens gauche-droite pour les passes de numéro impair et dans le sens droite-gauche dans le cas des passes de numéro pair.

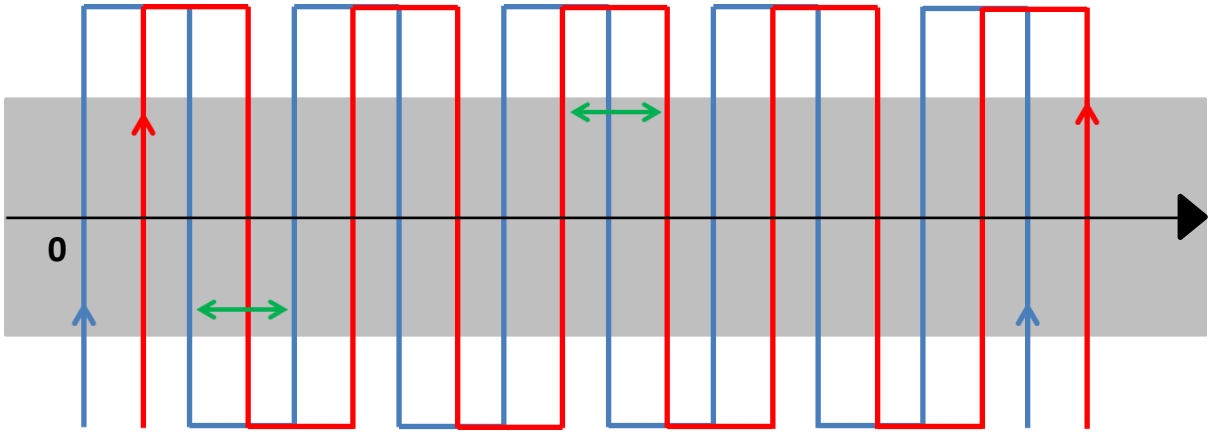


Figure V. 2 : Schéma de déplacement de la buse.

Le résultat obtenu dans le cas d'une simulation en deux dimensions est similaire à ce qui est observable grâce à une coupe transversale effectuée dans le milieu du dépôt, au niveau de la ligne noire sur la figure V.2. Le modèle restitue le profil du dépôt simulé après chaque passe, comme dans la figure V.3, permettant donc de suivre l'évolution de son épaisseur et de sa rugosité.

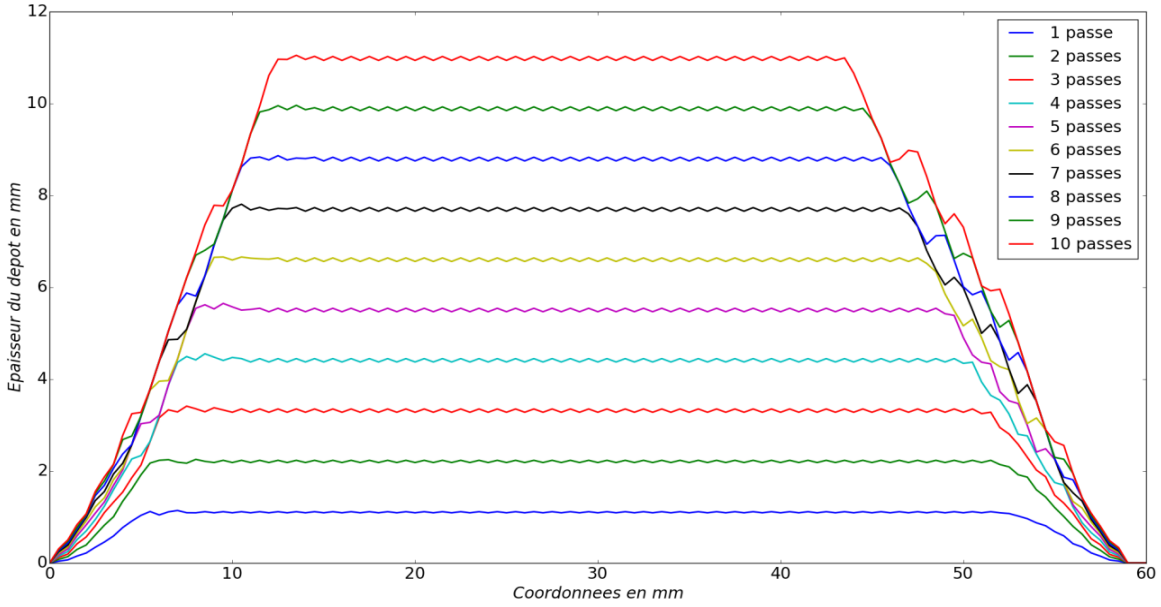


Figure V. 3 : Simulation 2D d'un dépôt réalisé en 10 passes à 100 mm·s^{-1} avec un pas de 1 mm. Chaque courbe représente la surface du dépôt à la énième passe.

Ce modèle fait l'inverse de ce qui se fait en programmation robotique, où la géométrie souhaitée et la forme lissée d'un cordon sont utilisées pour déduire la trajectoire du robot [2]. Le modèle de construction se sert de profils réels et des paramètres robots afin d'obtenir une estimation de la géométrie finale du dépôt.

1.2. Base du modèle

Comme déjà indiqué précédemment, le modèle de construction est fondé sur deux éléments clés. Le premier est le profil du cordon, qui correspond à l'ajout de matière à chaque passage de buse. Le deuxième est le rendement en fonction de l'angle de projection, qui indique le rendement point par point, en fonction de la pente locale du substrat.

1.2.1. Profils de cordon

Les profils de cordon, dont la figure V.4 illustre un exemple, sont les éléments de base qui sont empilés les uns sur les autres afin de créer le dépôt. Il faut remarquer que les paramètres de projection, tels que la température, la pression du gaz ou encore la distance de projection, influencent la géométrie des cordons. La hauteur maximale et la largeur du cordon dépendent des paramètres de projection choisis, vitesse d'éclairement équivalente. Il est donc nécessaire d'avoir des profils de cordon pour chaque jeu de paramètres procédé.

Pour rentrer dans le modèle, les profils ont dû être discrétisés à intervalle régulier, comme illustré à titre d'illustration à la figure V.4. En réalité, un profilomètre optique a été utilisé pour mesurer précisément la hauteur du cordon avec un intervalle régulier. Cette méthode est bien plus précise et rapide que celle qui consiste à mesurer la hauteur du cordon en différents points à partir d'une image de coupe transversale du cordon, comme à la figure V.4.

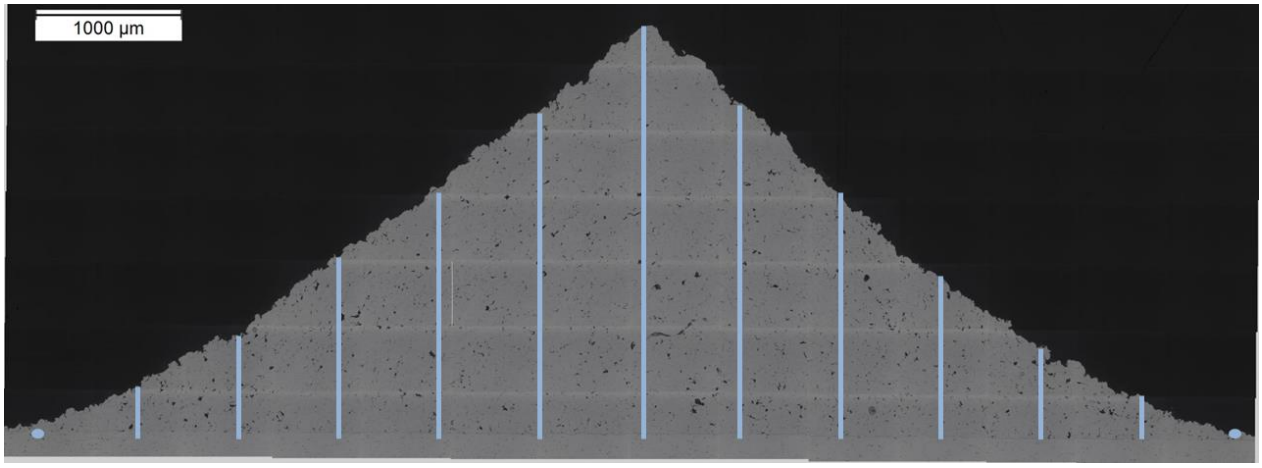


Figure V. 4 : Coupe optique transversale d'un cordon sur lequel une discrétisation a été effectuée.

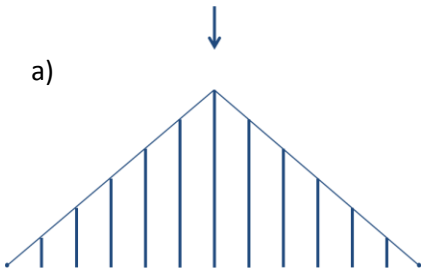
La discrétisation des profils des cordons joue un rôle essentiel en ce qui concerne la précision et le temps de calcul du modèle. En effet, le pas de calcul du modèle, qui sera introduit par la suite, dépend de l'intervalle choisi pour la discrétisation. En aucun cas, le pas de calcul ne peut être plus faible que

l'intervalle de discrétisation du cordon. En revanche, le pas de calcul peut être choisi égal à un multiple de l'intervalle de discrétisation. Par exemple, si l'intervalle de discrétisation est de 20 µm, le pas de calcul devra être de 20 µm, 40 µm, 60 µm, 80 µm, 100 µm, etc.

Il est inutile de choisir un pas de calcul trop faible pour deux raisons. La première est que plus le pas de calcul est petit, plus le modèle est précis mais plus le temps de calcul est élevé. En effet, il peut être facilement montré que le pas et le temps de calcul sont liés par proportionnalité inverse. La seconde raison est liée à la granulométrie de la poudre. En effet, le profil d'un cordon peut être vu comme constitué de deux éléments : un profil global commun à tous les profils d'un même cordon, auquel s'ajoutent les aspérités de surface. Celles-ci diffèrent d'un profil à l'autre, car localement la répartition des impacts des particules est aléatoire. Le choix d'un pas de calcul plus grand que le diamètre moyen des particules permet donc de limiter l'effet de ces aspérités. Par exemple, si la poudre a un Dv50 de 20 µm, il est recommandé de ne pas choisir un pas de calcul inférieur à 100 µm.

1.2.2. Angle d'impact

Si l'angle de projection est fixe et global, alors l'angle d'impact est une grandeur locale correspondant à l'angle réel vu par la particule de poudre lorsqu'elle frappe la surface. L'angle d'impact évolue donc au fur et mesure de la construction du dépôt. Si, au début de la simulation, l'angle d'impact est le même que l'angle de projection, dans le cas d'un substrat plan, la situation change après le premier passage de la buse. En effet, lors de la réalisation d'un revêtement, il y a recouvrement entre les différents cordons déposés successivement. La géométrie du substrat change donc après chaque passage de buse, ce qui modifie l'angle d'impact vu par les particules.



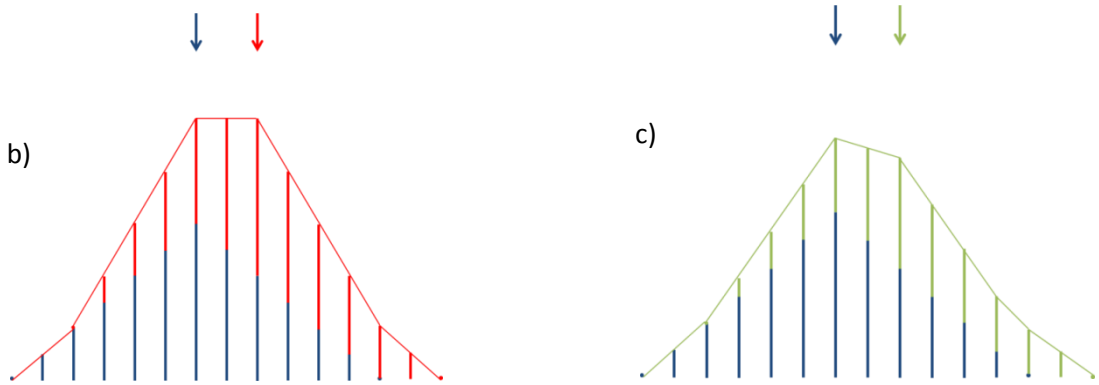


Figure V. 5: Schéma illustrant : a) le premier cordon déposé ; b) la superposition du deuxième cordon, décalé d'un pas, sans tenir compte du rendement relatif dû à l'angle d'impact ; c) la superposition du deuxième cordon, décalé d'un pas, en tenant compte du rendement relatif dû à l'angle d'impact.

Comme dit dans le chapitre 4 et dans la bibliographie, l'angle de projection a une forte influence sur le rendement d'un revêtement et sur la géométrie d'un cordon [3]. Plus l'angle de projection est faible, plus le rendement diminue. Il est raisonnable d'imaginer que ce comportement macroscopique reflète une tendance microscopique : quand l'angle de projection diminue, l'angle d'impact moyen des particules diminue aussi et la probabilité des rebonds augmente. Dans cette optique, il est nécessaire de calculer à tout moment l'angle d'impact et, donc, le rendement local, afin de pouvoir ajuster point par point la hauteur de dépôt à ajouter dans le modèle.

Le calcul de l'angle d'impact est illustré par la figure V.6. Pour un point donné, les différences entre les hauteurs du dépôt des points voisins sont calculées. Deux écarts de hauteur, e_1 et e_2, sont ainsi obtenus (Eq. 1), pouvant être positifs ou négatifs en fonction du sens de la pente.

$$e_1 = h_{n-1} - h_n$$

$$e_2 = h_n - h_{n+1}$$

Équation 1 : Calcul des écarts de hauteurs pour des points voisins immédiats

Si le pas de calcul est faible, il est possible d'utiliser non pas des points voisins immédiats mais des points voisins plus éloignés afin que la zone de calcul de l'angle d'impact soit suffisante. En effet, si la zone de calcul de l'angle d'impact est trop restreinte, cela accentue l'importance des aspérités, qui sont très rapidement moyennées lors d'une projection. Un bon compromis est d'avoir une zone de 1 mm pour l'angle d'impact. Pour un pas de calcul de 100 µm, il vaut mieux utiliser les coordonnées n-5 et n+5 pour calculer l'angle d'impact au lieu des coordonnées n-1 et n+1. Dans ce cas e_1 et e_2 prennent les valeurs suivantes (Eq. 2).

$$e_1 = h_{n-5} - h_n$$

$$e_2 = h_n - h_{n+5}$$

Équation 2 : Calcul des écarts de hauteurs pour des points voisins éloignés

Une fois ces deux écarts calculés, trois cas sont alors envisageables comme représenté sur la figure V.6.

- Cas a, où e_1 et e_2 sont de même signe, qui correspond à une pente.
- Cas b, où e_1 est positif et e_2 est négatif, qui correspond à un creux.
- Cas c, où e_1 est négatif et e_2 est positif, qui correspond à un pic.

Selon le cas obtenu, l'écart total peut être calculé différemment afin d'appliquer des compensations en fonction des cas. Une compensation positive est choisie pour les creux, car il est plus facile d'y déposer de la matière. En effet, le trou se comble petit à petit ce qui réduit l'angle d'impact. Une compensation négatives pour les pics, car c'est le cas le plus critique où l'angle d'impact à tendance à s'accentuer. Pour ce qui concerne les pentes aucune compensation n'est appliquée.

Dans le cas des pentes et des creux, l'écart total a été définit comme :

$$e = |e_1 + e_2|$$

En revanche, dans le cas des pics :

$$e = |e_2 - e_1|$$

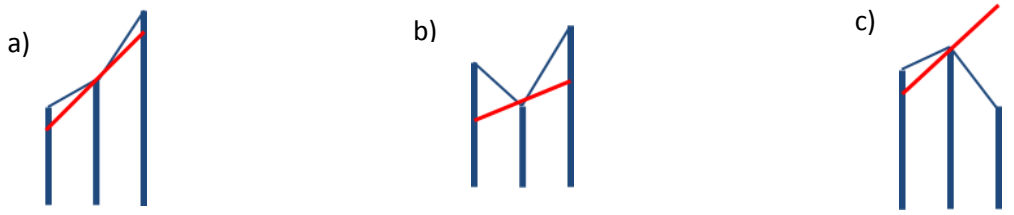


Figure V. 6 : Schéma présentant, en rouge, l'estimation des angles de projection en fonction des différents cas.

L'angle d'impact peut alors être calculé via une simple formule mathématique (Eq. 3).

$$\alpha = 90 - \arctan\left(\frac{e}{coordonnée_{n+x} - coordonnée_{n-x}}\right)$$

Équation 3 : Calcul de l'angle d'impact

La variable x dépend donc du choix de la zone d'angle de l'impact prise lors du calcul des écarts de hauteurs. Dans les cas où les voisins immédiats ont été retenus, x prend la valeur de 1. Et pour des voisins éloignés, x peut prendre différentes valeurs, telles que 5 comme dans le cas présenté précédemment.

Une fois l'angle d'impact calculé en un point, l'épaisseur de dépôt à ajouter sur ce point peut être ajustée grâce à la courbe donnant le rendement relatif en fonction de l'angle de projection (figure V.7). Si l'angle est proche de 90°, la hauteur déposée ne sera pas ou sera peu affectée. En revanche, si l'angle d'impact est faible, la hauteur de dépôt ajoutée en ce point sera fortement réduite, voire inexistante si l'angle dépasse une certaine valeur. Dans le cas où l'angle d'impact calculé, ne correspond pas à une mesure, le rendement associé à cet angle est interpolé grâce à la courbe. Par exemple, si l'angle d'impact calculé est de 65°, le rendement relatif pour cet angle est de 73%. Si en ce point, un rendement de 100% correspond à une hauteur de 200 µm de dépôt à rajouter, alors, la hauteur a ajouter après correction de l'angle d'impact est de 146 µm.

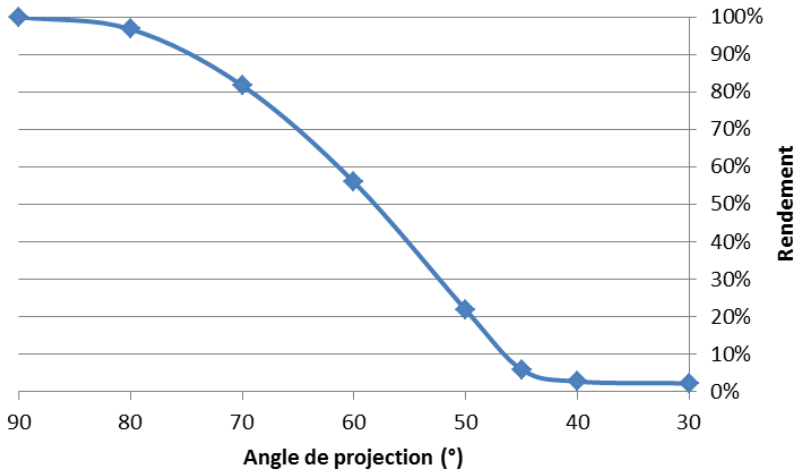


Figure V. 7 : Courbe présentant le rendement relatif en fonction de l'angle de projection.

1.3. Paramètres du modèle

1.3.1. Vitesse d'éclairement

La vitesse d'éclairement affecte uniquement la quantité de matière à ajouter par passe [5]. En effet, la largeur du cordon dépend uniquement des paramètres de projection, tels que la pression ou la température du gaz, le débit massique ou encore la distance de projection, et non de la vitesse d'éclairement. En effet, les rendements absolus, obtenus pour différentes vitesses d'éclairement, sont équivalents, comme le montre la figure V.8. Les petits écarts observés entre les différentes vitesses d'éclairement sont liés aux erreurs de mesures lors du calcul du rendement et peuvent être négligés. Les rendements étant identiques d'une vitesse à l'autre, la masse de poudre déposée est donc inversement proportionnelle à la vitesse d'éclairement. Cela se traduit par le fait que la hauteur des profils des cordons diminue quand la vitesse d'éclairement augmente. Autrement dit, si la vitesse d'éclairement est doublée, la hauteur du profil en chaque point doit être divisée par deux.

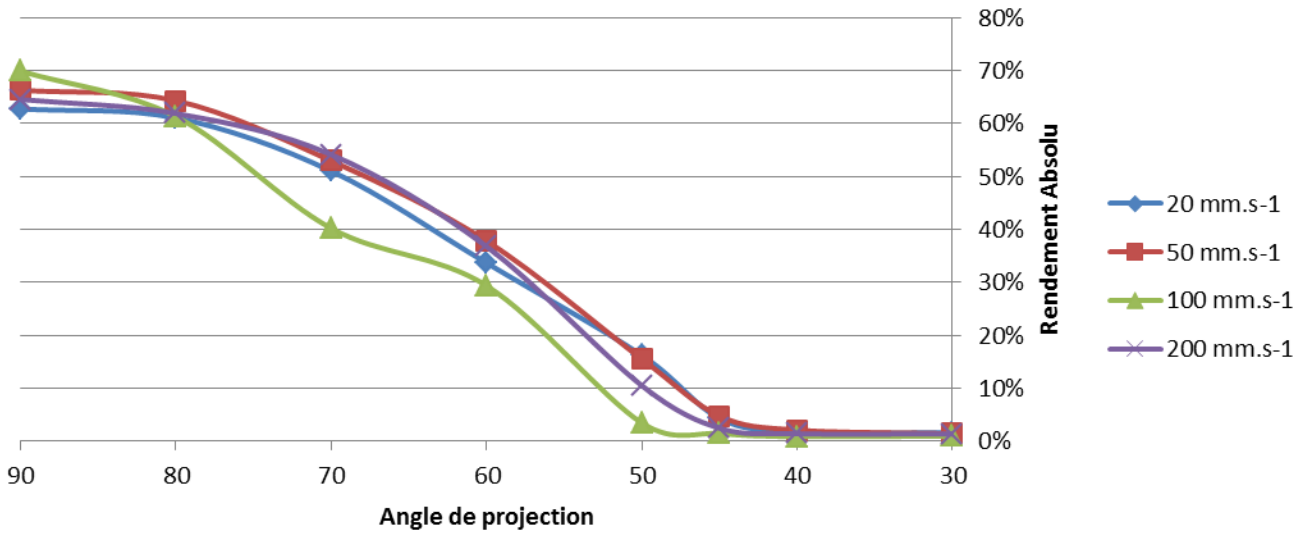
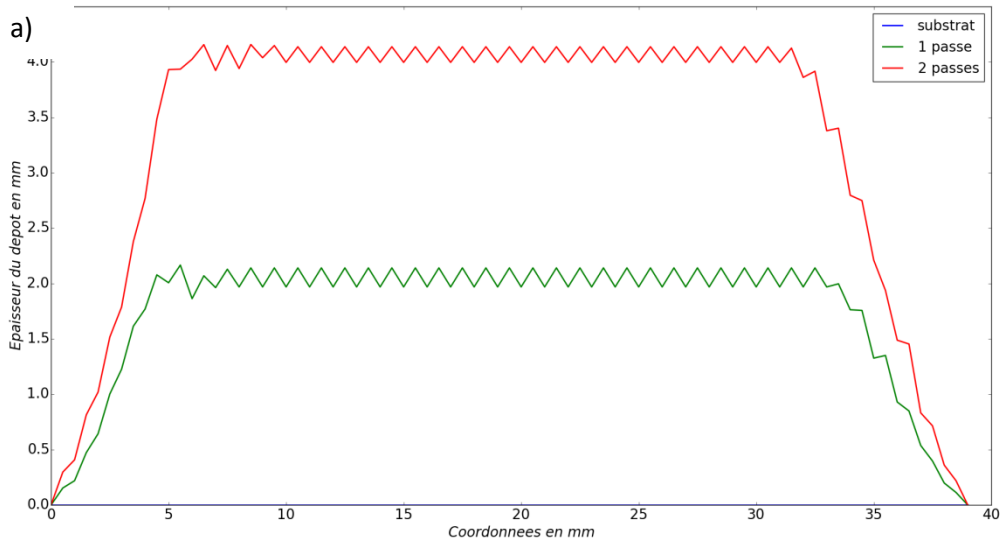


Figure V. 8 : Courbes présentant le rendement absolu de cordons en fonction de l'angle de projection pour différentes vitesses d'éclairement.

Pour pouvoir comparer facilement l'effet des différents paramètres sur le dépôt, les simulations sont réalisées à iso-temps de projection. En effet, si l'on augmente la vitesse d'éclairement pour un nombre de passes constant, il est logique que l'épaisseur du dépôt soit plus faible puisque le temps de projection et, donc, la quantité de matière distribuée sont réduits. En travaillant à iso-temps de projection, la quantité de poudre projetée reste la même. Pour respecter ce critère, il suffit d'augmenter le nombre de passes quand on augmente la vitesse d'éclairement. De cette façon, le dépôt ayant le rendement le plus important est celui qui est le plus épais.



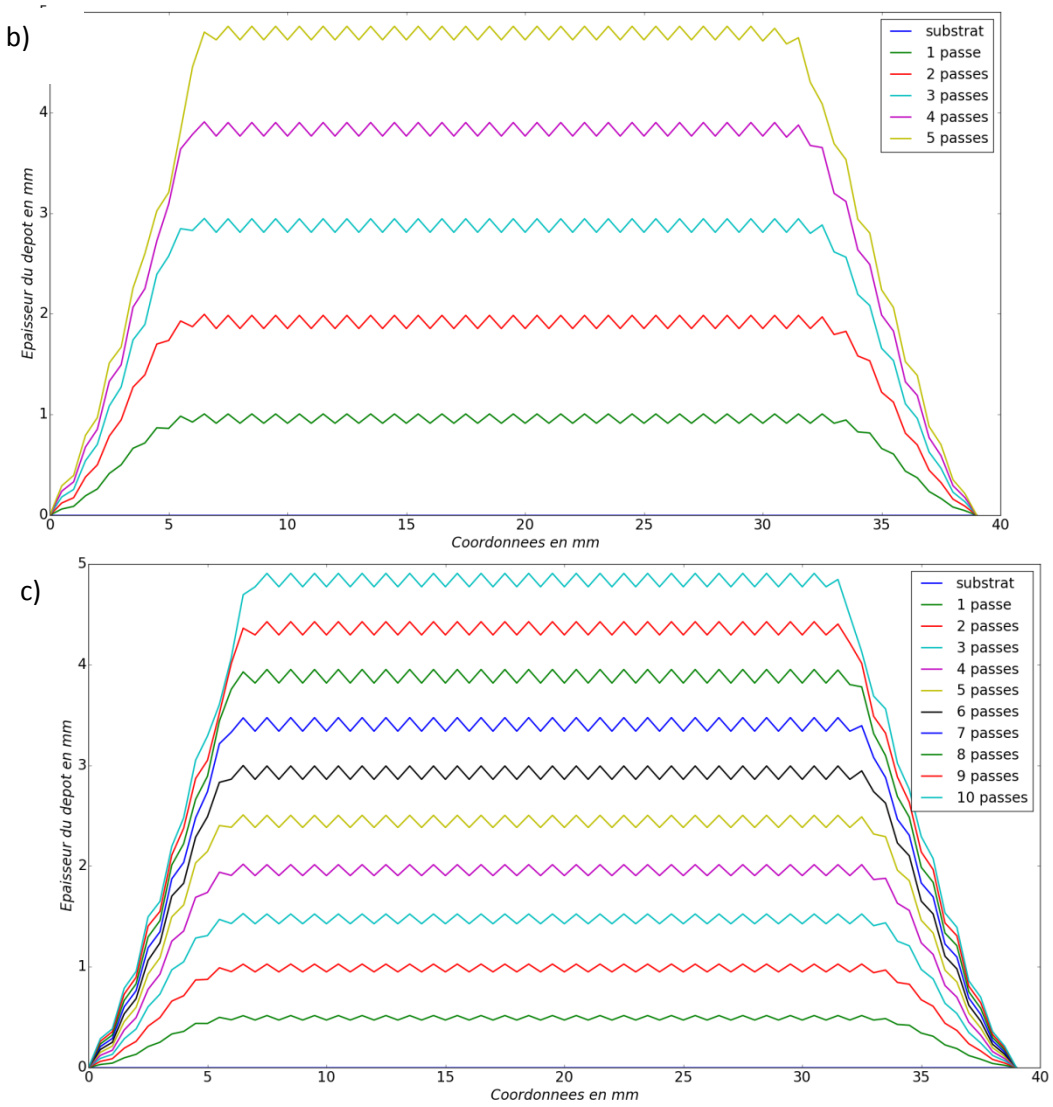


Figure V. 9 : Simulation 2D d'un dépôt réalisé avec un pas de 1 mm en a) 2 passes à 20 mm.s^{-1} b) 5 passes à 50 mm.s^{-1} c) 10 passes à 100 mm.s^{-1}.

Le choix de la vitesse d'éclairement a une influence directe sur le rendement des dépôts comme le prouve la figure V.9. Pour un temps de projection identique, à 20 mm.s^{-1} l'épaisseur moyenne est de 4,1 mm alors qu'elle est de 4,8 mm pour une vitesse d'éclairement de 50 mm.s^{-1}. Cependant, à partir d'une certaine vitesse, l'épaisseur du dépôt final atteint une valeur limite. Dans le cas de la poudre d'aluminium 2024, à partir de 50 mm.s^{-1}, on constate qu'il n'y a quasiment plus aucune différence d'épaisseur expérimentalement. Ce qui est confirmé par la simulation où l'épaisseur du dépôt réalisé à 100 mm.s^{-1} est de 4,85 mm, soit une augmentation de seulement 0,05 mm par rapport au dépôt réalisé à 50 mm.s^{-1}.

L'augmentation de l'épaisseur du dépôt en fonction de la vitesse d'éclairement, et sa valeur limite, peuvent être expliquées comme suit. Si la vitesse d'éclairement est faible, la hauteur des profils des cordons est élevée. Une fois le premier cordon déposé, les angles d'impact pour les passes successives

deviennent donc inférieurs à 90°. Plus la vitesse d'éclairement est faible, plus les angles d'impact s'éloignent de 90° et donc le rendement diminue. L'épaisseur déposée pour les cordons suivants, qui se superposent les uns les autres, sera donc grandement réduite. Lorsque la vitesse d'éclairement augmente, la hauteur des profils du cordon diminue et les angles d'impact se rapprochent de 90°, minimisant ainsi la perte d'épaisseur des cordons suivants. Une fois que la vitesse d'éclairement a atteint une certaine valeur, le profil des cordons est suffisamment aplani pour que l'influence de l'angle d'impact devienne négligeable. Ceci explique pourquoi l'épaisseur du dépôt se stabilise à partir d'une certaine vitesse d'éclairement.

1.3.2. Trajectoire de la buse

1.3.2.1. Le pas

Le pas a été défini comme la distance entre chaque passage de buse (voir figure V.2). Son influence est étudiée dans cette partie. Comme la vitesse d'éclairement, le pas va influencer directement la quantité totale de matière projetée. Pour pouvoir facilement comparer les résultats de simulation entre eux en variant le pas, le critère d'iso-temps de projection a été imposé. Pour cela, les simulations ont été effectuées à une même vitesse d'éclairement et le nombre de passes a été ajusté en fonction du choix du pas pour maintenir la même masse projetée. Par exemple, si la taille du pas est doublée, alors le nombre de passes à effectuer doit être multiplié par deux également.

Le pas a peu d'influence sur l'épaisseur du dépôt, comparé à la vitesse d'éclairement, à condition qu'il soit suffisamment grand. En effet, quand le pas est petit par rapport à la largeur du cordon, le recouvrement entre deux cordons successifs devient grand. Plus de particules verront donc un angle d'impact réduit, ce qui conduit à une baisse du rendement. Ceci est illustré par la figure V.10, qui montre que plus le pas est petit, plus les pentes générées sont fortes.

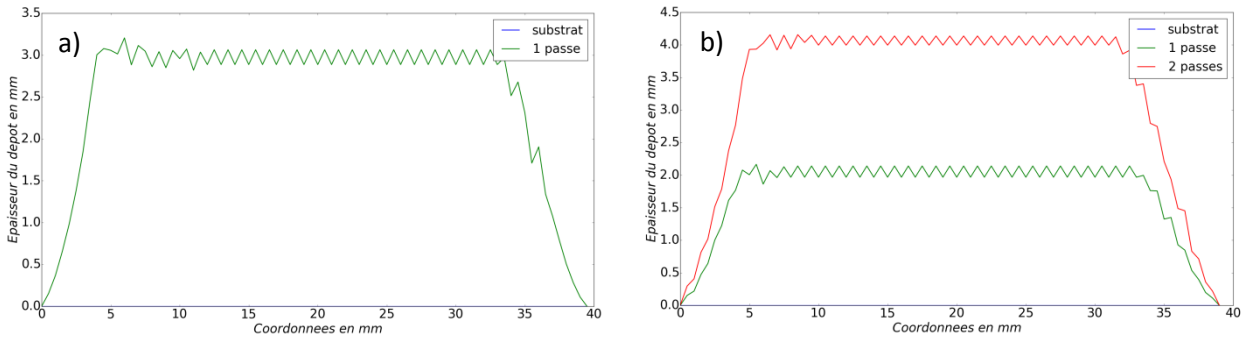


Figure V. 10 : Simulation de profils de dépôt réalisés à 20 mm.s^{-1} a) Avec un pas de 0,5 mm en 1 passe et b) Avec un pas de 1 mm en 2 passes.

Le choix du pas influence également la rugosité du dépôt. Notamment, ce paramètre affecte à la fois la forme de la rugosité et sa profondeur maximale, comme montré à la figure V.11.

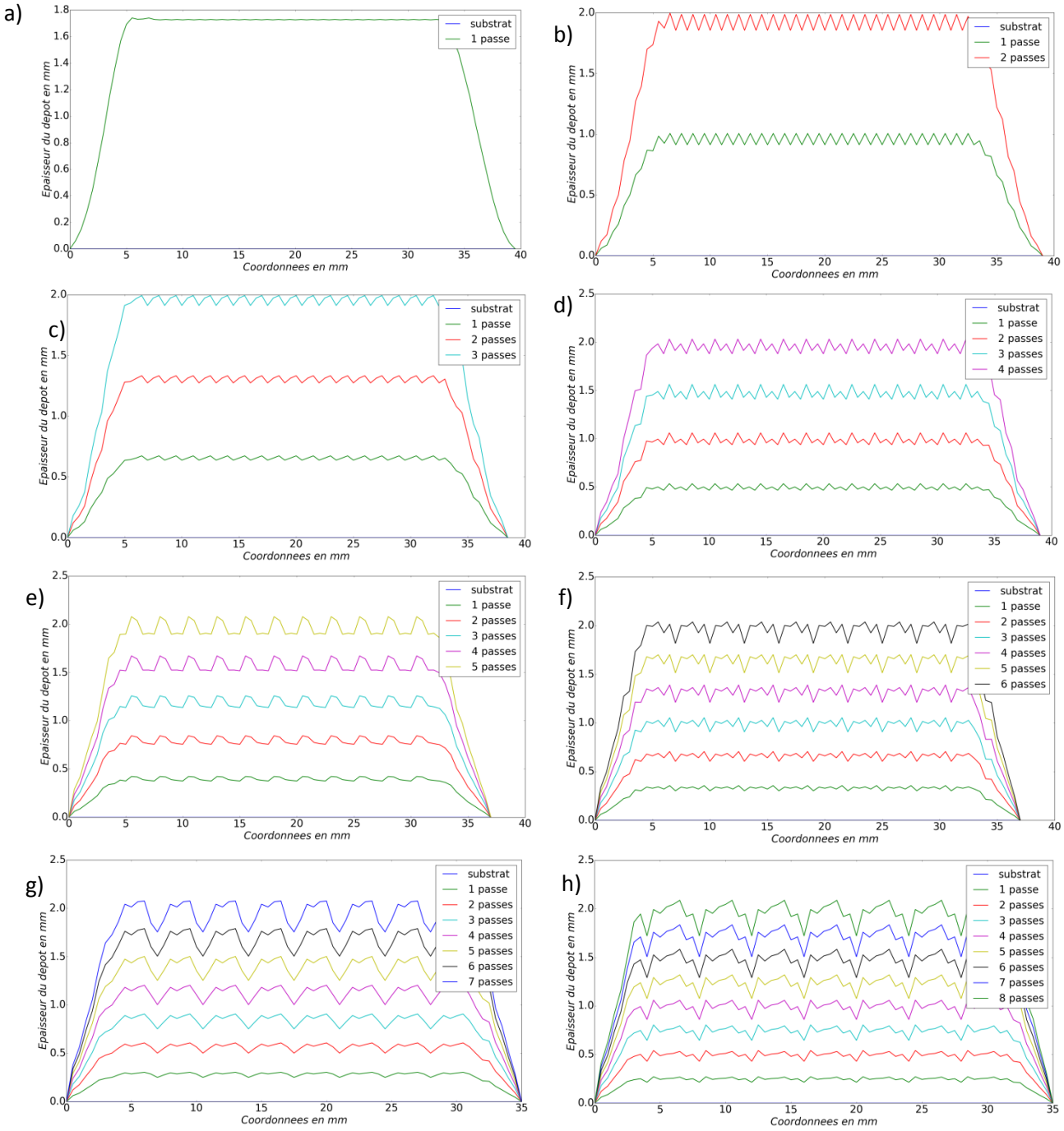


Figure V. 11 : Simulation de profils de dépôt réalisé à 50 mm.s-1 avec a) Un pas de 0,5 mm en 1 passe, b) Un pas de 1 mm en 2 passes, c) Un pas de 1,5 mm en 3 passes, d) Un pas de 2 mm en 4 passes, e) Un pas de 2,5 mm en 5 passes, f) Un pas de 3 mm en 6 passes, g) Un pas de 3,5 mm en 7 passes et h) Un pas de 4 mm en 8 passes.

L'analyse de ces résultats a montré que, contrairement à la vitesse d'éclairement, aucune tendance n'a pas pu être dégagée en ce qui concerne l'effet du pas. Il faut donc étudier chaque pas individuellement pour observer son influence sur l'épaisseur du dépôt mais surtout son influence sur la rugosité de surface. Dans une optique de réparation ou de fabrication additive, le pas est un paramètre à optimiser.

Le pas optimal, avec les autres variables fixes, peut être défini comme le pas où le point le plus bas du dépôt, en dehors des pentes de construction, est plus haut que ceux des autres pas. Les simulations effectuées ont montré que le pas optimal pour la réalisation d'un dépôt à une vitesse d'éclairement de 50 $mm.s^{-1}$ est de 1,5 mm, alors qu'il est de 1 mm pour 20 $mm.s^{-1}$.

1.3.2.2. Décalage d'un demi-pas

Le décalage d'un demi-pas entre les différentes passes, illustré à la figure V.2, a été introduit afin de réduire la rugosité du dépôt. En décalant d'un demi-pas le début d'une nouvelle passe une fois sur deux, il serait possible de réduire la rugosité finale du dépôt. Le point le plus bas de ce dépôt serait ainsi moins bas que celui du même dépôt réalisé sans le décalage.

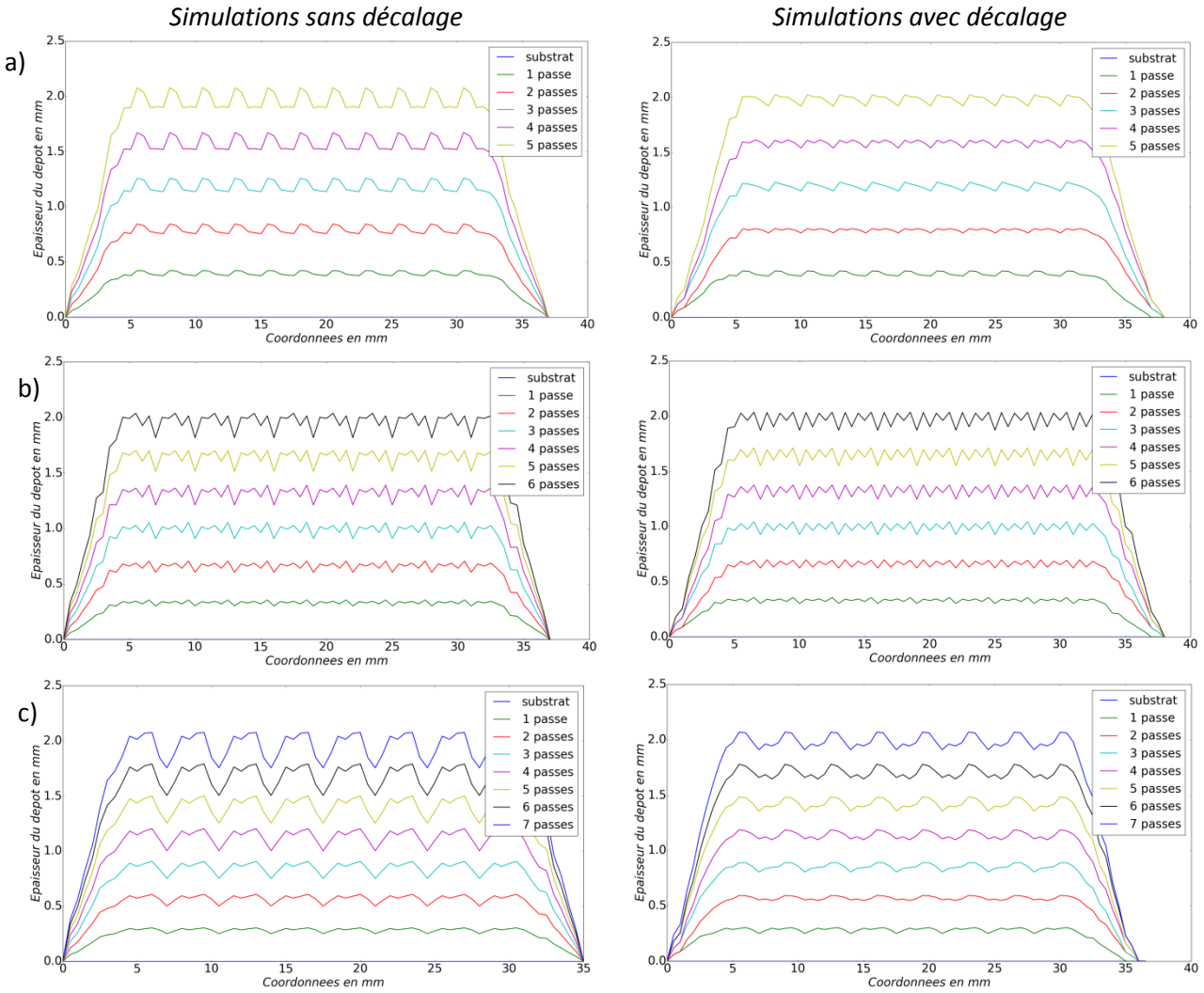


Figure V. 12 : Simulation de profils de dépôt réalisé avec (à droite) et sans décalage (à gauche) à 50 $mm.s^{-1}$ avec a) Un pas de 2,5 mm en 5 passes, b) Un pas de 3 mm en 6 passes et c) Un pas de 3,5 mm en 7passes.

Le décalage d'un demi-pas entre les passes permet de combler plus ou moins bien les aspérités, même s'il est malheureusement impossible de les éliminer totalement. L'effet du décalage varie selon les cas. Il est meilleur pour les simulations réalisées avec un pas de 2,5 ou 3,5 mm plutôt qu'avec 3mm, comme le montre la figure V.12. Dans certains cas, ce paramètre n'a aucune influence sur la rugosité du dépôt, comme montré à la figure V.13, où les deux courbes sont superposées. Il peut même avoir un impact négatif pour de rares exceptions où, même si la hauteur maximale est légèrement plus élevée, le point le plus bas du dépôt, en dehors des pentes, réalisé avec le décalage est moins élevé que celui du dépôt sans décalage. Ce cas est montré à la figure V.14 : la courbe rouge (avec décalage) est plus basse que la courbe bleue (sans décalage) dans la zone centrale du dépôt.

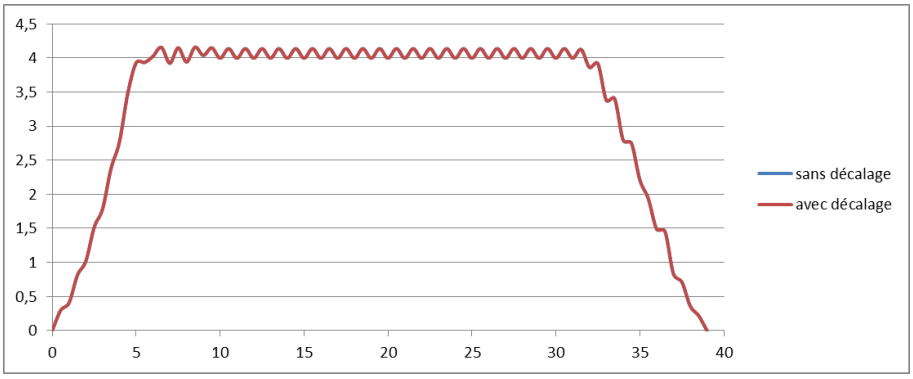


Figure V. 13 : Simulation de dépôts réalisés à 20 mm.s^{-1} avec un pas de 1 mm en 2 passes.

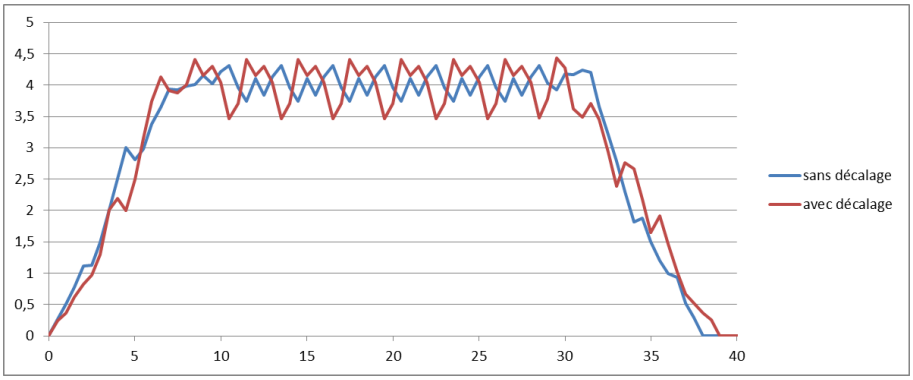


Figure V. 14 : Simulation de dépôts réalisés à 20 mm.s^{-1} avec un pas de 3 mm en 6 passes.

1.3.2.3. Inversion du sens de la buse

Le modèle permet aussi d'inverser le sens de déplacement de la buse. Cette option n'a que peu d'influence pour un substrat plan. Cela ne permet qu'une légère réduction de la profondeur de rugosité, dans le meilleur des cas, (figure V.15, en haut). En revanche, l'inversion du sens de déplacement de la buse a des effets beaucoup plus visibles sur des substrats de forme, comme ceux évoqués dans la partie 1.3.3 et montrés à la figure V.15, en bas. Cela permet d'éviter d'accentuer les défauts ou reliefs déjà présents. En effet, un trou est composé de deux pentes orientées différemment. L'angle d'impact de la

première pente est accentué par le sens de déplacement de la buse, alors qu'au contraire celui de la seconde pente est réduit. Le fait de changer le sens de déplacement de la buse permet de limiter ce problème. Cette option permet ainsi de conserver une certaine symétrie lors de la réalisation du dépôt.

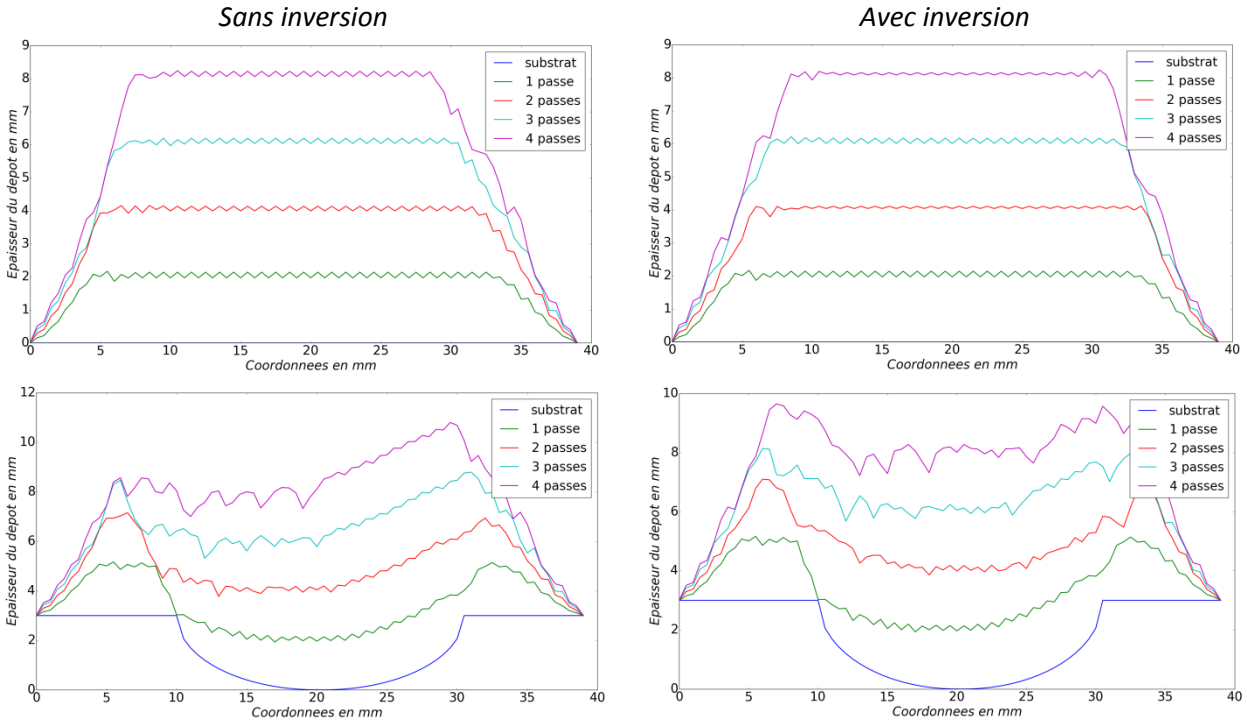


Figure V. 15 : Simulation de dépôts réalisés à 20 mm.s-1 avec un pas de 1mm en 4 passes sur un substrat plan et sur un substrat de forme.

1.3.3. Choix du substrat

Le modèle a été conçu pour s'appliquer aussi à des substrats de forme. En plus du substrat plan, six autres formes de substrat ont été pré-implémentées dans le modèle et peuvent être choisies par l'utilisateur. Ces formes sont regroupées en deux catégories, les substrats concaves et les substrats convexes. Dans tous les cas il est possible de choisir la largeur et la hauteur ou la profondeur de la forme sélectionnée, figure V.16.

Figure V. 16 : Différentes formes de substrat.

Les formes en creux peuvent s'apparenter à des zones à recharger après rayure ou usinage. Les reliefs, à l'inverse, peuvent être utiles afin de simuler l'épaisseur d'un revêtement sur un substrat avec forme.

1.4. Extension 3D

Le modèle de construction a été étendu à trois dimensions, permettant ainsi d'obtenir des surfaces. Cette extension est fortement liée au modèle en 2 dimensions. En effet, les surfaces sont obtenues en réalisant une juxtaposition de profils 2D. Dans l'implémentation actuelle du modèle, il est difficile de tenir compte de l'angle d'impact dans la direction d'avancement de la buse (axe y), contrairement à celui qui en est perpendiculaire (axe x). C'est pourquoi, à la figure V.17 qui illustre un exemple de dépôt simulé en 3D, il n'y a pas de pente sur l'axe y.

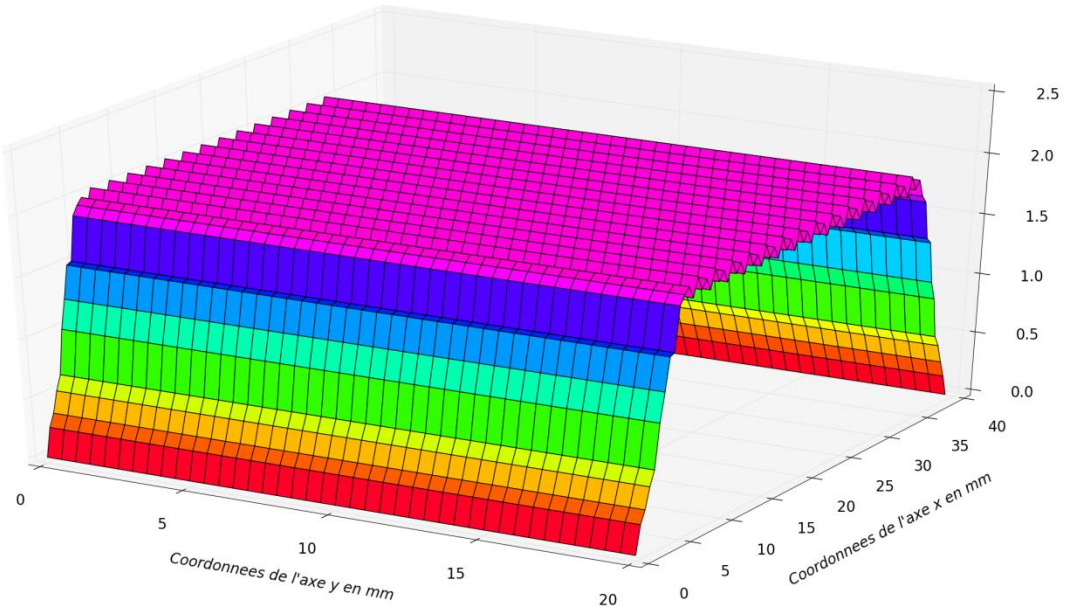


Figure V. 17 : Simulation 3D d'un dépôt réalisé en 4 passes à 50 mm.s^{-1} avec un pas de 2 mm.

En effet, dans le cas de l'axe y, si l'angle de projection est modifié, cela change également la distance de projection. Or si la distance de projection varie de manière trop importante, cela a des conséquences sur la géométrie du profil du cordon. Lors d'un essai de projection, il serait donc difficile de distinguer et de

quantifier l'influence de l'angle par rapport à celle du changement de distance de projection. De plus, suivant le sens de déplacement de la buse le long de cet axe, l'effet de l'angle de projection peut être atténué ou bien amplifié (figure V.18).

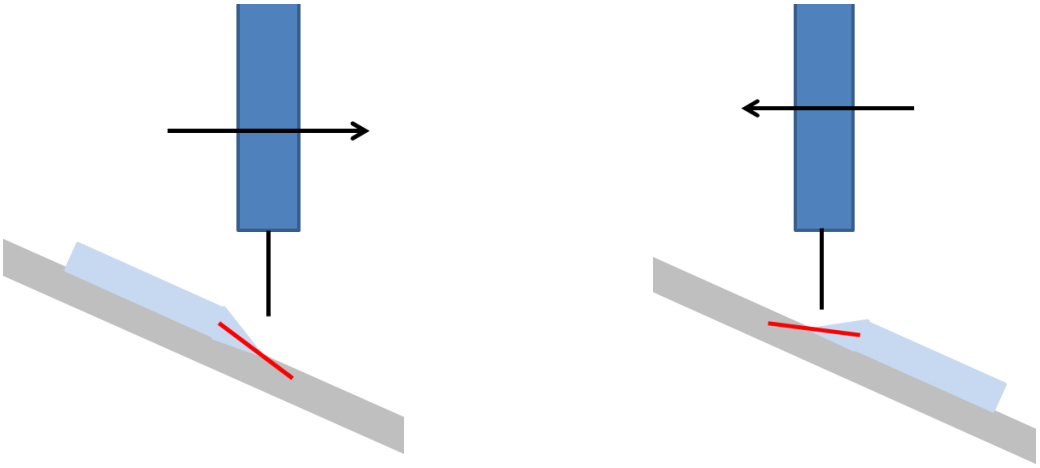


Figure V. 18 : Schéma présentant l'influence de l'angle de projection de l'axe y sur l'angle d'impact, représenté par un trait rouge, en fonction du sens de déplacement de la buse.

Lorsque la buse se déplace de gauche à droite (partie gauche de la figure V.18), le dépôt se crée d'abord sur la partie haute du substrat. Cela accentue donc l'angle d'impact local et lorsqu'on calcule celui-ci, il est plus faible que l'angle de projection initial, ce qui diminuerait encore le rendement. Si la buse se déplace de droite à gauche (partie droite de la figure V.18), le dépôt commence à se construire sur la partie basse du substrat. Le dépôt ainsi formé permet de compenser la pente du substrat améliorant ainsi l'angle d'impact, qui devient alors plus élevé que l'angle de projection, permettant ainsi d'obtenir un rendement plus élevé.

Si l'angle d'impact de l'axe y est pris en compte dans ce modèle, il faudra nécessairement le coupler à l'angle d'impact de l'axe x. De plus, il est possible que l'utilisation d'un profil triangulaire en deux dimensions ne soit plus adaptée au modèle 3D et que ce profil devra être remplacé par un cône en trois dimensions.

Dans le cadre de cette étude, il a donc été décidé pour plus de simplicité de ne pas prendre en compte l'angle de l'axe y, c'est-à-dire l'angle qui est parallèle au sens de déplacement de la buse.

2. Validation du modèle

2.1. Modèle 2D

Le modèle de construction, tel que présenté dans la partie 1.3, a restitué des résultats encourageants mais qui ne correspondaient pas tout à fait à ce que l'on a pu observer sur les dépôts. En effet, les profils

réels des dépôts, qu'ils aient été obtenus à partir d'un relevé profilométriques ou d'une observation effectuée sur une coupe, présentaient des irrégularités. Du fait que le modèle de construction n'utilise qu'un unique profil de cordon, un unique motif de rugosité, variant selon le choix des paramètres, est répété. Ce problème a pu être résolu en utilisant plusieurs profils du même cordon, servant de base au modèle. En effet, les profils réalisés sur un même cordon diffèrent tous les uns des autres à cause des aspérités même si la forme de base est identique. Le fait de se servir de plusieurs profils, pris aléatoirement, a permis de supprimer la répétition du motif et d'avoir des profils ressemblant d'avantage à ceux obtenus après projection comme l'illustre la figure V.19.

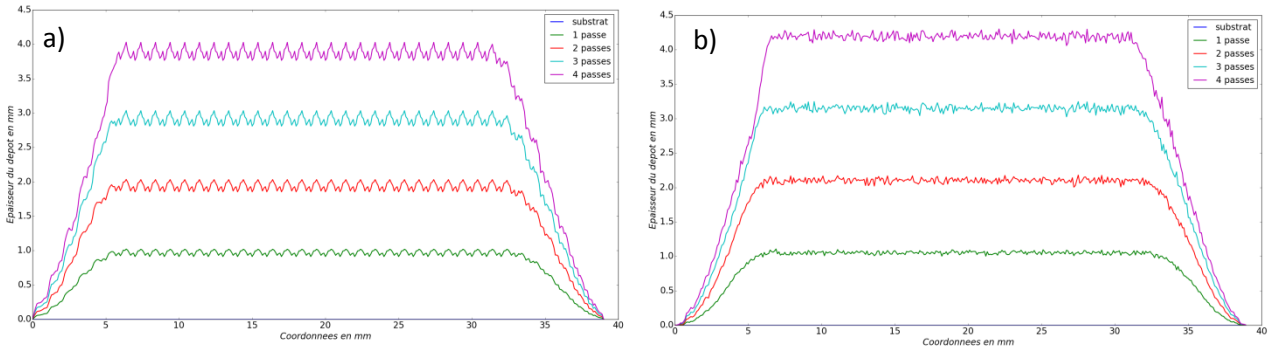


Figure V. 19 : Profils obtenus à partir du modèle de construction en utilisant les mêmes paramètres en utilisant a) Un seul profil de cordon b) Plusieurs profils de cordon.

En effet, la zone centrale d'un dépôt réalisé expérimentalement ne présente pas une répétition d'un même motif pour ce qui concerne la rugosité de surface, comme le montre la figure V.20. La rugosité est aléatoire, elle présente parfois des pics ou des creux avec des largeurs et des hauteurs différentes. L'utilisation de différents profils dans le modèle de construction permet donc d'être bien plus fidèle à ce qui est observé expérimentalement.

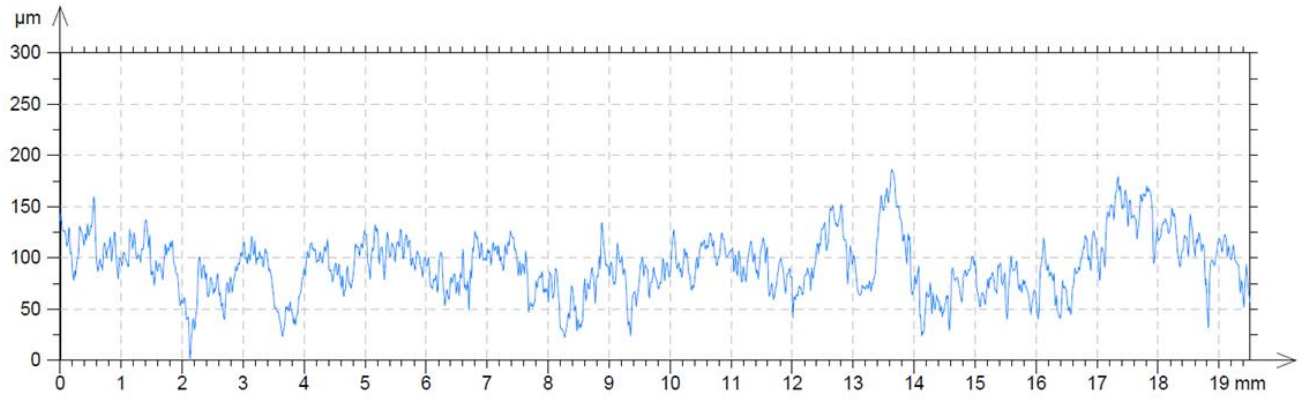


Figure V. 20 : Profil de la zone centrale d'un dépôt obtenu expérimentalement.

Après avoir vu que le modèle de construction restituait bien les dépôts sur des substrats plans, il a été vérifié sur des substrats de différentes formes. Pour comparaison, deux types de rainures ont été usinées

dans de la tôle épaisse, des profils en V et des demi-ellipses. Différentes profondeurs et différentes largeurs ont été utilisées pour ces deux types de rainures pour d'évaluer la robustesse du modèle.

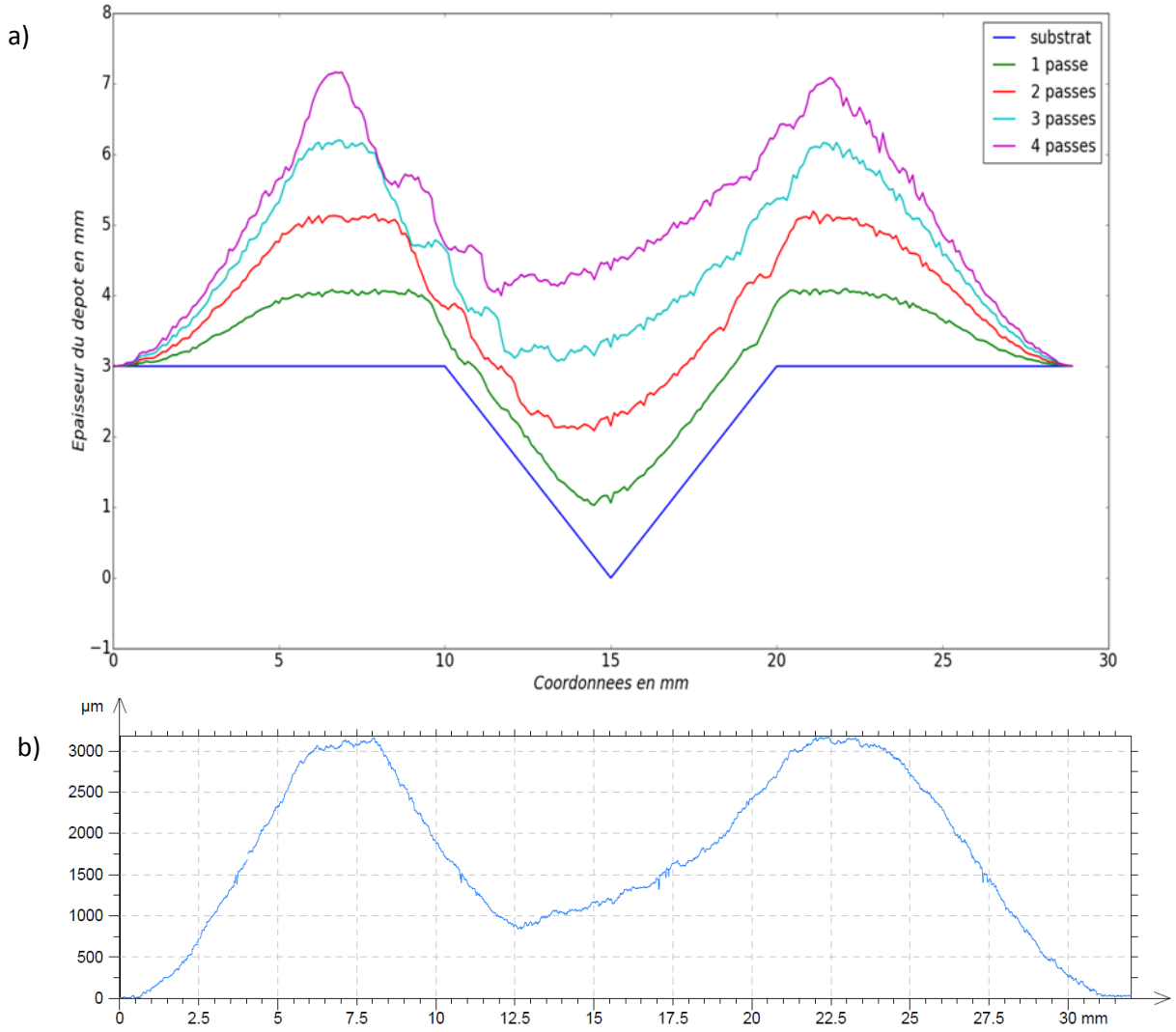


Figure V. 21 : Profils d'un dépôt réalisé à 50 mm.s^{-1} avec un pas de 1 mm en 4 passes sur un substrat présentant une rainure en forme de V de 10 mm de largeur et de 3 mm de profondeur obtenus a) Numériquement et b) Expérimentalement.

La forme du dépôt obtenue après projection est globalement semblable à celle de la simulation. La dissymétrie présente sur la simulation se retrouve bien sur le dépôt, figure V.21. De plus, le point le plus bas de la rainure se situe aux mêmes coordonnées dans le deux cas. L'altitude de point est aussi similaire dans les deux cas, il se trouve à 3,98 mm soit à 980 µm par rapport à la surface plane du substrat pour la simulation et à 850 µm dans le cas expérimental. Les angles correspondants aux différentes pentes rencontrées sont quasiment identiques entre le profil créé numériquement et celui obtenu expérimentalement. En revanche, une différence est observable pour la pente gauche du V qui est bosselée dans le cas de la simulation et non bosselé dans le cas du dépôt réel. La plus grande différence entre le profil simulé et le profil mesuré est la hauteur des bosses présentes de chaque côté du V. En

effet, les deux bosses, pour la simulation, mesurent 1 mm de plus que celles du profil expérimental. Ces différences peuvent être dues à une accumulation de petites erreurs lors de la construction « numérique » du dépôt à chaque passage de buse.

Le modèle de construction donne des résultats satisfaisants même dans le cas de rainures relativement petites, ayant une largeur de 2 mm et une profondeur de 1 mm. Pour le cas de la rainure en V, les résultats sont particulièrement encourageants. La hauteur des pics présents de part et d'autre de la rainure sont de 850 et de 930 µm pour la simulation. Dans le cas expérimental, la hauteur de l'ensemble des pics mesuré lors de la cartographie est comprise entre 700 et 950 µm. C'est valeur correspondent à celle de la zone grise des figure V.22 b) et d). Cette zone grise représente l'ensemble des profils mesurés sur le dépôt expérimental, ce qui permet d'obtenir un intervalle de valeur englobant tous les profils sur un dépôt, alors que la ligne bleue correspond à un unique profil.

En ce qui concerne la zone située au-dessus de l'encoche, la rugosité est nettement plus marquée sur le profil simulé que sur ceux obtenus expérimentalement, même s'il peut y avoir quelques variations importantes sur les profils mesurés, comme le prouve le profil bleu de la figure V.22 b). Néanmoins, l'épaisseur du dépôt simulé dans cette zone est comprise entre 300 et 500 µm ce qui correspond à la plage d'épaisseur mesurée sur le dépôt. De même, la largeur du « trou » dû à la rainure dans le dépôt est d'environ 2,5 mm, que cela soit pour le profil simulé ou mesuré.

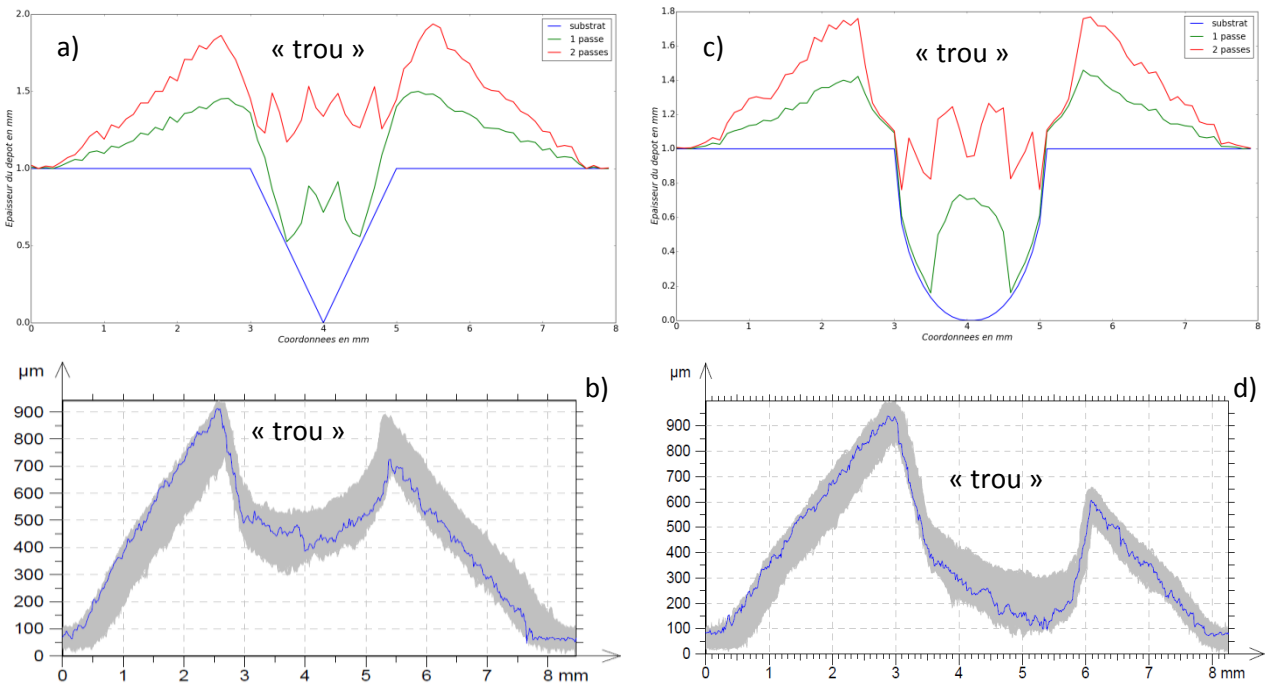


Figure V. 22 : Profils d'un cordon réalisé à 20 mm.s^{-1} en 2 passes sur un substrat présentant une rainure en V de 2 mm de largeur et de 1 mm de profondeur obtenus a) Numériquement et b) Expérimentalement et sur un substrat présentant une rainure au profil ellipsoïdal de 2 mm de largeur et de 1 mm de profondeur obtenus c) Numériquement et d) Expérimentalement.

Les résultats ne sont pas aussi concluants concernant la rainure à section ellipsoïdale. Une des raisons pouvant expliquer les dissemblances entre les profils obtenus expérimentalement et par simulation est que, lors de la fixation du substrat, celui-ci se soit légèrement décalé par rapport à l'axe du dépôt. Cela a entrainé la dissymétrie du dépôt réalisé expérimentalement. En effet, le pic droit de la figure V.22 d) est bien plus haut que celui de gauche et le « trou » du dépôt est décentré. Cette hypothèse est confirmée par la simulation de la figure V.23, qui montre la même simulation dans le cas où l'encoche est décalée de 1 mm par rapport au centre.

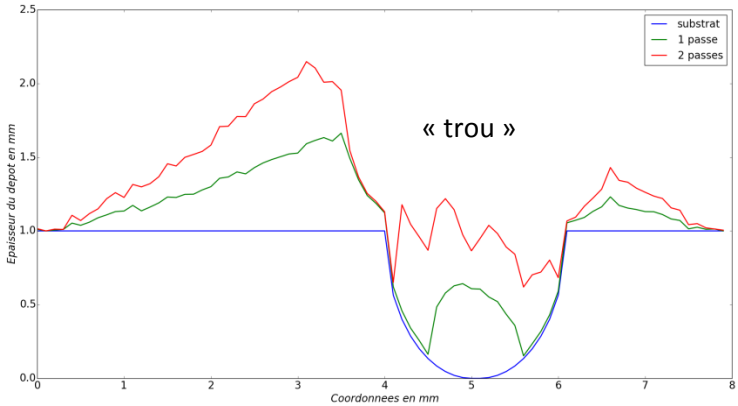


Figure V. 23 : Profil d'un cordon réalisé à 20 mm.s^{-1} en 2 passes sur un substrat présentant une rainure à section ellipsoïdale de 2 mm de largeur et de 1 mm de profondeur décentrée obtenu numériquement.

La forme du dépôt au niveau du « trou » à reboucher ne correspond pas tout à fait à ce qui est observé expérimentalement. Certains points coïncident, alors que d'autres non. La forme globale du profil simulé correspond aux observations expérimentales, c'est-à-dire la partie gauche du « trou » de l'ellipse est plus remplie que la partie droite. En revanche l'épaisseur du dépôt simulé dans cette zone est bien moins grande que celle mesurée expérimentalement. Cette différence peut être expliquée par le fait qu'au bord de la rainure la pente est extrêmement forte et presque parallèle au flux de particules. Cela implique qu'il est numériquement impossible qu'un dépôt se forme lors du premier passage de la buse sur les bords de la rainure car l'angle d'impact est trop faible. Cela se répercute sur les passes suivantes. Il est très probable que, lors de la projection de la première passe, le dépôt ait occupé une zone plus conséquente de la rainure. En effet, lors de la projection expérimentale la tâche du jet de poudre est circulaire et non linéaire. Ce qui permettrait de combler un peu le fond de la rainure et d'améliorer progressivement l'angle d'impact dans les zones extérieures, au fur et à mesure que la buse est en train de passer au-dessus de ce profil. Cet effet est impossible à reproduire lors de la simulation. Cela permettrait d'obtenir, expérimentalement, une épaisseur plus élevée sur une zone où il est numériquement impossible de déposer de la matière, comme le montre la ligne verte de la figure V.23 symbolisant l'épaisseur de revêtement déposée lors de la première passe.

Lorsque la largeur de la demi-ellipse qui forme la rainure est largement supérieure à sa profondeur, le résultat de la simulation correspond aux mesures obtenues par profilométrie sur les dépôts réels, figure V.24. La forme globale du profil simulé se superpose bien à la zone grise correspondant aux profils obtenus expérimentalement. L'épaisseur du revêtement formé sur les surfaces planes est d'environ 1

mm pour la simulation, alors qu'elle est comprise entre 0,8 et 1 mm dans le cas expérimental. Sur la rainure, l'épaisseur mesurée du dépôt est comprise entre -50 et 200 µm par rapport à la surface plane du substrat. La simulation fournit des résultats semblables, car l'épaisseur prévue est comprise entre 0 et 100 µm.

Le modèle de construction 2D est suffisamment robuste pour prédire correctement le résultat d'une projection sur un substrat non plan dans la plupart des cas. Il existe toutefois certaines situations où ce modèle montre ses limites, comme c'est le cas pour une rainure ellipsoïdale dont la largeur n'est pas suffisamment grande par rapport à sa profondeur. Si les pentes sont trop prononcées et, donc, l'angle de projection devient trop faible, les résultats du modèle de construction risquent de ne plus être fiables.

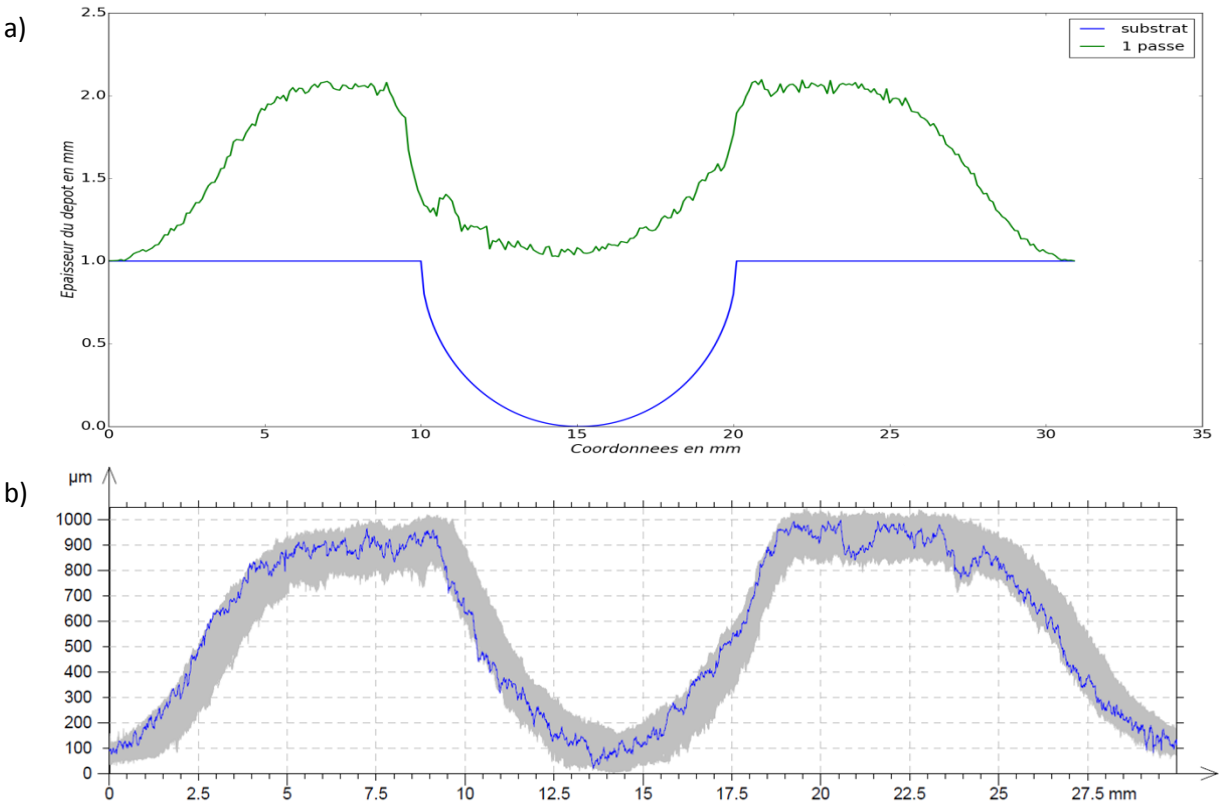


Figure V. 24 : Profils d'un dépôt réalisé à 50 mm.s^{-1} avec un pas de 1 mm en 1 passe sur un substrat présentant une rainure de section ellipsoïdale de 10 mm de largeur et de 1 mm de profondeur obtenus a) Numériquement et b) Expérimentalement.

2.2. Modèle 3D

Le modèle de construction en 3D, qui est une juxtaposition de profils, a subi les mêmes modifications que le modèle en 2D pour les mêmes raisons. En effet, expérimentalement, les surfaces ne sont pas composées d'un seul et unique profil répété placé les uns derrières les autres, mais d'une multitude de profils ayant une base similaire. Il a donc été décidé de ne pas utiliser un seul profil afin de créer une

surface mais de générer autant de profils que nécessaire. Pour simuler une surface en 3D, le modèle de construction 2D est répété jusqu'à ce que le nombre de profils d'épaisseur soit suffisant pour la taille du dépôt choisi. En effet, chaque profil utilise une même base de profil de cordon mais l'ordre et le nombre de fois qu'ils sont utilisés est aléatoire. Cela permet de pouvoir générer un très grand nombre de profils qui sont à la fois différents mais à la géométrie de base similaire. Les surfaces obtenues de cette manière présentent donc une certaine variabilité, ce qui permet de recréer une rugosité surfacique similaire à celle des dépôts réalisés expérimentalement avec les mêmes conditions, figure V.25 et V.26.

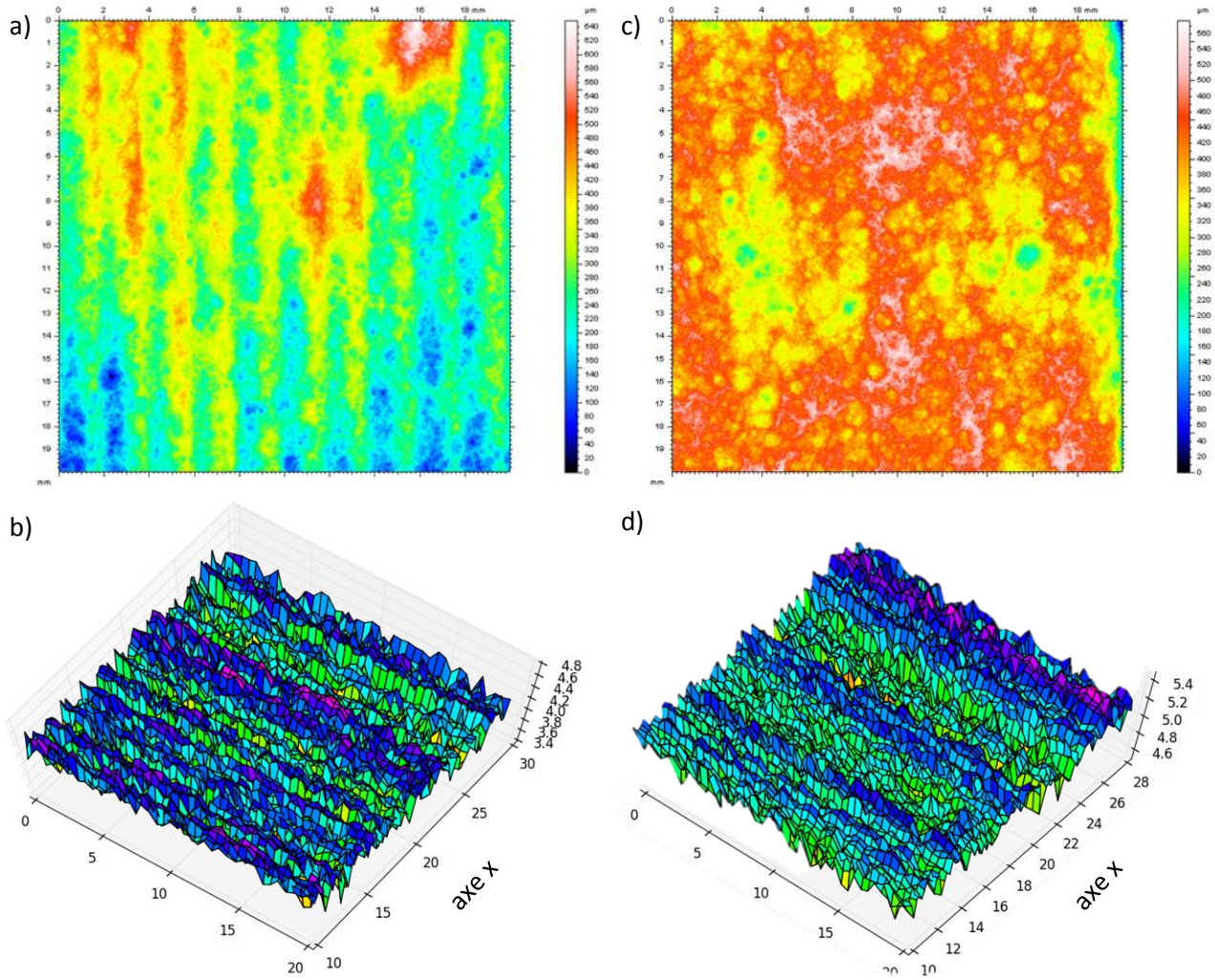


Figure V. 25 : a) Cartographie de la surface de 20 x 20 mm^2 d'un dépôt réalisé en deux passes avec un pas de 1 mm et b) Simulation correspondante, c) Cartographie de la surface de 20 x 20 mm^2 d'un dépôt réalisé en quatre passes avec un pas de 2 mm et d) Simulation correspondante pour une vitesse de 20 mm.s^{-1}.

Lors des essais de projection, il a été constaté que les paramètres liés à la cinétique de la buse avaient une influence sur l'aspect du dépôt, en particulier sur la rugosité. La rugosité de surface est particulièrement influencée par ces paramètres. En effet, pour un pas de 1 mm (figure V.25 a), la rugosité de surface présente un effet d'ondulation sur l'axe x alors que ce n'est pas le cas pour un pas de

2 mm (figure V.25 c). De plus, la plage de rugosité pour un pas de 1 mm est plus grande que celle pour un pas de 2 mm.

L'amplitude de rugosité obtenue grâce au modèle de construction est plus large que celle mesurée par profilométrie. En effet, les plages de rugosité mesurées sur les dépôts sont de 640 µm pour un pas de 1 mm et de 500 µm pour un pas de 2 mm alors que celles issues des simulations sont respectivement de 1400 µm et de 800 µm. En revanche, les motifs de rugosité donnés par le modèle de construction correspondent bien à ce que l'on obtient sur un dépôt réel avec le même jeu de paramètres. La simulation pour un pas de 1 mm (figure V.25 b), présente bien un effet de vague comme c'est le cas expérimentalement. La simulation pour un pas de 2 mm (figure V.25 d) a un aspect plus lisse en adéquation avec les observations. De plus, même si la variation de rugosité simulée est supérieure à celle mesurée, la plus grande partie des points fait partie de la même gamme de rugosité que celle mesurée. L'influence du pas est correctement prise en compte par le modèle.

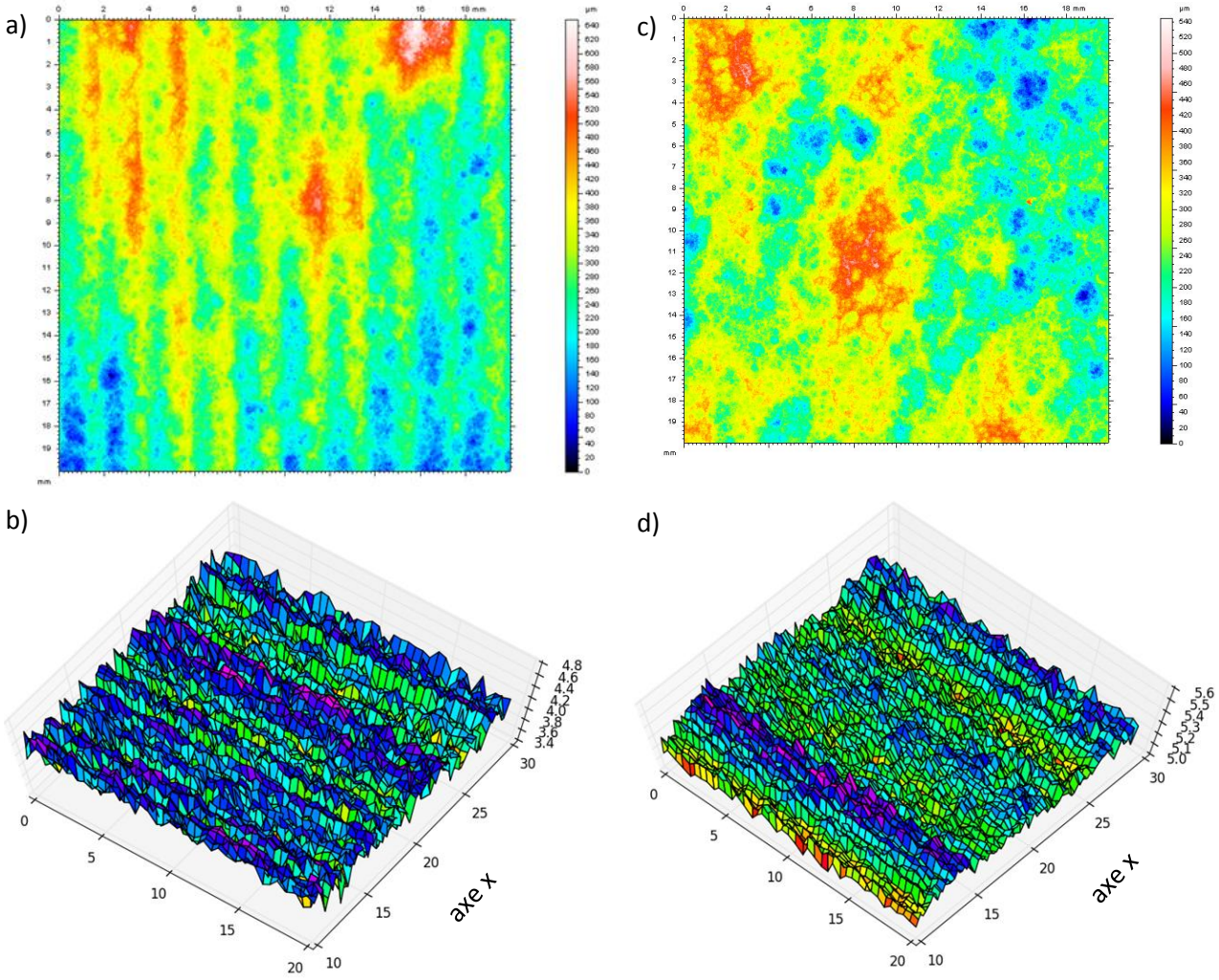
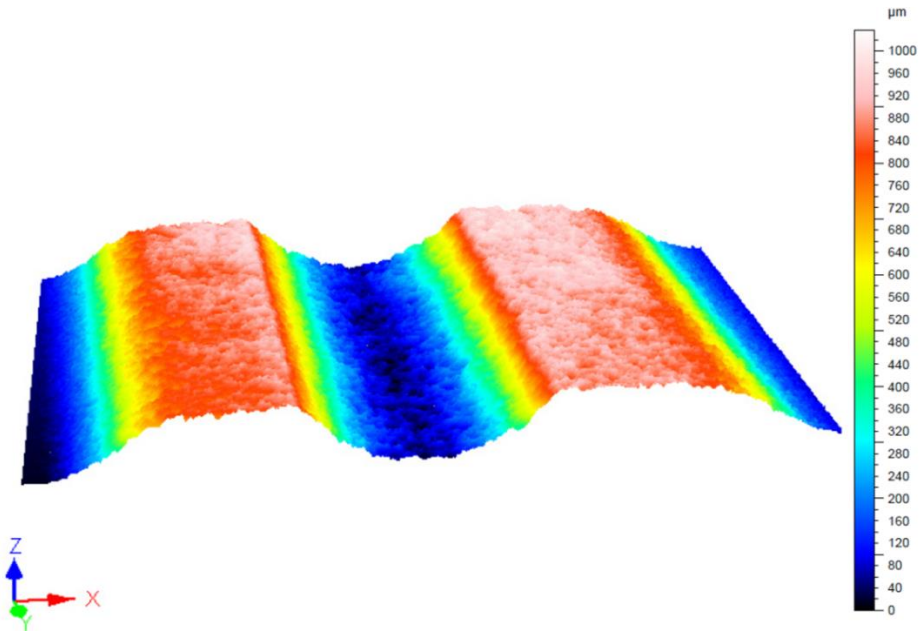


Figure V. 26 : a) Topographie par profilométrie d'un dépôt réalisé en deux passes pour une vitesse de 20 mm.s^{-1} et b) Simulation correspondante, c) Topographie par profilométrie d'un dépôt réalisé en cinq passes pour une vitesse de 50 mm.s^{-1} et d) Simulation correspondante avec un pas de 1 mm.

De la même façon que le pas, la vitesse d'éclairement a aussi une influence sur l'état de surface finale des revêtements. Pour une vitesse de 20 mm s^{-1}, la rugosité de surface forme des vagues (figure V.26 a) alors que ce n'est pas le cas pour une vitesse de 50 mm s^{-1} (figure V.26 c). Les résultats donnés par le modèle de construction dans les deux cas (figures V.26 b et d) ont un aspect semblable aux observations expérimentales : c'est-à-dire que la rugosité forme des vagues pour une vitesse de 20 mm s^{-1} et a un aspect plus lisse avec des bosses et des trous pour une vitesse de 50 mm s^{-1}. Dans le cas d'une vitesse de 50 mm s^{-1}, la plage de rugosité obtenue numériquement de 600 µm est la même que celle mesurée expérimentalement valant 540 µm. Cela signifie que l'influence de la vitesse d'éclairement est correctement traduite par le modèle.

Le modèle de construction en 3D peut aussi utiliser des substrats de forme comme pour le modèle en 2D. En revanche, la comparaison entre les surfaces obtenues par profilométrie et par simulation est plus compliquée à réaliser que sur les profils car l'axe des hauteurs est un peu plus dilaté dans le cas de la simulation. Les surfaces présentées sur la figure V.27 correspondent à la réalisation d'un dépôt en une passe à 50 mm s^{-1} avec un pas de 1 mm, comme pour la figure V.26. Les valeurs indiquées par les deux cartographies sont semblables. Les bords ont une épaisseur d'environ 1 mm, alors que la partie centrale du dépôt se situe à la même hauteur que la surface du substrat dans les deux cas. Cela permet de confirmer que le modèle 3D s'applique de manière correcte.

a)



b)

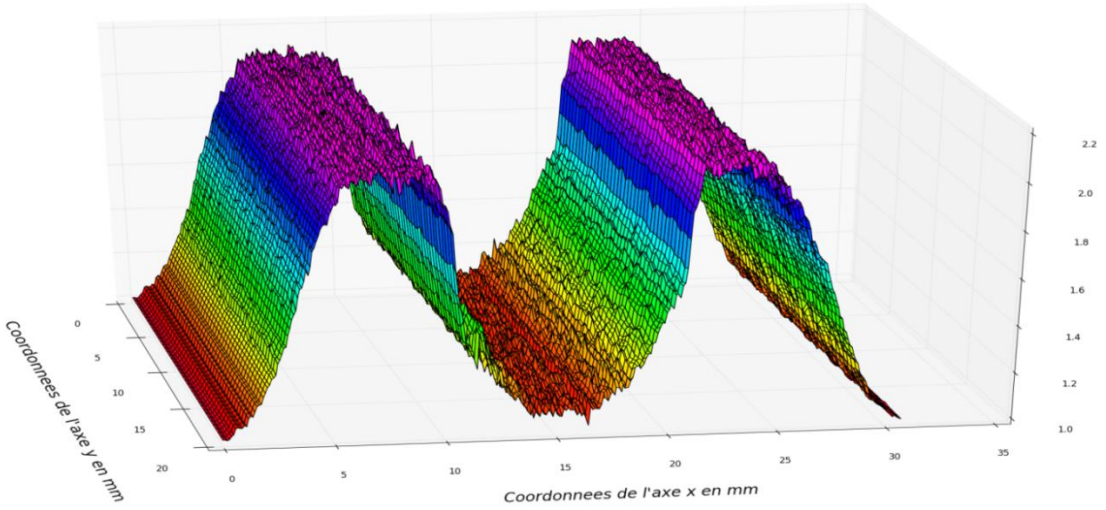


Figure V. 27 : Surfaces d'un dépôt réalisé à 50 mm.s^{-1} avec un pas de 1 mm en 1 passe sur un substrat présentant une encoche de forme ellipsoïdale de 10 mm de largeur et de 1 mm de profondeur obtenus a) Expérimentalement et b) Numériquement.

3. Applications du modèle de construction

Les applications du modèle de construction peuvent être diverses. Le modèle sert essentiellement à prédire la géométrie et la rugosité des dépôts. Il y parvient, de manière relativement fiable, comme l'a montrée la partie deux de ce chapitre. Il peut donc être utilisé pour réduire le nombre d'essais de projection nécessaire afin de trouver les meilleurs paramètres cinétiques pour une application donnée. Il peut être utiliser afin de déterminer le nombre de passe minimal à effectuer afin de combler un creux dans un substrat ou encore pour déterminer la variation d'épaisseur de revêtement sur un substrat de forme. De plus, l'un des avantages de ce modèle est son temps de calcul très court, qui permet d'essayer rapidement plusieurs jeux de paramètres. Par exemple, le temps de calcul de la surface simulée dans la figure V.25 b est de 6 secondes.

Un exemple d'utilisation du modèle en 2D est de prédire comment va se remplir la rainure de section ellipsoïdale de 40 mm de largeur et de 5 mm de profondeur, figure V.28. Cette simulation permet de voir que l'épaisseur déposée sur les parois est deux à trois fois plus faible que celle du fond de la rainure.

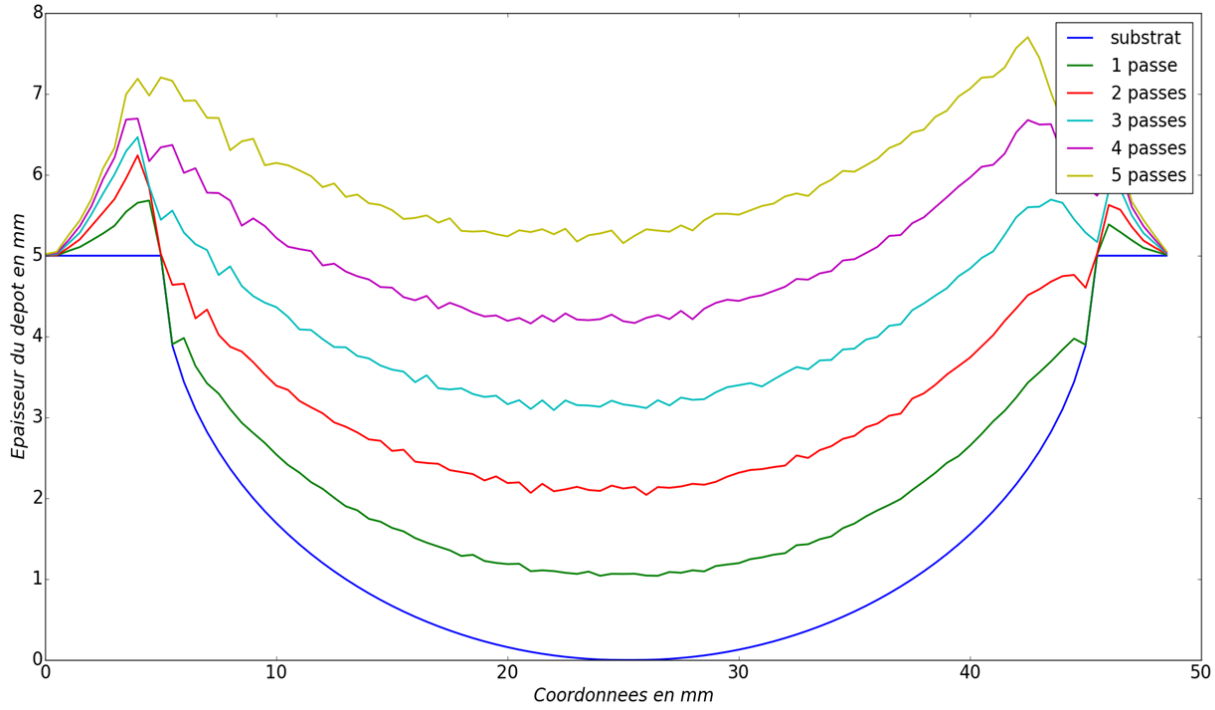


Figure V. 28 : Simulation du remplissage d'une rainure ellipsoïdale de 40 mm de largeur et de 5 mm d'épaisseur.

Un autre exemple d'application du modèle de construction, cette fois en 3D, est de prévoir le rebouchage d'un trou. Dans le cas ci-dessous, le substrat mesure 40 x 20 mm^2 et présente un trou de forme demi-ellipsoïdale dont les dimensions de 30 mm sur l'axe x, 15 mm sur l'axe y et d'une profondeur de 5 mm (figure V.29 a).

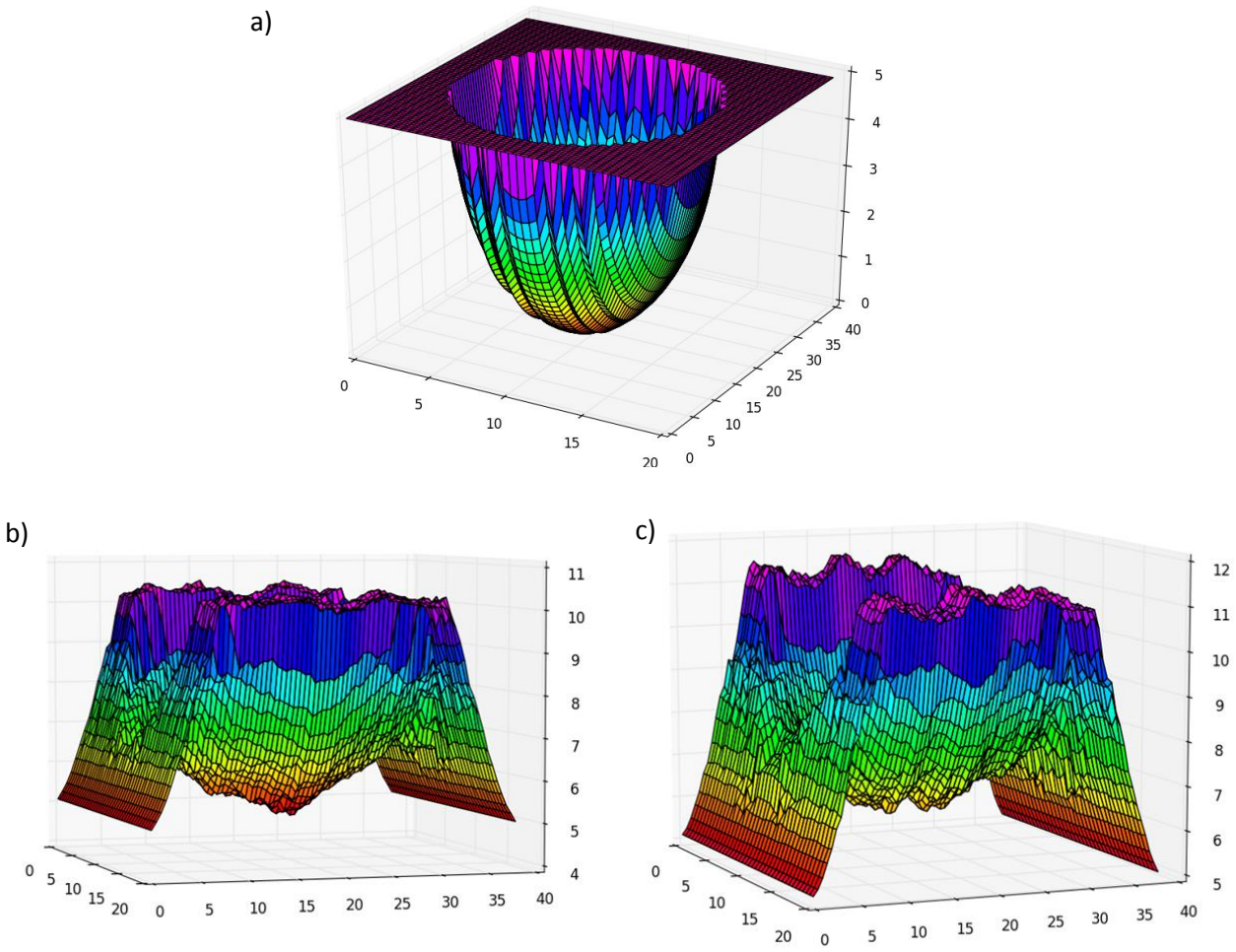


Figure V. 29 : Surfaces présentant a) Le trou à reboucher b) Le trou rebouché après 5 passes c) Le trou rebouché après 6 passes.

Si l'on fixe le pas à 1 mm et la vitesse d'éclairement à 50 mm.s^{-1}, alors la simulation indique que cinq passes ne sont pas suffisantes pour remplir complétement le trou. En effet, la figure V.29 b montre qu'une partie de la surface se situe en-dessous des 5 mm, correspondant à la hauteur de la surface plane. Ce n'est qu'à partir de la sixième passe qu'il n'y a plus de points à moins de 5 mm et que le trou est complétement rebouché (figure V.29 c). Le temps de calcul de cette simulation est inférieur à une minute.

Un autre avantage du modèle de construction est qu'il est possible d'estimer la quantité de poudre consommée pour chaque application en 3D. En effet, les paramètres liés à la trajectoire et à la vitesse de d'éclairement de la buse font partie des données d'entrée de la simulation. Ainsi, le temps de projection est facilement calculable. De plus, puisque ce modèle est valable pour un unique jeu de paramètre procédé, le débit de poudre est connu. Connaissant le débit et le temps de projection, la quantité de poudre utilisée se calcule par le simple produit des deux. Dans l'exemple du cas présenté précédemment, il faut environ 16,1 g de poudre pour reboucher le trou.

La quantité de poudre consommée calculée par le modèle reste une estimation car il ne tient pas compte de certains paramètres, comme par exemple le temps de parcours du robot pour rejoindre le point de départ de la projection et la cinétique du robot. En effet, le robot ne conserve pas une vitesse fixe tout au long de la projection. A chaque changement de direction de la buse, il y a une zone de transition où la vitesse de la buse ne correspond plus à la vitesse de consigne. Cela peut introduire des écarts entre les quantités de poudre réellement utilisées et celles estimées.

Le fait de négliger la cinétique du robot ne se limite pas à perturber l'estimation de la masse de poudre consommée, mais modifie également ce qui se passe au bord des dépôts. En effet, c'est dans cette zone que le robot ralenti pour pouvoir suivre sa trajectoire. La simulation de construction n'est donc pas fiable sur ces zones. Une masse de poudre plus importante est projetée sur ces zones. Il n'est donc pas surprenant si l'épaisseur du dépôt est plus grande que prévue sur ces zones de transitions. Cet effet est d'autant plus marqué que la vitesse d'éclairement imposée est élevée. [6]

Conclusion

Le modèle de construction permet de simuler des dépôts complets de différentes épaisseurs. Deux données d'entrée sont requises : des profils de cordons réalisés avec un angle de de 90° et une courbe, obtenue expérimentalement, donnant le rendement relatif par rapport à l'angle de projection. Ces données de base peuvent être obtenues après une seule projection sur un montage dédié. Le modèle est fondé sur la superposition itérative des profils de cordon, afin de construire le dépôt passe par passe, tout en tenant compte de l'angle d'impact local vu par les particules.

Les simulations réalisées correspondent aux observations expérimentales dans la grande majorité des cas. Les seules exceptions sont des cas où la pente est si forte que l'angle d'impact est presque nul, ou alors quand un changement brusque de géométrie est introduit sur le substrat. Ces deux cas correspondent aux limites du modèle de construction. Ces exceptions mises à part, le modèle de construction permet de prédire convenablement la géométrie des dépôts.

L'avantage de ce modèle est qu'il permet de s'affranchir des paramètres liés à la poudre ainsi qu'aux conditions de projection utilisées car ces informations sont contenues dans le profil du cordon. Il n'y a donc plus besoin de déterminer les caractéristiques mécaniques des particules, essentielles pour les simulations d'impact par EF. Or déterminer ces propriétés n'est pas toujours évident. Le modèle de construction peut s'adapter à tous types de poudre à conditions de faire l'essai de projection nécessaire à l'acquisition des données d'entrée. En revanche, l'inconvénient de ce modèle est qu'il est nécessaire de refaire un essai de projection à chaque fois qu'un des paramètres procédé est modifié pour obtenir les nouvelles données d'entrées. L'autre avantage de ce modèle est que les temps de calcul sont très courts, et que la puissance de calcul nécessaire est relativement faible, ce qui permet de faire de nombreux essais. Il peut donc être utilisé afin de réduire le nombre de projections à réaliser pour d'obtenir le résultat souhaité.

Ce modèle reste perfectible malgré des premiers résultats encourageants, en particulier dans le cas des simulations en trois dimensions. Par exemple, dans le modèle de construction en 3D, seul l'angle

perpendiculaire au sens de déplacement de la buse a été pris en compte. L'angle parallèle au sens de déplacement pourrait être ajouté et couplé afin d'améliorer les performances du modèle. Une autre amélioration consisterait à pouvoir intégrer des substrats de révolution en plus des substrats plans

Références bibliographiques

[1] TRINCHI A, YANG YS, TULLOH A, ZAHIRI H, JAHEDI M, *Cooper Surface Coating Formed by the Cold Spray Process : Simulation Based on Empirical and Phenomenological Data*, Journal of Thermal Spray Technologies, volume 20 (2011), p.986-991

[2] GOEDJEN J, MILLER R, BRINDLEY W, *A simulation technique for predicting thickness of thermal sprayed coatings*, NASA Technical Memorandum 106939, Army Research Laboratory Technical Report, 1993, p 1-15.

[3] DENG S, *Programmation robotique hors ligne et contrôle en temps réel des trajectoires : Développement d'une extension logiciel de RobotStudio™ pour la projection thermique*, Thèse de doctorat, Université de Technologie de Belfort-Montbéliard, novembre 2006.

[4] BLOCHET Q, DELLORO F, N'GUYEN F, BORIT F, JEANDIN M, *Influence of spray angle on cold spray with Al for the repair of Aircraft components* in: Proceedings of the International Thermal Spray Conference (ITSC) 2014, 21-23 May, Barcelona, DVS, 2014 p.69-74.

[5] TRIFA F, *Modèle de dépôt pour la simulation, la conception et la réalisation de revêtements élaborés par projection thermique Application au cas de l'alumine-rutile (Al2O3-13% TiO2) projeté à la torche atmosphérique à plasma d'arc*, Thèse de doctorat, Université de Technologie de Belfort-Montbéliard, 2004.

[6] GOJON S., *Etude sur l'élaboration et la caractérisation de revêtements en alliages d'aluminium et de magnésium par projection dynamique par gaz froid pour la réparation de pièces aéronautiques*, Thèse de doctorat, Université de Technologie de Belfort-Montbéliard, 2015.

Conclusion et perspectives

Les résultats obtenus lors de cette étude ont montré qu'il était possible de produire des dépôts en alliage d'aluminium 2024, avec des rendements élevés, en jouant sur les paramètres procédé et sur les caractéristiques mécaniques de la poudre. Il est également essentiel de comprendre comment s'empilent les particules de poudre lors de la projection afin de pouvoir maîtriser la forme globale du dépôt et ainsi se rapprocher le plus possible de la forme voulue pour la fabrication additive directe de pièces ainsi que pour les réparations. Cette étude a donc été réalisée suivant deux axes. Le premier visait à améliorer le rendement des revêtements en aluminium 2024 et le second à développer un modèle capable de prévoir la forme du dépôt en fonction des paramètres robot.

Afin de modifier les propriétés mécaniques des particules de poudre, un traitement thermique a été réalisé, pour de diminuer la dureté des particules d'aluminium 2024. Le traitement thermique en lit fluidisé a provoqué un changement microstructural des particules. Après traitement, les joints de grains étaient moins épais et discontinus et des agrégats atomiques sont apparus. Ces changements microstructuraux et, peut-être, d'autres qui n'ont pas pu être observés, ont permis de réduire la dureté des particules de la poudre permettant ainsi de diminuer la vitesse critique nécessaire pour que les particules puissent adhérer au substrat.

Le choix de l'installation cold spray, comme celui des paramètres de projection, a joué un rôle essentiel sur les propriétés des revêtements réalisés. Le paramètre ayant le plus d'influence était la température du gaz. Son augmentation a permis d'améliorer le rendement mais, en contrepartie, la dureté du dépôt a été diminuée. Après l'optimisation des paramètres du procédé, le rendement pour l'alliage d'aluminium 2024 n'était pas suffisamment élevé pour utiliser le cold spray en tant que procédé de fabrication additive. En revanche, la modification des propriétés mécaniques des particules de poudre, grâce au traitement thermique, a eu l'effet escompté, permettant d'augmenter le rendement des projections à des niveaux industriellement acceptables. Le rendement a été multiplié par un facteur de trois à dix, selon les jeux de paramètres de projection utilisés. De même, grâce à ce traitement, il a été possible de réaliser des dépôts d'aluminium 2024 sur l'installation « basse pression », même si les rendements sont restés relativement faibles. Si le traitement thermique a amélioré le rendement de manière significative, la dureté des dépôts a malheureusement chuté de manière tout aussi significative.

Le traitement thermique peut être utilisé de manière industrielle pour adapter les propriétés des particules de poudre afin d'améliorer plusieurs aspects comme : augmenter le rendement de la projection cold spray, réaliser un dépôt avec une température ou une pression moindre ou encore optimiser les propriétés du dépôt pour une application spécifique.

Une fois le problème du rendement insuffisant réglé, un modèle 2D et un modèle pseudo 3D ont été développés, afin de prédire la forme et la rugosité des dépôts, en fonction des paramètres du robot pour un jeu de paramètres de projection donnés. Ce modèle est fondé sur la superposition itérative des profils de cordons et a besoin de deux données d'entrées, facilement accessibles à l'aide d'un seul essai de projection. Ces données d'entrées sont des profils discrétisés d'un cordon et de la courbe relative de rendement en fonction de l'angle de projection. Ce modèle se situe à l'échelle macroscopique, ce qui permet d'avoir des temps de calcul rapide mais, en contrepartie, ne donne

aucune indication sur les phénomènes à l'échelle de la particule. Le modèle a été validé par des essais sur des substrats plans et des substrats de forme. Les résultats obtenus sont encourageants. La forme des dépôts ainsi que leurs rugosités simulées sont comparables à celles mesurées, tant que le rapport largeur-profondeur des rainures du substrat est suffisamment grand.

Du fait des idées novatrices exploitées dans cette étude, les perspectives sont nombreuses tant sur la partie expérimentale que sur la partie numérique. Cependant, certaines hypothèses émises restent encore à confirmer.

Le traitement thermique utilisé dans le chapitre trois permet de montrer la grande influence des caractéristiques des particules de poudre lors de la projection cold spray. En effet, le traitement thermique a grandement modifié les propriétés du dépôt. Il serait avantageux d'approfondir cette étude afin de mieux comprendre les changements microstructuraux qui s'opèrent lors du traitement thermique et leur influence sur les propriétés mécaniques des particules. Une expérience à effectuer serait de chauffer *in situ* dans un MET une lame mince, issue d'une particule de poudre, afin d'observer les différentes étapes de la transformation microstructurale qui se produit lors du traitement thermique. Il serait alors possible de comprendre les mécanismes et la cinétique de ces transformations métallurgiques et, *in fine*, d'optimiser le traitement thermique de la poudre pour avoir des rendements suffisamment élevés pour que la fabrication additive soit économiquement rentable sans que les propriétés mécaniques des dépôts soient trop affectées.

Le traitement thermique de la poudre a conduit à des dépôts de dureté fortement réduite par rapport aux poudres non traitées. Il faut, donc, prévoir un traitement de restauration des propriétés mécaniques du dépôt sans modifier celles du substrat. Or, pour cela des traitements thermiques sont généralement effectués. Dans le cadre de la fabrication de pièce le traitement thermique peut être envisagé mais il est à éviter pour des réparations, afin de ne pas modifier les propriétés mécaniques de la pièce réparée. Il faut donc trouver un autre moyen de restaurer les propriétés du dépôt, un grenaillage pourrait être envisagé afin d'augmenter la dureté du dépôt, par exemple. Pour pallier à la diminution de la dureté due à la baisse de l'effet de martelage, une autre solution pourrait être d'ajouter des particules d'alumine de grand diamètre. Ces particules permettraient d'obtenir un effet de martelage plus important tout en ne s'incorporant pas au dépôt à cause de leur granulométrie élevée.

A part les essais de dureté, d'autres caractérisations mécaniques pourraient être effectuées sur les dépôts réalisés dans les mêmes conditions de projections pour des poudres traitées et non traitées, afin de voir dans quelle mesure les autres caractéristiques mécaniques ont été modifiées par le traitement de la poudre.

En ce qui concerne le modèle de construction, il a été validé pour les matériaux de cette étude et il faudrait maintenant vérifier si celui-ci est bien adapté à d'autres matériaux. Le modèle de construction a été développé en 2D et puis étendu en pseudo 3D. Pour le faire évoluer en véritable modèle 3D, il serait nécessaire de prendre en compte l'influence de l'angle d'impact sur l'axe y et de le coupler avec

celui de l'axe x. De même, un profil conique en 3D pourrait être utilisé dans ce modèle à la place du profil triangulaire 2D du cordon afin de gagner en précision. Le modèle de construction actuel permet d'obtenir la forme du dépôt à partir de la trajectoire du robot mais il est tout à fait envisageable de faire l'inverse, c'est-à-dire de définir la forme souhaitée pour que le programme donne le meilleur jeu de paramètres robot. Ce changement permettrait à un opérateur de définir les paramètres robot propres à chaque type de projection. Cela pourrait permettre d'optimiser la réparation de pièces présentant des défauts de différentes formes.

Liste des publications

Acte de congrès avec comité de relecture

BUNEL M., BORIT F., DELLORO F., JEANDIN M., BACCIOCHINI A., LEMEILLE P., HERVE E., MEILLOT E., ROCHE K., SURDON G., *Experimental and Numerical Study of the influence of Powder Characteristics in the Cold Spraying of Al-based Alloys for Additive Manufacturing Using Low-Pressure, Medium-Pressure and High-Pressure Cold Spray Facilities*, in: Proceedings of the International Thermal Spray Conference (ITSC) 2017, 7-9 June, Dusseldorf, DVS, 2017 p.719-724.

Publication avec comité de relecture

JEANDIN M., DELLORO F. and BUNEL M., *Advanced modeling and simulation tools to address build-up issues in additive manufacturing by cold spray*, a full chapter in Cold Spray in the Realm of Additive Manufacturing, G. Saha ed., Springer, New York, NY, USA, in press (2019).

RÉSUMÉ

Le cold spray est un procédé où des particules de poudre sont projetées à haute vitesse sur un substrat. En se déformant, les particules de poudre y adhèrent, permettant ainsi de créer un dépôt par empilement. Les dépôts ainsi obtenus ont des propriétés mécaniques élevées, sont très denses, peuvent être épais et ont des rendements élevés, ce qui fait du cold spray un procédé idéal pour la fabrication additive. En revanche, les rendements pour les alliages d'aluminium, couramment employés dans différents domaines, sont insuffisants pour que la fabrication additive soit économiquement viable. Dans cette étude, un traitement thermique de la poudre est réalisé afin de modifier les propriétés des particules de poudre pour améliorer le rendement de projection. L'influence de ce type d'équipement ainsi que des paramètres de projection a été étudiée en mesurant la vitesse des particules (DPV2000) et en comparant les propriétés des différents dépôts. Les dépôts réalisés avec de la poudre traitée thermiquement dans les mêmes conditions mais avec de la poudre non traitée ont permis d'évaluer l'influence de la modification des propriétés des particules de poudre en fonction du traitement thermique. La fabrication additive nécessite de comprendre comment les particules de poudre s'empilent afin de réaliser des formes données. Un modèle de construction, à l'échelle macroscopique, fondé sur des données expérimentales a été développé afin de prédire la forme du dépôt. Les résultats de ces simulations ont été comparés aux dépôts obtenus expérimentalement afin de vérifier si l'épaisseur, la forme ainsi que l'état de surface concordaient.

MOTS CLÉS

Cold spray, Al 2024, dépôt, fabrication additive, traitement thermique, modélisation / simulation

ABSTRACT

Cold spray is a process where powder particles are sprayed at a high speed onto a substrate. From deformation the powder particles adhere to the substrate, which result in deposition build-up. The cold sprayed coatings show high mechanical properties, are very dense, can be thick and have a high deposition efficiency, which makes cold spray an ideal process for additive manufacturing. However, deposition efficiency for aluminum alloys such as those commonly used in different industrial sectors, are insufficient for additive manufacturing to be economically viable. In this study, a heat treatment of the powder is carried out in order to modify the properties of the powder particles to improve the deposition efficiency. The influence of the type of cold spray facilities and of spraying parameters was studied from the measurement of the particle velocity (DPV2000) and from assessing the properties of the various coatings. The coatings made of the heat treated powders compared with those made of untreated powders using similar conditions for both were used to show the influence of the modification of the particles. Additive manufacturing requires the understanding of how powder particle build-up to achieve given shapes. A model of deposition, at a macroscopic scale, based on experimental data was developed to predict the shape of the deposit. The results of these simulations were compared to experimental deposits to check thickness, shape and the surface state.

KEYWORDS

Cold spray, Al 2024, deposition, additive manufacturing, heat treatment, modeling / simulation